

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова
Российской академии наук

Межведомственный научный совет по трибологии

Ассоциация инженеров-трибологов России

при информационной поддержке журналов
«Трение и износ», «Проблемы машиностроения и надежности машин»,
«Сборка в машиностроении, приборостроении» и «Lubricants»

ТРИБОЛОГИЯ – МАШИНОСТРОЕНИЮ

XII Международная научно-техническая конференция, посвященная 80-летию ИМАШ РАН

Сборник трудов конференции

Proceedings of XII International scientific conference "Tribology for Mechanical Engineering" dedicated to the 80th anniversary of IMASH RAS

19-21 ноября 2018 года
Москва

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук

Межведомственный научный совет по трибологии

Ассоциация инженеров-трибологов России

при информационной поддержке журналов

«Трение и износ», «Проблемы машиностроения и надежности машин», «Сборка в машиностроении, приборостроении» и «Lubricants»

ТРИБОЛОГИЯ – МАШИНОСТРОЕНИЮ

XII Международная научно-техническая конференция, посвященная 80-летию ИМАШ РАН

Сборник трудов конференции

Proceedings of XII International scientific conference "Tribology for Mechanical Engineering" dedicated to the 80th anniversary of IMASH RAS

Москва, 19 - 21 ноября 2018 года

УДК 531.43/.46(063)
ББК 34.413.1я431
Т 99

Редакционная коллегия: Буяновский И.А., Прожега М.В. Самусенко В.Д.,

Т 99 Трибология – машиностроению: Труды XII Международной научно-технической конференции, посвященной 80-летию ИМАШ РАН – М.–Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2018. – 662 с.

ISBN 978-5-4344-0559-1

В сборнике приводятся результаты исследований, выполненных участниками XII Международной научно-технической конференции «Трибология – машиностроению», посвященной 80-летию ИМАШ РАН. Статьи посвящены исследованиям процессов трения и изнашивания трибосопряжений, теории и практике смазочного действия, методам защиты поверхностей трения от изнашивания, методам трибологических испытаний, снижению энергетических потерь в узлах трения. Как показывает анализ содержания представленных докладов, значительное их число описывает свойства новых и улучшение качества известных материалов. В некоторых докладах излагаются новые подходы к объяснению процессов происходящих на контактирующих поверхностях при относительном их смещении при трении. Приведены доклады, посвященные экологическим проблемам, непосредственно связанным с применением смазочных материалов, влиянием этого применения на окружающую природную среду.

Сборник рассчитан на научных работников, инженеров, конструкторов и специалистов, занимающихся проектированием или эксплуатацией машин, оборудования и приборов.

ББК 34.413.1я431
УДК531.43/.46(063)

Материалы сборника подготовлены к изданию оргкомитетом конференции на основе оригиналов авторских рукописей. Ответственность за достоверность сведений и хранение государственной или корпоративной тайны несут авторы публикаций.

ISBN 978-5-4344-0559-1

© Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук (ИМАШ РАН)
Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ШКОЛЫ ИНСТИТУТА МАШИНОВЕДЕНИЯ РАН

Буяновский И.А., Данилов В.Д., Марченко Е.А., Хрущов М.М.

E-mail: buyan37@mail.ru

ИМАШ РАН, Москва, Россия.

В докладе рассмотрены ведущие трибологические школы ИМАШ РАН. Обсуждаются направления исследований и основные научные результаты, полученные руководителями этих школ и их учениками.

Ключевые слова: машиноведение, трение, износ, смазка.

TRIBOLOGICAL SCHOOLS OF THE MECHANICAL ENGINEERING RESEARCH INSTITUTE OF THE RAS

Buyanovskii I.A., Danilov V.D., Marchenko E.A., Khruschov M.M.

The leading tribological schools of IMASH are considered. The directions of research and the main results of the activities of the heads of these schools and their followers are discussed.

Keywords: mechanical engineering, friction, wear, lubrication.

Введение

История науки показала, что создать полноценную научную школу, вносящую весомый вклад в науку, может только такой учёный, который способен генерировать поистине новые плодотворные идеи и смог создать и возглавить коллектив единомышленников. Наш доклад авторитетным научным школам, сформировавшимся в ИМАШ ещё в XX веке. Исследования основанных и возглавляемых ими научных школ прославили Отдел трибологии ИМАШ, весь ИМАШ, всю отечественную трибологию.

Образование ИМАШ РАН

Ровно 80 лет назад на основании Решения Президиума АН СССР и общего собрания АН от 29.X 1938 было издано Распоряжение № 210 по Отделению технических наук АН СССР от 10.11 1938 г. об организации Института машиноведения «с разделами работ: теория механизмов и машин, трение и износ в машинах, расчёт и конструирование машин и их деталей, холодная обработка металлов резанием». Так был создан ведущий научный, организационный и координирующий центр отечественного машиноведения, который органически вошёл в число важнейших научно-исследовательских институтов нашей страны. Одним из важнейших направлений его деятельности стало изучение процессов трения и износа в машинах. К тому времени стало ясно, что без развития науки о трении и износе машин невозможно обеспечить требуемую долговечность и надёжность машин и механизмов, что было необходимо для бурно развивающегося отечественного машиностроения. Никто не знал это лучше, чем первый директор ИМАШ РАН, академик Е.А.Чудаков, выдающийся машиновед, ранее руководитель академической Комиссии по машиноведению, на базе которой был создан ИМАШ РАН, основоположник новой научной дисциплины - теории автомобиля, автор методов расчёта зубчатых передач на износ, сцепления и тормозов на нагрев и т.д. – т.е. того круга задач, которые сейчас относят к трибологии [1, 2]. Потому-то к этому направлению исследований Е.А.Чудаков относился с особым интересом.



Рис. 1. **Евгений Алексеевич Чудаков (1890 – 1953)**

Уже в 1939 г. он в качестве председателя Оргбюро проводит 1-ую Всесоюзную конференцию по трению и износу в машинах [3], где выступает с интереснейшим докладом на тему «К вопросу о трении тел, обладающих высокой упругостью» ([3], т. 1, с.463-467). На этой же конференции с докладами выступили М.М. Хрущов (доклады «Пластичные антифрикционные материалы», т.1, с. 239-256. и «Основные положения к методам испытания на изнашивание», т.1, с. 297-309), И.В.Крагельский (доклад «Трение несмазанных поверхностей», т.2, с.265-270) и С.В.Пинегин («Долговечность подшипников качения», т. 2, с. 35-42). Будущие руководители авторитетных научных школ уже тогда проявили себя как высококвалифицированные, творчески мыслящие учёные и, в какой-то степени, в этих докладах определили основные направления своих будущих исследований, принёсших им впоследствии мировую известность. Все они стали сотрудниками ИМАШ и общее направление их исследований

чётко определил Директор Института – «Трение и износ в машинах».

В ИМАШ постепенно сформировались 6 авторитетных научных школ. Это школа **М.М. Хрушова**, для которой была характерна нацеленность на решение задач, актуальных для развивающегося отечественного машиностроения, высокий уровень экспериментальных исследований, повышенное внимание к созданию эффективных методов и средств исследований и измерений применительно как к лабораторным исследованиям, так и к деталям реальных машин и механизмов; школа **И.В. Крагельского**, приоритетными направлениями которой были: теория фрикционного контакта, молекулярно-механическая теория трения, правило положительного градиента механических свойств по глубине, усталостная теория износа, концепция третьего тела – то есть концепции, которые составили фундамент современной трибологии; школа **А.И. Петрусевича,** известная своими достижениями в области комплексного исследования контактной прочности, износа и заедания деталей машин, работающих в условиях качения и качения со скольжением и подверженных действию высоких контактных давлений; школа **С.В. Пинегина**, прославившая своими исследованиями трения качения и работами в области создания опор скольжения, смазываемых газом, школа **А.К. Дьячкова**, приоритетными направлениями которой были работы, связанные с разработкой инженерных методов расчёта подшипников скольжения и создания новых материалов и конструкций подшипников, смазываемых водой. Наконец, существует научная школа **Ю.Н. Дроздова**, основным направлением которых является разработка методов физического и математического моделирования трибологических процессов в экстремальных условиях: в авиационно-космической технике, в ядерных реакторах, в энергетическом и транспортном машиностроении при учёте физических, химических и физико-химических аспектов.

Ниже более подробно будут .рассмотрены основные направления, в которых развивались научные школы: М.М. Хрущова, как первой развитой в ИМАШ научной школе, оказавшей огромное влияние на развитие трибологии в нашей стране, школы И.В. Крагельского, как наиболее знаменитой, и школы Ю.Н. Дроздова, как наиболее близкой нам по времени возникновения и развития.

Школа М.М. Хрущова

М.М. Хрущов сыграл видную роль в организации Института машиноведения в 1938 г. Он, в ту пору зав. Технологическим отделом НАТИ, автор монографии «Поршневые кольца» и справочника «Материалы деталей автомобилей и тракторов», четвёртое издание которого было опубликовано только в 1948 г., был учёным секретарём Комиссии машиноведения, разработавшей проект создания ИМАШ. В 1940 г. М.М. Хрущов оставляет НАТИ и переходит в ИМАШ, где организует Отдел трения и износа, а позднее - Лабораторию износостойкости материалов. В её состав вошли его ученики и единомышленники, А.Д. Курицына, Р.М. Матвеевский, А.П. Семёнов, М.А. Бабичев, Е.С. Беркович, Л.Ю. Пружанский и др.

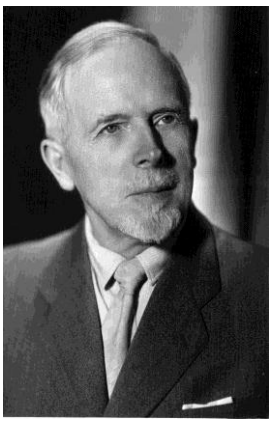


Рис. 2. **Михаил Михайлович Хрущов (1990-1972)**

Научные интересы и деятельность М.М. Хрущова на этом посту были чрезвычайно многогранны; они включали практически все актуальные для развития отечественного машиностроения проблемы трения, износа и смазки машин – всё то, что потом стало называться трибологией. Значительную роль в развитии трибологии в нашей стане сыграл цикл его работ по разработке методологии трибологических испытаний. Широко известны его получившие мировую известность пионерские исследования в области абразивного изнашивания и в области приработки подшипниковых сплавов и цапф. Им выдвинута гипотеза, что критическая температура по Блоку и переходная температура по Тейбору – одно и то же. Под его руководством был проведён цикл работ по установлению требований к антифрикционным сплавам и разработаны методы и инструментальные средства для оценки трибологических характеристик этих сплавов и антифрикционных покрытий. Большое внимание уделял М.М. Хрущов разработке надёжных и точных методов измерения износа и аппаратуры для реализации этих методов. Для воспроизведения трибологического процесса в лабораторных условиях М.М. Хрущов создал гамму лабораторных установок, принципы функционирования которых остаются актуальными даже в настоящее время. Важнейшим направлением исследований М.М. Хрущова явились его работы в области такой характеристики материалов, как их микротвёрдость – как вдавливанием, так и царапанием.

М.М. Хрущов постоянно проводил активную научно-общественную работу, организуя многочисленные научные конференции и совещания в области трибологии, редактируя труды этих конференций. Он организовал общемосковский

Научный семинар по трению и износу в машинах, который продолжает функционировать в настоящее время и с 1975 г носит имя своего основателя, был членом редколлегий многочисленных журналов, включая известный международный журнал “Wear”. Его авторитет как выдающегося учёного и организатора науки, также как его исключительная доброжелательность, готовность помочь молодым учёным, поразительное умение найти каждому научному работнику работу по его возможностям и в то же время по его интересам всегда привлекали к нему молодых трибологов. Под его руководством или при его консультации было защищено 10 докторских и 24 кандидатских диссертации. Перечислить трибологов со всех концов СССР, выступивших на заседаниях Научного семинара по трению и износу в машинах с сообщениями о своих исследованиях и получивших советы и рекомендации М.М. Хрущова едва ли возможно.

Ученики М.М. Хрущова успешно развивали выдвинутые им идеи (до 1972 г – под его непосредственным руководством). Так, А.П. Семёнов изучил процессы схватывания металлов при их совместном пластическом деформировании. Полученные результаты явились основой цикла исследований трения и контактного взаимодействия металлов и керамических материалов при повышенных температурах применительно к узлам трения и различным технологическим процессам. Он же разработал отечественный вариант металлофторопластовой ленты и совместно с Р.М. Матвеевским и А.А. Кацурой широко внедрил её в различных отраслях промышленности. Р.М. Матвеевский также разработал температурный метод оценки смазочной способности масел при граничной смазке, который был стандартизован и до сих пор применяется при изучении смазочного действия масел и твёрдых смазочных покрытий. М.М. Хрущов совместно с Е.С. Берковичем и А.И. Бруновым создал первый отечественный микротвердомер ПМТ-2, который с 1946 г. серийно выпускается заводом «Калибр». Его исследования в этой области позволили измерить микротвёрдость таких материалов, как лёд и алмаз. Широко известны его исследования микротвёрдости минералов, позволившие связать такую их характеристику, как «твёрдость по Моосу» с микротвёрдостью при внедрении алмазной пирамиды. Под его руководством Е.С. Беркович разработал для измерений малых износов метод вырезанных лунок и ряд приборов для его реализации

Исследования М.М. Хрущова и его учеников отражены в сотнях научных публикаций, в число которых входят ряд знаменитых монографий.

Школа И.В. Крагельского

Проф. И.В. Крагельский в XX веке был одним из бесспорных лидеров мировой трибологии, а по популярности в научном сообществе он уступал разве только великому англичанину Ф.Ф. Боудену. В ИМАШ РАН он основал авторитетную научную трибологическую школу, Непосредственно проблемами трения и износа И.В. начал заниматься в ИМАШ АН СССР, куда перешел на работу в 1939 г. из Института с/х машиностроения, где работал конструктором. В ИМАШ им была организована первая в АН СССР Лаборатория общей теории трения, которой он руководил более 40 лет. Главные направления исследований школы И.В. Крагельского базировались на фундаментальных вопросах трибологии, основы которых были заложены в его публикациях 40-х – 50-х годов прошлого века. Лаборатория была оснащена новейшим исследовательским оборудованием, к работе были привлечены талантливые молодые специалисты. и начала формироваться трибологическая школа И.В. Крагельского



Рис. 3. **Игорь Викторович Крагельский (1908-1991)**

Молодых исследователей привлекал сам И.В. Крагельский, бывший неиссякаемым источник идей, которыми он щедро делился со своими учениками. Идеи эти далеко не сразу получали признание. Так, идея расчёта на износ была поначалу встречена в штыки многими трибологами, убеждёнными в абсолютной неприменимости методов механики контактного взаимодействия к исследованиям изнашивания. Но постепенно вследствие развития в исследованиях И.В. Крагельского и его учеников она получили признание в мировом научном сообществе. Не случайно он был первым из отечественных учёных, удостоенных высшей награды Международного союза трибологов – Большой золотой медали (1975 г.), а также медали ASME (1980). Всё это, а также присущая ему харизма позволили ему создать одну из наиболее авторитетных школ в области трибологии. Достаточно отметить, что он подготовил 18 докторов и 40 кандидатов наук, организовал 10 отраслевых лабораторий в различных предприятиях, благодаря его усилиям трибология получила статус технической дисциплины, он был одним из организаторов Совета по трению и смазкам при АН СССР (1961) и международного журнала по трибологии «Трение и износ» (1980), описал результаты своих исследований более, чем в 300 научных публикациях. Многие выдающиеся трибологи: проф. Н.М. Алексеев, В.В. Гриб, Н.Б. Дёмкин, Н.М. Михин, А.В. Чичинадзе, кандидаты наук М.А. Броновец, М.Н. Добычин,

В.С. Комбалов и др. с гордостью называли себя его учениками. Они активно развивали направление, выдвинутое их учителем, работая как совместно с ним, так и самостоятельно.

В области *теории фрикционного контакта*, имеющей ключевое значение для развиваемой им концепции, И.В. Крагельский ввёл понятие о трёх площадях номинального, контурного и фактического контакта (A_a, A_c и A_r) и соответственно трёх давлениях (p_a, p_c, p_r) Для расчёта характеристик контакта он использовал функцию распределения материала по высоте шероховатого слоя, а модели неровностей представлял в виде сферических сегментов, расположенных на разной высоте. Его идеи оформили в корректную теорию и довели до технических приложений Н.М. Михин, Н.Б. Дёмкин, Г.Е. Лазарев, Г.М. Харач и др.

Молекулярно-механическая теория трения была сформулирована И.В. Крагельским в публикациях 1939-1949 гг. Её развитие связано с такими учениками, как Н.М. Алексеев, М.А. Броновец, М.Н. Добычин, К.С. Ляпин. Молекулярно-механический подход был использован Н.М. Алексеевым при расчете узлов трения на заедание, а Н.М. Михиным, Н.М. Алексеевым и В.С. Комбаловым – для расчета коэффициента трения.

Правило *положительного градиента механических свойств по глубине* как основное условие реализации внешнего трения также было сформулировано И.В. Крагельским. Это правило стало основой представления о «*третьем теле*» - ещё одной великолепной идее И.В. Крагельского. Упомянутые положения стали прямым руководством при разработке многочисленных антифрикционных материалов, созданных его учениками и их коллегами.

Значительным достижением И.В. Крагельского и его учеников было создание теории усталостного износа. Согласно этой теории разрушение поверхностных слоёв трущихся тел происходит в результате многократного знакопеременного деформирования истираемого материала жесткими микронеровностями контртела при относительном перемещении их. И.В. Крагельский выдвинул положение о трёхстадийном развитии процесса изнашивания: взаимодействии поверхностей, изменении их под влиянием сил трения и разрушении их при отделении частиц износа. Для аналитической оценки интенсивности изнашивания оценивают количество циклов нагружения контактирующих тел, что в свою очередь требует определения контактных напряжений и деформаций. Определение этих характеристик производится путём решения задач теории упругости и пластичности. Эти исследования были выполнены Е.Ф. Непомнящим, Г.М. Харачом, А.В. Блюменом, Д.Г. Эфросом, В.В. Алисиным и др.

Физическая простота и математическая четкость сделали эту теорию основой для создания многочисленных инженерных методик расчета износа самых разнообразных трибосопряжений. Новое прочтение работ И.В. Крагельского ещё впереди; возможно, скоро мы увидим их свободными от редакторской правки и от позднейших напластований.

Школа Ю.Н. Дроздова

Проф. Ю.Н. Дроздов принадлежал к поколению молодых отечественных учёных, творчески освоивших достижения основателей отечественной трибологии. Он тщательно проанализировал их достижения и пришёл им на смену, создав собственную научную школу - исследование трибологических процессов при экстремальных условиях.



Юрий Николаевич Дроздов (1936- 2013)

Выпускник МГТУ им. Баумана, Ю.Н. Дроздов с 1959 г исследовал трение качения со скольжением на разработанном им высокоскоростном (≥ 100 м/с) стенде в условии высоких контактных напряжений (≥3 ГПа) при варьировании температур, смазочных материалов (жидких, пластичных и твёрдых). Он получил новые фундаментальные результаты по влиянию природы смазочной среды, толщины смазочного слоя на коэффициент трения скольжения, износостойкость трущихся тел, условия возникновения заедания трущихся тел. В дальнейшем развитие этих работ под его руководством привело к защите кандидатских диссертаций Ю.А. Гавриковым, В.Ф. Рещиковым, Е.Г. Юдиным и др. Позднее Ю.Н. Дроздов описывает процессы трения, изнашивания и смазки учетом сложных физических, химических и механических явлений на базе обобщенных характеристик трибологических процессов (ключевых инвариант). Им созданы комплексные методы физического и математического моделирования трибологических процессов, учитывающих ЭГД-теорию смазки, химическую кинетику, теплофизику, адсорбционные и диффузионные явления, физические процессы на атомно-молекулярном уровне.

С 1965 г. до конца жизни Ю.Н. Дроздов работал в ИМАШ РАН. Основные его исследования были связаны с обеспечением надежности и ресурса узлов трения, функционирующих в экстремальных условиях – в вакууме, газовых средах, в широком диапазоне температур, при воздействиях полей различной физической природы. Развитием этих

работ были кандидатские и докторские диссертации: В.Г. Павлова, Б.М. Силаева, В.М. Жучкова, С.В. Усова и др.

Ю.Н. Дроздов разработал научные основы *ресурсного проектирования механических систем по критерию износа,* им впервые введено понятие *трибологической надежности* узлов трения, функционирующих в экстремальных условиях. По этим направлениям ряд его учеников защитили диссертации (О.Г. Ромашкин, С.Л. Гафнер, А. Наконечны, Г.И. Туманишвили, В.Г. Арчегов и др.).

Большое внимание Ю.Н. Дроздов уделял поиску и разработке новых поверхностных упрочняющих технологий, созданию композиционных износостойких и антифрикционных покрытий, оптимизации конструкций узлов трения в т.ч. выполненных из технической керамики. Защищены по этому направлению докторские и кандидатские диссертации В.Н. Пучковым, В.В. Широбоковым, П.П. Усовым, П.В. Поляковым, В.Н. Артамоновым, и другими.

Результаты его научно-исследовательских работ использованы в авиационно-космической технике, ядерных реакторах, энергетическом и транспортном машиностроении, при создании орбитальных станций и планетоходов, устройств и оборудования для исследования космоса, Луны, Марса и других планет.

По указанным темам защищены докторские и кандидатские диссертации: В.В. Измаилов, В.И. Мудряк, С.И. Дынту, В.Ф. Чебан, В.В. Макаров, В.И. Егоров, Л.О. Вайсфельд и другие. В последние годы Ю.Н. Дроздов успешно работал в области создания уникальных сейсмоизолирующих фрикционных качающихся подшипников скольжения для нефтегазовых морских платформ.

Под руководством Ю.Н. Дроздова были исследованы трибологические процессы в стрелково-пушечном оружии (д.т.н. Ю.П. Платонов, д.т.н. В.К. Зеленко, д.т.н. С.В. Усов и другие).

Всего под руководством и при консультациях Ю.Н. Дроздова защищено около 40 кандидатских и докторских диссертаций, во многих научных работах использованы его идеи и методы. Ю.Н. Дроздов читал лекции, выступал с докладами во многих ВУЗах СССР, России, СНГ и за рубежом (США, Англия, Германия, Китай, Корея, Чехословакия и др.). Он являлся участником и организатором ряда международных конференций по проблемам трибологии.

Таким образом, основателем трибологической школы ИМАШ был основатель самого ИМАШ, академик Е.А. Чудаков. Представленные в докладе научные школы М.М. Хрущова, А.И. Петрусевича, И.В. Крагельского, С.В. Пинегина, А.К. Дьячкова и Ю.Н. Дроздова в определённой степени развивали идеи Е.А. Чудакова. Теперь никого из плеяды блестящих учёных уже нет. Но школы, основанные ими продолжают жить.

ВЛИЯНИЕ ТИПА КЕРАМИЧЕСКИХ ЧАСТИЦ НА ФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ АМг6/С60

[1]Аборкин А.В., [2]Евдокимов И.А., [1]Скрябин И.О., [1]Паникин А.Е., [3]Архипов В.Е.

E-mail: aborkin@vlsu.ru

[1] Владимирский государственный университет имени Александра Григорьевича и Николая Григорьевича Столетовых, Владимир, РФ;
[2] Технологический институт сверхтвердых и новых углеродных материалов, Троицк, РФ;
[3] Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, РФ.

В работе представлены результаты экспериментальных исследований фрикционных свойств гибридных покрытий на основе АМг6/С60, содержащих керамические частицы Al_2O_3 или AlN. Установлено, что использование в качестве наполнителя AlN позволяет снизить коэффициент трения по сравнению с Al_2O_3. Анализ дорожек трения показывает, что контактное взаимо-

INFLUENCE OF TYPE OF CERAMIC PARTICLES ON FRICTION PROPERTIES OF GAS DYNAMIC COATING ON AMg6/C60 BASIS

Aborkin A.V., Evdokimov I.A., Skryabin I.O., Panikin A.E., Arkhipov V.E.

The paper presents the results of experimental studies of the frictional properties of hybrid coatings based on AMg6 / C60, containing ceramic particles of Al_2O_3 or AlN. It is established that the use of AlN as a filler allows to reduce the coefficient of friction in

действие осуществляется с образованием третьего тела.
Ключевые слова: гибридные покрытия, коэффициент трения, твердость.

comparison with Al_2O_3. Analysis of the friction tracks shows that contact interaction is carried out with the formation of a third body.
Keywords: hybrid coating, coefficient of friction, microhardness

Процесс формирования порошковых покрытий - холодное газодинамическое напыление (ХГН), впервые был разработан в середине 80-х годов в Институте теоретической и прикладной механики СО РАН [1].

При ХГН покрытий частицы напыляемого порошка воздействуют на подложку и подвергаются интенсивной пластической деформации, которая, разрушая поверхностные пленки, ведет к образованию ювенильных поверхностей. Дальнейший конформный контакт, как частиц напыляемого порошка с подложкой, так и друг с другом, в условиях высокого локального давления, способствует образованию адгезионно-когезионных связей между ювенильными поверхностями, формируя покрытие.

Нужно отметить, что главное преимущество и принципиальное отличие данного процесса от других методов напыления (плазменного напыления, высокоскоростного газопламенного напыления и др.), заключается в том, что процесс ХГН является твердофазным. Это обуславливает его эффективное применение при создании покрытий из нанокристаллических порошков.

Метод механического синтеза/размола и его вариации нашли широкое распространение для получения нанокристаллических или нанокомпозиционных порошков [2,3]. При механическом синтезе компонентов исходной шихты протекают процессы, включающие интенсивное пластическое деформирование, диспергирование и пластическую сварку частиц, как матричного материала, так и наполнителя. Это обеспечивает формирование нанокристаллической структуры матричного материала и равномерное распределение в ней частиц наполнителя [4].

Одним из путей повышения уровня трибологических свойств является создание гибридных композитов, для которых характерно использование двух или более типов наполнителей [5-9]

Цель данной работы состоит в изучении влияния типа керамических частиц (Al_2O_3 или AlN) на трибологические свойства гибридных покрытий на основе АМг6/С60, полученных газодинамическим напылением.

Порошок для холодного газодинамического напыления был получен методом механического синтеза в шаровой планетарной мельнице за два технологических передела. На первом переделе [10] был получен нанокомпозиционный порошок АМг6/С60. На втором переделе к полученному нанокомпозиционному порошку добавляли 50 вес.% Al_2O_3 или AlN (здесь и далее указано содержание керамических частиц в порошке) и продолжали обработку.

В результате были получены порошки, представляющие собой механическую смесь, состоящую из агломератов и керамических частиц. Агломераты представляют собой частицы нанокомпозиционного матричного материала, содержащего С60, и внедренные в них, а также расположенные на поверхности, керамические частицы.

Полученные порошки напыляли на подложки из листа Ст08кп. Для напыления использовали установку холодного газодинамического напыления ДИМЕТ-404. Напыление осуществляли в два прохода при температуре потока воздуха 270°С, расстоянии от среза сопла до поверхности подложки 10 мм, скорости перемещения сопла относительно поверхности 10 мм/с, коэффициенте перекрытия ~63%.

Изучение микроструктуры покрытий проводили на поперечных шлифах с помощью инвертированного микроскопа RAZTEK MRX9-D.

Микротвердость покрытий измеряли на поперечных шлифах методом Виккерса с помощью микротвердомера Shimadzu HMV-2 при нагрузке 245 мН и выдержке 10 с.

Коэффициент трения скольжения *f* определялся на воздухе в условиях контактного взаимодействия образцов с покрытиями и шарика из стали ШХ15 с помощью трибометра CSM INSTRUMENTS. Испытания проводили при нагрузке 10 Н с постоянной скоростью скольжения 0,05 м/с. Путь трения во всех опытах составил 100 м.

Изучение поверхности трения после испытаний проводили с помощью сканирующего электронного микроскопиа Quanta 200-3D.

Металлографические исследования шлифов показывают, что, в не зависимости от типа керамических частиц, сформированные покрытия достаточно плотные с равномерно распределенными по толщине покрытия керамическими частицами.

Анализ микротвердости сформированных покрытий показывает, что использование в качестве наполнителя частиц Al_2O_3 позволяет добиться большей микротвердости покрытия 328 HV. В то время, как при использовании AlN микротвердость составляет 306 HV.

На рис. 1 представлены экспериментальные данные об изменении *f* от пути трения для гибридных покрытий.

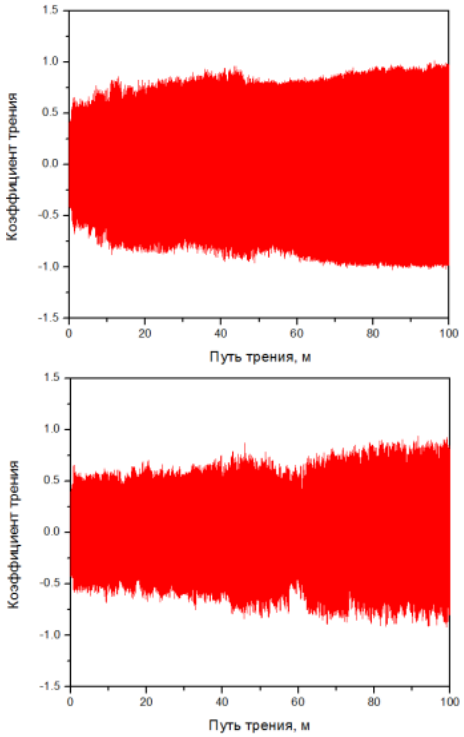


Рис. 1. **Изменение коэффициента трения гибридных покрытий, содержащих Al_2O_3 и AlN соответственно**

В ходе анализа полученных данных установлено, что покрытиям, содержащим AlN, соответствует f = 0,39. Для покрытий, содержащих Al_2O_3, f составил 0,47.

Анализ СЭМ-изображений дорожек износа (см. рис. 2), позволил выявить особенности, характеризующие механизм износа гибридных покрытий в условиях сухого трения при контактном взаимодействии с термообработанной сталью.



Рис. 2. **СЭМ-изображения дорожек износа гибридных покрытий, содержащих Al_2O_3 и AlN соответственно**

К данным особенностям следует отнести формирование борозд сдвигов с периодически чередующимися микроскопическими гребнями. Появление переходных слоев, содержащих микроразмерную и наноразмерную механическую смесь. Возникновение трещин в направлении, перпендикулярном скольжению и с последующей деламинацией контактной поверхности гибридного покрытия. Перечисленные особенности свидетельствуют о том, что контактное взаимодействие осуществляется с образованием третьего тела, которое способствует снижению коэффициента трения и повышению износостойкости.

[1] Alkhimov A.P., Kosarev V.F., Papyrin A.N. Method Cold Gas-Dynamic Deposition // Soviet Physics Doklady. – 1990 (35), 1047-1049.
[2] Suryanarayana C. Mechanical alloying and milling // Progress in Materials Science. – 2001 (46), 1-184.
[3] Suryanarayana C. Nanocrystalline materials // International Materials Reviews. – 1995 (40), 41-64.
[4] Аборкин А.В., Евдокимов И.А., Ваганов В.Е., Алымов М.И., Абрамов Д.В., Хорьков К.С. Влияние режима механической активации на морфологию и фазовый состав наноструктурированного композиционного материала Al-2Mg-nC // Российские нанотехнологии. – 2016, Т. 11, № 5-6, 30-36.
[5] Aruri D., Adepu K., Adepu K., Bazavada K. Wear and mechanical properties of 6061-T6 aluminum alloy surface hybrid composites [(SiC + Gr) and (SiC + Al2O3)] fabricated by friction stir processing // J. Mater. Res. Technol. – 2013 (2), 362-369.
[6] Z.M. Du, J.P. Li, Study of the preparation of Al2O3sf.SiCp/Al composites and their wear resisting properties // J. Mater. Process. Technol. – 2004 (151), 298-301.
[7] Alizadeh A., Abdollahi A., Biukani H. Creep behavior and wear resistance of Al 5083 based hybrid composites reinforced with carbon nanotubes (CNTs) and boron carbide (B4C) //Journal of Alloys and Compounds. – 2015 (650), 783-793.
[8] Аборкин А.В., Алымов М.И., Архипов В.Е., Хренов Д.С. Формирование гетерогенных порошковых покрытий с двухуровневой микро- и нанокомпозиционной структурой в условиях газодинамического напыления // Доклады академии наук. – 2018, Т. 478, №6, 637-641.
[9] Aborkin A.V., Sobol'kov A.V., Elkin A.I., Arkhipov V.E. Structural phase composition and effectiveness of gas-dynamic spraying of hybrid coatings based on AlMg2 nanocrystalline matrix reinforced with graphene-like structures and micro-size corundum // J. Phys.: Conf. Ser. – 2018 (951), 012010.
[10] Аборкин А.В., Алымов М.И., Киреев А.В., Елкин А.И., Собольков А.В. Механически синтезированный композиционный порошок на основе сплава АМг2 с добавками графита: гранулометрический и структурно-фазовый состав // Российские нанотехнологии. – 2017, №7-8, 66-70.

КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ В РОССИИ

Абрамов А.Н., Шолом В.Ю.

E-mail: rosoil@rosoil.ru

«Хозрасчетный творческий центр уфимского авиационного института», г. Уфа, Россия.

Рассмотрена проблема качества смазочных материалов для процессов металлообработки на примере использования СОЖ «МР-7» разных производителей в условиях ОАО «Магнитогорский метизно-калибровочный завод». Авторами статьи предложено решение вопросов качества смазочных материалов в современных условиях рыночной экономики.

Ключевые слова: стойкость инструмента, металлообработка, смазочные материалы, качество продукции, сертификация.

QUALITY CONTROL OF FUELS AND LUBRICANTS IN RUSSIA

Sholom V.Yu., Abramov A.N.

The problem of quality lubricants for metal working processes on an example of the use of COOLANT "mp-7" of different manufacturers in the context of OJSC "Magnitogorsk hardware-sizing plant". Sponsored articles suggested that addressing issues of quality lubricants in the modern market economy.

Keywords: tool, metalworking, lubricants, product quality certification.

Для металлообработки черных металлов резанием и давлением в СССР применяли масло средней вязкости – сульфофрезол (ГОСТ 122-54), в состав которого входила сера, которая находилась в основном в химически связанном состоянии. При больших скоростях резания происходило испарение сульфофрезола с выделением «дыма» и неприятного запаха. При длительной эксплуатации содержание серы в композиции уменьшалось, что приводило к ухудшению эксплуатационных качеств сульфофрезола, а на станках накапливались трудно удаляемые смолистые осадки. Применение сульфофрезола при обработке цветных металлов требовало немедленной промывки обработанных деталей растворителями, предпочтительно бьющей струей во избежание появления коррозии [1].

В связи с неудовлетворительными токсикологическими и гигиеническими свойствами, сульфофрезол был снят с производства (письмо Минздрава СССР № 04-5/255 от 02.10.70г.). Вместо него внедрена масляная смазочно-охлаждающая жидкость (СОЖ) «МР-7», предназначенная для широкого круга операций и применения в индивидуальных и централизованных системах подачи смазки станков и автоматических линий.

Разработка СОЖ «МР-7» была произведена Киевским научно-производственным объединением малотоннажных смазочных материалов «Масма». Был выпущен отраслевой стандарт ОСТ 38.01415-88. Производили СОЖ «МР-7» на Ярославском НПЗ, Оренбургском ОП НМЗ и Бердянском ОНМЗ. В результате промышленного применения было установлено, что применение СОЖ «МР-7» вместо сульфофрезола позволяет увеличить скорость резания (на 16-20%) при одинаковом уровне дымовыделения, повысить ресурс работы режущего инструмента (на 20-50%) и снизить шероховатость обрабатываемых поверхностей. По своим физико-химическим и технологическим свойствам СОЖ «МР-7», в первые годы производства, находилась на уровне лучших зарубежных СОЖ данного класса и являлась аналогом СОЖ «Мобилмет-Гамма» фирмы «Мобил Ойл» США [2,3].

В настоящее время СОЖ «МР-7» и ее аналоги, широко внедренные на российских предприятиях, не делает только «ленивый». При ее изготовлении многие производители не придерживаются требований ОСТа и выпускают СОЖ «МР-7» по собственным техническим условиям. Кроме этого, стремление некоторых производителей получить максимальную прибыль за счет снижения себестоимости производства по сырьевым компонентам и повсеместное внедрение системы тендеров привело к тому, что вопросы качества СОЖ уходят на второй план. Но именно от качественного сырья и технологии изготовления напрямую зависят эксплуатационные и санитарно-эпидемиологические свойства СОЖ.

Одновременно ведутся работы по модернизации собственной продукции добросовестными разработчиками и производи-телями, имеющими научно-техническую лабораторную базу, по улучшению эксплуатационно-технологических свойств смазочных материалов, чтобы избежать достаточно трудоемкого процесса лабораторных и производственных испытаний в условиях предприятия заказчика и иметь возможность участвовать в тендерах. При этом разработчик постоянно вынужден решать две, по сути, противоположные задачи по удешевлению материала и повышению его качества.

В тоже время не у каждого потребителя имеется возможность самостоятельно оценить качество СОЖ на входном контроле, даже по тем показателям, которые указаны в паспорте качества на конкретную партию или в технических условиях производителя на продукцию.

В частности в ГОСТе и ТУ на МР-7 в разделе «контролируемые показатели качества» указы-

ваются только физико-химические параметры и ГОСТы по которым они определяются, чего, мы считаем, крайне не достаточно для смазочных материалов, тем более, используемых в металлообработке, поскольку здесь главными показателями качества являются триботехнические свойства [4].

Производитель должен контролировать потребительские свойства СОЖ на всех этапах ее жизни. На стадии разработки СОЖ необходимо оценивать ее эксплуатационные свойства с учетом особенностей процесса трения в каждой операции технологического процесса. К сожалению, не у всех производителей СОЖ имеются лаборатории, в которых можно осуществлять триботехнические испытания СОЖ с помощью стендов моделирующих типовые процессы металлообработки. Наличие таких стендов дает возможность сократить время и материальные затраты на промышленные испытания смазочных материалов и с большой вероятностью прогнозировать эффективность СОЖ при опытно-промышленных испытаниях.

Под выражением «эффективная СОЖ» надо понимать СОЖ, которая обеспечивает стабильную работу процесса металлообработки, способствует повышению ресурса работы инструментальной оснастки, снижает процент брака в производстве, снижает себестоимость продукции за счет сокращения затрат на инструмент и СОЖ, а также улучшает экологическую среду [6].

Преимуществом такого подхода к разработке, испытаниям, внедрению, производству и эксплуатации смазочных материалов могут служить результаты применения СОЖ «МР-7» на ОАО «ММК-МЕТИЗ» г. Магнитогорск.

В начале 2016 года Хозрасчетный творческий центр (ХТЦ УАИ) имеющий в своей структуре аккредитованные лаборатории, включая трибологическую лабораторию, и сертифицированное производство выиграло тендер, проводимым ОАО «ММК-МЕТИЗ» на поставку СОЖ «Росойл МР-7». Поставки СОЖ осуществлялись до конца 2016года. В начале 2017 года ОАО «ММК-МЕТИЗ» объявило новый тендер на поставку СОЖ «МР-7». В результате торгов цена была снижена на столько, что поставка действительно качественной СОЖ за такую цену, которую предлагали некоторые предприятия, стала просто невозможна. По результатам торгов «ХТЦ УАИ» заняло пятое место по предложенной цене в списке участников тендера. ОАО «ММК-МЕТИЗ» начало закупку СОЖ «МР-7» у двух предприятий победителей тендера.

При использовании СОЖ «МР-7» производства компаний «Групойл» и «Волгохимнефть» (предприятий победителей тендера) специалистами промышленного предприятия было установлено значительное снижение ресурса работы инструмента.

С целью исключения преждевременного выхода из работоспособного состояния резьбообразующего инструмента было принято решение приобрести ранее используемый на ОАО «ММК-МЕТИЗ» СОЖ «Росойл МР-7» производства ХТЦ УАИ.

Для сравнения ресурса работы инструмента при использовании СОЖ «МР-7» разных производителей в гайконарезных автоматах МН-62 при нарезке резьбы метчиками М6 (Simat) в гайках М6 по ГОСТ 5915-70 из стали 10 по ГОСТ 10702-80 специалистами ОАО «ММК-МЕТИЗ» были проведены сравнительные опытно-промышленные испытания, результаты которых показали, что за счет применения качественной и эффективной СОЖ можно увеличить ресурс работы инструмента от 2 до 10 и более раз.

В феврале 2017г. проведена полная замена СОЖ в гайконарезных станках для нарезки резьбы в гайках М6, М8, М20. В результате проведенной совместно со специалистами ЦЗЛ и НТЦ ОАО «ММК-МЕТИЗ» работы при нарезке резьбы в гайках М6, М8, М20 с использованием СОЖ «Росойл МР-7» установлено, что фактическая стойкость метчиков соответствует установленным нормам в ОАО «ММК-МЕТИЗ.

До 2009 года вся работа по допуску нефтепродуктов к производству проводилась в соответствии с ГОСТ Р 51176-98 «Нефтепродукты. Оформление технического заключения (допуска) к производству и применению». Такую деятельность осуществляла «Межведомственная комиссия по допуску к производству и применению топлив, масел, смазок и специальных жидкостей» (МВК) при Госстандарте России, которая была создана на основании Указа Президиума Российской Федерации о координационных и консультативных органах постановлением Госстандарта России № 3 от 6.03.1996. ГОСТ Р51176-98 являлся обязательным документом для всех организаций Российской Федерации независимо от форм собственности, осуществляющих производство и применение нефтепродуктов, указанных в области применения.

Для экспертного рассмотрения результатов испытаний топлив, масел, смазок и специальных жидкостей и выдачи научно обоснованных рекомендаций МВК, а также для принятия решения о возможности производства и безопасного применения указанной продукции в технике были созданы рабочие группы научной экспертизы (РГНЭ). Порядок допуска к производству и применению нефтепродуктов базировался на положительно зарекомендовавших себя ранее технических принципах и распространялся на всех отечественных товаропроизводителей, а также импортеров продукции нефтепереработки. Авторы статьи считают, что в условиях рыночных отношений, для эффективного развития экономики страны, необходимо создать похожие на МВК комиссии на региональных и федеральном уровнях. Такие комиссии должны опираться на результаты испытаний смазочных материалов и другой продукции нефтехимии в аккредитованных лабораториях или сертификационных центрах и давать официальные рекомендации для потребителей по целесообразности применения того или иного материала.

В настоящее время не существует законодательных барьеров, препятствующих попаданию на российский рынок технологических смазочных материалов и смазочно-охлаждающих жидкостей, не отвечающих требованиям современного производства по эффективности и качеству.

Технический регламент таможенного союза «ТР ТС 030/2012. О требованиях к смазочным материалам, маслам и специальным жидкостям» принят Решением Совета Евразийской экономической комиссии от 20.07.2012 N 59 в целях: защиты жизни или здоровья граждан, имущества физических или юридических лиц, государственного или муниципального имущества; охраны окружающей среды, жизни или здоровья животных и растений; предупреждения действий, вводящих в заблуждение приобретателей, в том числе потребителей; обеспечения энергетической эффективности и ресурсосбережения.

Смазочные масла, пластичные смазки и смазочно-охлаждающие жидкости, при подтверждении соответствия требованиям «ТР ТС 030/2012», не подвергаются испытаниям по определению триботехнических, антикоррозионных, физико-химических и других эксплуатационных характеристик, которые являются основными при использовании данных продуктов.

В рамках действующего законодательства, отношения, возникающие при выполнении обязательных требований к продукции, в целях добровольного подтверждения соответствия, а также аккредитации органов по сертификации и испытательных лабораторий, регулируют Федеральный закон от 27.12.2002 № 184-ФЗ «О техническом регулировании» и Федеральный закон от 28.12.2013 № 412-ФЗ «Об аккредитации в национальной системе аккредитации».

Потребителям смазочных материалов, которые не имеют возможности проводить у себя на производстве лабораторные испытания по всем требуемым показателям, при принятии решения о закупке необходимо отдавать предпочтение производителям и поставщикам продукции, которая прошла добровольную сертификацию, и (или) имеет подтверждение показателей качества в виде протокола, полученного в аккредитованной испытательной лаборатории (центре).

Потребитель вправе запрашивать у поставщика результаты испытаний триботехнических и других свойств смазочных материалов полученных в аккредитованных лабораториях (центрах), имеющих соответствующую область аккредитации.

[1] Шашкин П.И., Брай И.В. Регенерация отработанных нефтяных масел, 2-е издание, переработанное и доп. М.: Химия, 1970. - 303 с.
[2] Отраслевой стандарт ОСТ 38.01415-88.
[3] Малиновский Г.Т. «Масляные смазочно-охлаждающие жидкости для обработки металлов резанием», М.: Химия, 1988г.,192 с.
[4] Шолом В.Ю., Абрамов А.Н., Савельева Н.В. Особенности трения и смазки при металлообработке//Трение и смазка в машинах и механизмах. 2008. № 12. - С. 6 - 11.
[5] Шолом В.Ю. Методы исследований и разработки технологических смазочных материалов для металлообработки//Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. №5. С.7-12.
[6] Секретарев В.И., Минин Г.Д., Абрамов А.Н. К вопросу о токсичности смазочных материалов серии «Росойл» //Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1999. №5.С. 30 - 32.

СРАВНИТЕЛЬНЫЕ СВЕДЕНИЯ ОБ ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ РАЗЛИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ТРИБОУЗЛОВ В АБРАЗИВНОЙ И БЕЗАБРАЗИВНОЙ СРЕДАХ

Авилкин Ю.М.

E-mail: avilkin37@yandex.ru

Москва, Россия.

Приводятся сведения об интенсивности изнашивания материалов деталей трибоузлов, используемых в буровой и нефтегазодобывающей технике.

Ключевые слова: трибосопряжения, интенсивность изнашивания материалов, абразивная и безабразивная жидкая среда.

COMPARATIVE INFORMATION ABOUT THE INTENSITY OF WEAR OF THE MATERIALS OF FRICTION UNITS IN ABRASIVE AND NONABRASIVE MEDIA

Avilkin Yu.M.

The information about the wear intensity of materials used in oil and gas production equipment is given.

Keywords: friction units, wear intensity of materials, abrasive and nonabrasive medium.

Интенсивность изнашивания материалов, используемых в деталях трибосопряжений, является важнейшим показателем свойств материалов, позволяющим определять срок службы трибоузла для своевременной замены износившихся деталей. Незнание этого показателя может привести к выходу из строя эксплуатируемой машины, что ведет к серьезным негативным последствиям [1].

В научных источниках [2, 3] даны сведения об интенсивности изнашивания материалов, широко используемых в трибоузлах различных машин (станки, экскаваторы, втулочные цепи, двигатели автомобилей), однако они охватывают ограниченный перечень используемых машин.

Автором на основе изучения опубликованной научно-технической литературы и в результате собственных исследований сделан подбор сведений об интенсивности изнашивания материалов, используемых в трибоузлах нефтегазопромысловых и нефтебуровых машин (поршневые, плунжерные буровые и глубинные насосы, шарошечные долота, подшипники скольжения, а также трибосопряжения сельскохозяйственных машин), работающие в загрязненных абразивом жидких средах. Полученные сведения приведены в таблице 1.

Таблица 1. **Значения интенсивностей изнашивания (I_h) деталей трибосопряжений**

Источник	Вид испытаний, узел	Деталь	Условия испытаний	I_h, мм/мм	Материал пары трения
1	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**
[4]	Лабораторные испытания на машине трения МИ-1 по схеме: колодка-ролик	Колодка	P=12,5 MPa V=0,42м/с L=7500м масло-автол 6	$4,9x10^{-10}$	Сталь Ст20 (цементированная) по ролику из ст. 45 (HV 275…320)
[4]	“	Ролик	“	$0,6x10^{-10}$	Сталь 45 (HV275…320)
[4]	“	Колодка	“	$1,7x10^{-10}$	Бронза БрАЖ9-4 по ролику из ст. 45 (HV275…320)
[4]	“	Ролик	“	$0,95x10^{-11}$	Сталь 45 (HV275…320)
[4]	“	Колодка	То же + кварц. песок (d=0,1…0,2 мм)	$41,6x10^{-10}$	Сталь Ст20 (цемент.) по ролику из ст.45 (HV275…320)
[4]	“	Ролик	“	$7,2x10^{-10}$	Сталь 45 (HV320) по БрАЖ9-4
[4]	“	Колодка	“	$112x10^{-10}$	Бронза БрАЖ9-4 по ст. 45(HV320)
[4]	“	Ролик	“	$6,15x10^{-10}$	Сталь 45(HV320) по БрАЖ9-4
[5]	Лабораторные испытания на машине трения ИИ-5018 по схеме: ролик-ролик (с проскальзыванием)	Стальной ролик – -стальной ролик	P=403 MPa V=0,2 м/с T=120 мин Масло – И-20А	$1,16x10^{-10}$	Сталь 45 (нормализ.) по ст. 40Х (180НВ)

1	2	3	4	5	6
[6]	Лабораторные испытания по схеме: трение образца по образующей стального диска	Образец d=10 мм.	P=12 MPa V=1,05 м/с СОЖ – вода +10% эмульсола Э-1	$3,2x10^{-7}$	Долотная сталь Д7ХФНШ (HV 351) по стали 45 (HV630)
[6]	Лабораторные испытания на машине трения по схеме: трение образца по абразивному кругу	“	P=20 MPa V=1,05 м/с	$1,7x10^{-4}$	Долотная сталь Д7ХФНШ (HV 351) по абразивному кругу Э9А40 (H=2290 HV)
[7]	Буровой насос У8-6М. Эксплуатационные испытания при бурении сверхглубокой скважины (забой 6000 м)	Поршневое кольцо сборного поршня СПСВ-150	Буровой раствор с кварцевым песком 1,5…2%. P=16 MPa; T= 65 час	$1,12x10^{-8}$	Сталь40Х (46…52HRC) по втулке из стали 70 (закалка ТВЧ)
[8]	Пара трения: винт-гайка фрезерного станка 6М82, 6М12П	Гайка	Смазка ЦИАТИМ-201	$7,5x10^{-9}$	БрОЦС 5-5-5 по стальному ходовому винту
[9]	Лабораторные испытания на машине трения при возвратно-поступательном движении	Образец – пластина из трубной стали Д (нормализованная)	P=2,4 MPa; V=0,6м/с Среда: вода + 1% кварц.песка d=0,25	$1,22x10^{-7}$	СтальД (190…220HV)
	“	Контртело	“	$0,2x10^{-7}$	Сталь45 (44…46HRC)
	“	Образец-пластина стекла	“	$3,0x10^{-7}$	Стекло АБ-1 (HV642)
	“	Контртело	“	$0,25x10^{-7}$	Сталь45 (44…46HRC)
	“	Образец-пластина стекла	“	$2,3x10^{-7}$	Стекло АБ-1 (HV642)
	“	Контртело	“	$1,75x10^{-7}$	Капрон КГ-10 (10% графит)
	“	Образец-пластина стекла	“	$0,8x10^{-7}$	Стекло АБ-1 (HV642)
	“	Контртело	“	$0,1x10^{-7}$	Резина нефтестойкая марки ИРП-1293
[10]	Стендовые испытания при возвратно-поступательном движении остеклованной стальной трубы и многоманжетного резинового плунжера	Многоманжетное резиновое уплотнение	P=1,1 MPa, число циклов - 50 млн., среда – нефть	$13,0x10^{-11}$	Манжета из резины марки 3825
	“	Внутреннее стекло-покрытие трубы	“	Отсутствуют следы износа стеклопокрыия	Внутреннее стеклопокрытие (HV 720)
	“	Многоманжетное резиновое уплотнение	P=2,4 MPa, остальное – то-же	$75x10^{-11}$	Манжета из резины марки 3825
	“	Внутреннее стекло-покрытие трубы	“	Незначительные следы износа стеклопокрытия	Внутреннее стеклопокрытие (HV720)

Из таблицы видно, что наименьшую интенсивность изнашивания, следовательно, и наибольшую износостойкость и долговечность имеет трибосопряжение: остеклованная стальная цилиндровая втулка – многоманжетный резиновый плунжер, работающее в нефтяной среде. В отличие от него традиционное трибосопряжение: стальная втулка – стальной монолитный плунжер, работающее в аналогичной среде и применяемое в выпускаемых промышленностью плунжерных глубинных насосах, имеет значительно меньшую долговечность. Высокая износостойкость новой и перспективной пары трения обеспечивается ее существенными преимуществами:

1. Высокая твердость стеклопокрытия (до HV750).
2. Высокая чистота поверхности трения стеклопокрытия (зеркальная поверхность), автоматически получаемая при его производстве.
3. Высокая коррозионная стойкость стекла и резинового многоманжетного уплотнения.
4. Значительная радиальная деформация резиновых манжет, обеспечивающая компенсацию износа изнашиваемых поверхностей трибосопряжения.
5. Способность резинового уплотнения поглощать в своем теле абразивные частицы и снижать их абразивную активность в трибосопряжении [4,9].
6. Возможность повышения износостойкости стеклопокрытия (более 3 раз) [8] и резиновых уплотнений (более 6 раз) путем модифицирования [11].
7. Длительное отсутствие зазора в трибосопряжении, исключающее утечки перекачиваемой среды.

[1] Лимончиков В.Д. Влияние сил трения и износа в трибосопряжениях механизмов на безопасность полетов ЛА. // Проблемы машиноведения: трибология – машиностроению. / Труды Всероссийской научно- технической конференции. – М. ИМАШ РАН. – 2012, т. 1, С. 110-113.
[2] Харач Г.М. Элементы расчета деталей машин на изнашивание. // В сб. Износостойкость. – М. “Наука”. – 1975, С. 91-95.
[3] Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М. “Машиностроение”. – 1977, С. 479-482
[4] Тененбаум М.М. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин. – М. “Машиностроение”. – 1966, 331 с.
[5] Бирюков В.П., Щербаков Ю.И. Определение коэффициента трения скольжения. // Проблемы машиноведения: трибология – машиностроению. / Труды Всероссийской научно – технической конференции. – М. ИМАШ РАН. – 2012, т. 1, С. 146-147.
[6] Доценко В.А. Изнашивание твердых тел. – М. ЦИНТИхимнефтемаш. – М. 1990, 192 с.
[7] Авилкин Ю.М., Айрапетов Л.С. Поршни со стальными опорными кольцами для буровых насосов // Нефтепромысловое машиностроение. Пути повышения эффективности и технического уровня./Сб. научных трудов ВНИИнефтемаша под редакцией к.т.н. С.В. Ловчева. – М. –1986, С. 27-42.
[8] Трение, изнашивание и смазка // Справочник, кн.2 под редакцией д.т.н., проф. И.В. Крагельского. – М. “Машиностроение”. – 1979, С. 38-42.
[9] Авилкин Ю.М. Повышение долговечности стеклопокрытий насосно-компрессорных труб при штанговой насосной добыче нефти, содержащей абразив. // Диссертация на соискание ученой степени к.т.н. – М., - 1972.
[10] Бикташев А.К. Исследование эластичных уплотнителей глубинных плунжерных насосов для добычи нефти. // Автореферат диссертации на соискание ученой степени к.т.н. – Куйбышев. – 1974.
[11] Душко О.В. Совершенствование и повышение долговечности уплотнений объемных нефтегазовых гидроагрегатов возвратно-поступательного действия. // Автореферат диссертации на соискание ученой степени к.т.н. – М. – 2001.

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ПОКРЫТИЙ

Албагачиев А.Ю.

E-mail: Albagachiev@yandex.ru

ИМАШ РАН, г. Москва, Россия.

В результате проведенных исследований различных покрытий для пары трения шиппаз авиационного дискового тормоза предложено износостойкое титано-углеродное покрытие. Показана целесообразность нанесения покрытия элетроэрозионным методом.

Ключевые слова: авиация, тормоза, трение, покрытие, микротвердость, износ.

TRIBOLICAL INDICATORS OF COATINGS

Albagachiev A.Yu.

As a result of the conducted studies of various coatings for the friction pair of the spike-groove of the aircraft disk brake, a wear-resistant titanium-carbon coating. The expediency of its application by the method of electroerosion is shown.

Keywords: aviation, brakes, friction, coating, microhardness, wear.

В настоящее время, в период развития рыночной экономики, особое место уделяется повышению интенсивности эксплуатации транспортных средств. Особенно остро эта проблема проявляется в области авиационного транспорта.

Однако регулярность полетов во многом определяется техническим состоянием оборудования летательных аппаратов. Одним из наиболее ответственных агрегатов являются шасси самолетов и, это относится в частности, к тормозным колесам.

Авиационные тормоза современных самолетов при посадке поглощают весьма высокую энергию, обусловленную их значительной массой и высокой посадочной скоростью. В связи с этим тормоза выполняются в виде многодисковой конструкции, что дает возможность обеспечения достаточно высокого значения тормозного момента в период короткого послепосадочного тормозного пробега.

Тормоза тяжелых пассажирских и транспортных самолетов могут оборудоваться пакетом, состоящим из 8…10 и более дисков.

В процессе выполнения торможения пакет дисков принудительно сжимается, при этом диски (как вращающиеся, так и невращающиеся) должны передвигаться в осевом направлении.

В этом случае шипы дисков или пазы, оборудованные металлическими накладками, перемещаются под воздействием контактной нагрузкой вдоль соответствующих направляющих.

Таким образом, создающийся множественный набор фрикционных пар, может создавать существенные осевые усилия, противодействующие рабочему передвижению дисков и равномерному сжатию всего пакета.

Указанные усилия в зонах контакта (в количестве до 30…50 пар) в сумме могут составлять общее суммарное усилие, достигающее величины до 30…50% от рабочего усилия сжатия пакета, но противоположного направления. В таком случае полезное распорное усилие может не достигать дисков, расположенных вблизи опорного фланца тормоза, а вследствие этого эффективность работы тормоза может существенно снижаться.

В процессе перемещения пакета отдельные диски могут занимать «нештатное» положение, в частности перекашивания, в таком случае стальная накладка будет опираться на направляющую не по плоскости, а будет углом «процарапывать» локальный участок ответной детали. На практике неоднократно отмечались случаи достаточно глубокой «выработки» направляющих, вплоть до образования лунки, что еще более затрудняет передвижение пакета дисков в осевом направлении.

Это явление особенно часто встречается в длинных многодисковых тормозах тяжелых самолетов, что в итоге может приводить к снижению эффективности тормозов и, как крайний случай, выкатывание машины за посадочную полосу.

Указанные обстоятельства обуславливают необходимость поиска путей предотвращения «застревания» дисков в процессе торможения. Эта проблема может решаться многими путями, например, применением миниатюрных игольчатых подшипников на одной из сопрягаемых деталей; подбор специальных материалов для трущихся пар; применение специальных смазок и др. Одним из наиболее эффективных средств решения проблемы является снижение коэффициента трения в рабочей паре: шип (паз) – направляющая за счет нанесения покрытий на поверхности сопрягаемых деталей (или на одну из них) специальных составов, существенно снижающих коэффициент трения пары. Однако решение этой проблемы связано с определенными, и достаточно серьезными, трудностями. Разработчик тормозных устройств выдвигает жесткие требования к таким покрытиям. Они должны иметь:

- хорошую адгезию к основному материалу;- равномерное распределение по длине направляющей;
- обеспечивать длительность сохранения антифрикционных свойств в течение длительного периода эксплуатации;
- противостоять периодическому воздействию высоких температур.

В целом эта проблема может быть решена за счет подбора соответствующих материалов для покрытий, отработки технологии их нанесения и создания специализированного оборудования для технологического процесса покрытия достаточно сложных по конфигурации деталей.

Процесс обработки должен предусматривать периодический контроль сохранения и эффективности технических характеристик поверхностных слоев деталей, подвергнутых покрытию. К таким средствам могут быть отнесены методы замера микротвердости, испытания на моделирующих установках, воспроизводящих условия трения пары в длительном режиме и т.п.

С этой целью была проведена специальная исследовательская работа в которой с использованием образцов покрытых по двум технологиям их нанесения (вакуумное напыление, электроэрозионный синтез) на поверхности трения легированных сталей (50ХФА, 12ХН3А, 10Х18Н9БЛ) проведены испытания (с покрытиями и без них) по методикам модельных испытаний на машинах трения.

В лаборатории вакуумных покрытий ИМАШ РАН было проведено напыление двухслойных покрытий – нитрид молибдена + молибден (Mo_2N+Mo) на образцы из легированных сталей 50ХФА, 12ХН3А. Общая толщина покрытия составляла ~ 14 мкм.

Методом электроэрозионного синтеза покрытие Ti+C с толщиной 120 мкм наносили на образцы из легированных сталей (50ХФА, 12ХН3А, 10Х18Н9БЛ) в Московском автомеханическом институте.

Трение и износ осуществлялся на машине ПРУ-2 при возвратно-поступательном движении по схеме ролик-пластина при нормальной силе 500Н, скорости скольжения 0,166 м/с и на машине УМТ-1 с использованием кольцевых образцов при нормальной силе 450Н,скорости скольжения 5 м/с.

С помощью прибора МТИ-3М исследовали микротвердость образцов из легированных сталей без покрытия, с покрытием, до и после испытания их на машине трения ПРУ-2. Было проведено исследование микротвердости по глубине отпечатка трех марок сталей (№1 - 50ХФА, №2 - 12ХН3А, №3 - 10Х18Н9БЛ) и 3 типов покрытий на них: Mo_2N+Mo (7 мкм Mo + 7 мкм Mo_2N), Ti+C и TiB_2+CrB_2. Регистрация диаграмм упруго-пластической деформации производилась на двух-координатном самописце в координатах «Сила F - глубина отпечатка h».Отпечатки на поверхность образцов наносили сначала на стальную исходную поверхность, далее на покрытие, нанесенное на эту поверхность и, наконец, на изношенную часть поверхности после испытания на машине трения. Количество отпечатков (диаграмм) на каждом образце составляло не менее 21.

Наблюдается повышение микротвердости дорожки трения после износа "чистых" поверхностей: у стали 50ХФА от 262 кгс/мм^2 до 502 кгс/мм^2 , у стали 12ХН3А от 294 до 555 кгс/мм^2. По всей видимости, подобное повышение связано с упрочнением возникающим в контакте образца с контртелом в процессе испытания на машине трения. Микротвердость изношенных поверхностей дорожек трения существенно выше, по сравнению с исходным ее состоянием для указанных сталей. Микротвердость молибденового покрытия составила 1055 и 1066 кгс/мм^2 соответственно для вышеприведенных сталей. Это естественно, по-скольку в данном случае действует эффект влияния подложки на которую наносили покрытие т.е. молибден наносили на нитрид молибдена (Mo_2N), микротвердость которого составила от 900 до 1300 кгс/мм^2. Наряду с повышенной микротвердостью наблюдаются и увеличение интервала разброса ΔHV_{120} .Для стали 50ХФА он составляет 914 кгс/мм^2 (от 841 до 1754) и для стали 12ХН3А ΔHV_{120} = 713 кгс/мм^2 (от 818 до 1530).

Для двух пластин (1А и 1В) кривые деформации F = f(h).имеют различный характер на стадии "Нагружение" (рис. 1). У образца под номером 1А до точки ***a*** с координатами h = 1,9 мкм и F = 108 сН характер кривой F = f(h) имеет вогнутый характер, по отношению к оси абсцисс. После этой точки наблюдается заметный перелом кривой F = f(h) с характером выпуклости. В точке ***b*** с координатами h = 3,283 мкм и F = 204 сН происходит резкий скачок глубины отпечатка до точки ***c*** на величину Δh = 3,77-3,283 = 0,487 мкм.

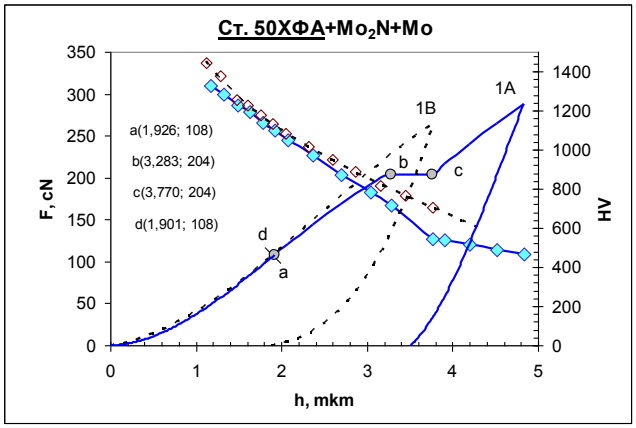


Рис. 1. **Диаграммы деформации и микротвердость молибденового покрытия М на нитриде молибдена Mo_2N**

Таким образом, на границе между нитрид молибденовым и молибденовым покрытиями возникает слабая механическая связь. В результате, при воздействии на Мо-покрытие внешних сил, эта связь нарушается, что и приводит к зарождению трещин и, в конце концов, хрупкому разрушение поверхностного слоя.

Казалось бы, что этот эффект должен проявляться на 7-ми микронном уровне Мо-покрытия. Однако зарождение трещин и локальное разрушение отпечатка начинается на глубине с трех микрон. Причина, на наш взгляд, заключается в потере устойчивости механического состояния Мо-покрытия на стадии внедрения индентора в ее поверхность. Критерием устойчивости к силам F_{cr} является точка перелома на участке диаграммы "Нагружение". Именно, начиная с этой точки ($F_{cr} \cong 84 \div 108$ сН), при индентировании, заметно проявляется пластическая деформация (на диаграмме перелом кривой с характером ее выпуклости вверх). Это и приводит, в конце концов, к образованию трещин и дальнейшему хрупкому разрушению отпечатка. Естественно, нарушается и плавность хода зависимости микротвердости HV от глубины отпечатка h, с ростом размера отпечатка (рис. 1).

Визуальная оценка дорожки трения, после испытания на машине трения показала наличие следов покрытия в виде небольших пятен, разбросанных по большей части изношенной поверхности.

Считать кинетическую микротвердость Мо-покрытия можно до точки перелома по формуле

$$HV = 37{,}84 \cdot F/h^2, \text{ где } F \le F_{cr} \text{ и } h \le h_{cr}.$$

Учитывая проявление неспособности внешнего Мо-покрытия к устойчивости в области микромеханического состояния, следует ожидать его полного износа в области больших контактных нагрузках при трении. Что и подтвердилось практически при испытаниях на машине трения ПРУ-2. Для пары трения (50ХФА+Mo_2N) + 10Х18Н9БЛ с первых секунд трения наблюдается схватывание и связанный с ним большой разброс значений коэффициента трения и его нестабильность в течение всего времени испытания. Так при t = 25 с, f_{max} = 0,472, а $f_{мин}$ = 0,108.

Среди сопряженных пар трения составленных и испытанных из легированных сталей 50ХФА, 12ХН3А, 10Х18Н9БЛ без покрытий, долговечной (время до начала схватывания) и с весьма нестабильным коэффициентом трения, величина которого колеблется от 0,1 до 0,25, является пара 50ХФА + 10Х18Н9БЛ

Сравнительный анализ зависимостей величин средних значений коэффициента трения от времени испытаний на машине ПРУ-2 полученных при возвратно-поступательном перемещении образца из легированной стали 10Х18Н9БЛ относительно пластины из стали 12ХН3А с титаноуглеродным покрытием TiC и относительно стали 12ХН3А без покрытия показал, что покрытие титан-углерод нанесенное (методом электроэрозионного синтеза) на сталь 12ХН3А приводит к стабилизации коэффициента трения (0,2) за счет исключения схватывания, а долговечность (время до начала схватывания) пары трения с покрытием в 5раз превышает долговечность этой же пары испытанной без покрытия (рис.2).

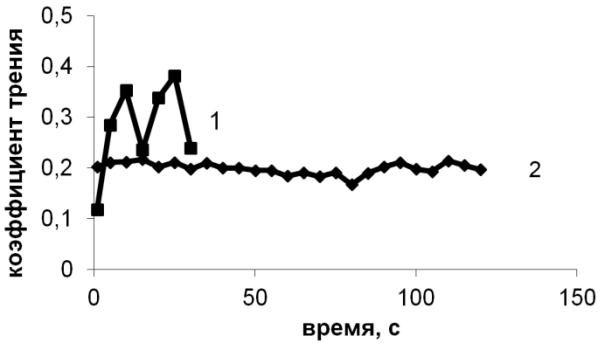


Рис. 2. **Изменение коэффициента трения *f* от времени испытания 1 – пара трения 12ХН3А+10Х18Н9БЛ; 2 – пара трения (12ХН3А+TiC) + 10Х18Н9БЛ**

Установлено, что при трении по легированной стали 10Х18Н9БЛ титаноуглеродное покрытие в 5,5 раз превосходит по долговечности двухслойное (нитрид молибдена + молибден) 15 микронное покрытие, полученное на стали 12ХН3А вакуумным напылением. При этом с учетом разброса средний коэффициент трения второго покрытия превышает коэффициент трения первого в 2 раза (рис. 3).

Другие испытания трением на установке УМТ-1 (кольцо-кольцо) титаноуглеродного покрытия на стали 12ХН3А и двухслойного молибденового покрытия на стали 10Х18Н9БЛ показали, что коэффициент трения вначале, в течении 5минут возрос с 0,05 до 0,1 и стабилизировался до конца испытаний. При этом, молибденовое покрытие за время испытания полностью истерлось и после этого изнашиваться стала стальная подложка под ним, в то время как у титаноуглеродного покрытия за это время наблюдался незначительный износ. Все проведенные нами исследования позволяют рекомендовать для слабого звена из сопряженных шлицевых пар многодисковых тормозов самолета и шлицевых сопряжений деталей машин титаноуглеродное покрытие, которое может быть нанесено методом электроэрозионного синтеза.

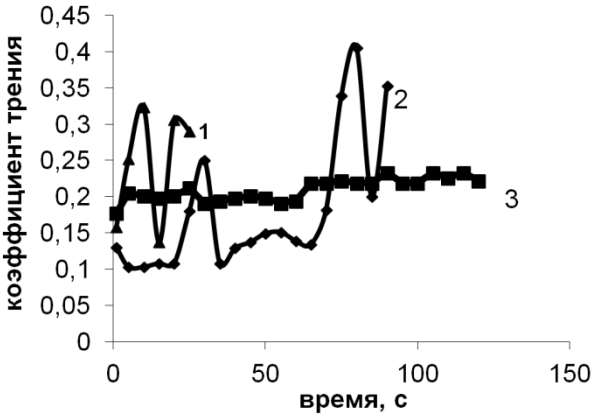


Рис. 3. **Зависимость коэффициента трения *f* от времени испытания для пар трения: 1 – (MoN2+Mo)+ 10Х18Н9БЛ, 2 – 50ХФА+10Х18Н9БЛ3-(50ХФА+Ti C)+10Х18Н9БЛ**

[1] Албагачиев А.Ю., Зуев В.В. Эффективные технологические методы обеспечения качества деталей машин. Москва 2013-123 с.
[2] Albagachiev A.Yu, Sidorov, M.I Microhardness and tribological characteristics of coatings / Russian Engineering Research, June 2017, Volume 37, pp 498-501.

МЕТОДЫ ОЦЕНКИ ХАРАКТЕРИСТИК СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ АЗОТИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ДЛЯ УЗЛОВ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ

[1,2]Алексеева М.С., [1]Куксенова Л.И.

E-mail: lkukc@mail.ru

[1]ИМАШ РАН, Москва, Россия;
[2]ВИАМ, Москва, Россия.

Рассмотрены методические подходы к структурной оценке эффективности поверхностных обработок конструкционных материалов триботехнического назначения.

Ключевые слова: Структура, износ, поверхность трения, обработка изделий.

METHODS FOR STRUCTURE STATE APPRECIATION SURFACE LAYERS AFTER NITRIDING OF STEELS FOR SLIDING FRICTION COUPLS

Alekseeva V.S., Kuksenova L.I.

Methods for structure appreciation on the efficient of surface technologies of structural materials for friction coupls are discussed.

Keywords: structure, wear, surface of friction, technologies of wares.

В проблеме трения и износа остро стоит задача целенаправленного, методически и научно обоснованного выбора материала и способов воздействия на поверхностные слои пар трения, управления их поверхностной прочностью. Сложность этой задачи обусловлена тем, что поверхностные слои металлического материала в условиях динамических нагрузок переходят в новые физические состояния, определяя механизм контактного взаимодействия. Закономерности структурных изменений в поверхностных микрообъемах твердых тел при трении и механизм их контактного взаимодействия неразрывно связаны. В связи с этим разработка мероприятий, направленных на существенное повышение износостойкости трущихся сопряжений, предполагает и значительное углубление представлений о кинетике структурных, фазовых и диффузионных превращений, прочностных и деформационных свойствах активных микрообъемов поверхности, элементарных актах деформации и разрушения, а также определение численных критериев оптимального структурного

состояния. Поэтому особую актуальность составляет разработка методических основ структурной оценки свойств поверхностных слоев изделий из конструкционных материалов.

Традиционно качество поверхности деталей узлов трения оценивают характеристиками потерь на трение и износ, задиростойкостью, и др., т.е. критериями макроскопического масштаба. Их получают в результате триботехнических испытаний и анализе процесса трения на макроскопическом уровне. Каждый из указанных критериев характеризует качество сопряжения, а при сравнительных испытаниях – качество поверхностного модифицированного слоя и является необходимым триботехническим параметром, но не достаточным.

Нами [1] предложено использовать рентгенографические характеристики как самостоятельные критерии качества узла трения материала приповерхностного объема образцов (физическое уширение рентгеновских линий и период кристаллической решетки), получаемые после испытаний в условиях трения и изнашивания. В [2] проанализированы и установлены связи между указанными выше феноменологическими и структурными критериями качества сопряжения в рамках системно-структурного анализа. Отмечено, что наиболее общий феноменологический критерий знака градиента механических свойств материала по глубине зоны деформации при трении регулирует направление развития трибосистемы, а структурные критерии выступают в качестве показателей состояния ее самоорганизации. Следовательно, для оценки качества поверхностного слоя необходима совокупность макроскопических и микроскопических показателей, характеризующих физику и механику процесса трения материала на разных иерархических уровнях, что дает наиболее полную информацию о состоянии узла трения в целом и модифицированного слоя в частности.

В итоге можно предложить некоторую последовательность процедуры триботехнической оценки качества модифицированных поверхностей трения, состоящую в следующем:

- неразрушающим методом послойного анализа структуры поверхностных слоев толщиной, соответствующей зоне пластической деформации при трении, выявляются характерные параметры структурного состояния материала приповерхностных микрообъемов: $\beta_{(hkl)} = f(h)$, $\left|grad\beta_{(hkl)}\right|$, $\beta\cos\ \theta/\lambda\ = f(k\sin\theta/\lambda\ \gamma)$, $\Delta a = f(h)$, где h – размер по нормали зоны деформации, λ – длина волны излучения, γ – коэффициент анизотропии. На этой стадии выбираются такие режимы технологической обработки, которые обеспечивают оптимальные структурные характеристики поверхностного слоя;

- оцениваются триботехнические характеристики пары трения с оптимальными структурными параметрами покрытий по схеме, выбранной из условия максимального приближения к реальной эксплуатации. На этой стадии выявляются триботехнические характеристики пары и корректируются технологические режимы обработки;

- выявляются наиболее значимые характеристики структурного состояния зоны деформации изнашивающегося образца пары трения на стадии испытаний в установившемся режиме. По совокупности макроскопических характеристик, отражающих механизм контактного взаимодействия, и микроскопических, выявляющих физические состояние материала зоны деформации и уровень самоорганизации системы, прогнозируется работоспособность пары трения в условиях эксплуатации реальных узлов и обосновываются режимы обработки изделий.

Особое место в методах модифицирования поверхностей трения занимает химико-термическая обработка конструкционных материалов. Рассмотрим методы структурной оценки эффективности азотирования стальных поверхностей трения.

Исследовали стали перлитного и мартенситного классов (40Х, 382МЮА, ВКС-7) и модельные сплавы на основе железа с ОЦК кристаллической решеткой, легированные Cr, Mo, Al в количестве до 4 ат%, и на основе железа с ГЦК кристаллической решеткой, легированные Ni (29 ат%), Cr, Al, Ti в количестве до 4 ат%. Насыщение поверхности образцов осуществляли газовым и ионным азотированием и ионной имплантацией азота.

Для оценки микроскопических критериев применяли металлографический, рентгеноструктурный и электронно-микроскопический методы. Для изучения структуры зоны поверхностной пластической деформации при трении применяли специальный рентгеновский метод, позволяющий проводить послойный анализ без разрушения поверхности.

Для оценки способности поверхностных слоев азотированных сталей и сплавов воспринимать пластическую деформацию без разрушения образцов их подвергали дробеструйной обработке. Триботехнические испытания проводили по двум методикам. Для схемы скольжения ролика по плоскости использовали машину трения Шкода-Савин при числе оборотов ролика 11,25 $с^{-1}$ и давлении 150 Н; испытания при трении скольжении плоских поверхностей проводили на машине трения МТ-8 с возвратно-поступательным движением образцов при средней скорости скольжения 0,19 м/с и давлении до 40 МПа.

Для оценки эффективности азотирования предложены два структурных метода. Первый из них представляет собой экспресс метод оценки качества поверхностного слоя. Он основан на определении способности азотированного слоя воспринимать пластическую деформацию без разрушения и упрочняться, например, в результате

доступного способа поверхностного пластического деформирования.

В табл. 1 приведены результаты экспериментальной оценки приращения микротвердости ΔHV и физического уширения рентгеновских линий матрицы $\Delta\beta_{(220)}$ в результате механической обработки азотированной стали 38Х2МЮА, а также относительной износостойкости стали ε после разных температур азотирования. Видно, что существует прямая связь между эффектом деформационного упрочнения азотированных сталей, износостойкостью и величиной Δβ, отражающей уровень микродеформации кристаллической решетки матрицы, связанной с разной степенью когерентности с упрочняющими частицами, и изменением механизма перераспределения дислокаций [3].

Таблица 1**. Влияние дробеструйной обработки на свойства стали 38Х2МЮА**

Температура азотирования, °С	ΔHV, МПа	Δβ, мрад	ε
500	500	2,5	1,5
540	550	4	1,7
580	1600	8	2,5
620	2500	11	4,5

Метод достаточно прост и не требует длительных испытаний. Его физическая сущность основана на том, что при изнашивании часть затрачиваемой энергии расходуется на разрушение, а остальная часть накапливается в поверхностном слое, сосредотачиваясь в образующихся дефектах структуры. Процесс поверхностного разрушения представляет собой последовательные этапы относительно равномерного износа. Вначале накапливается упрочнение до некоторого максимума, а когда исчезает способность материала воспринимать дальнейшую пластическую деформацию, начинается разрушение. В связи с этим материал, имеющий больший запас пластичности, будет иметь и большую способность аккумулировать энергию без разрушения, что и определяет его более длительную работоспособность. Поэтому при выборе температуры азотирования для конкретного состава сталей и достижения требуемых триботехнических характеристик материалов пар трения необходимо, в первую очередь, рассматривать характеристики структурного состояния азотированного слоя, которые определяют способность материала упрочняться при деформации, т.е. в исходном до трения состоянии диффузионная зона стали должна иметь запас по деформационному упрочнению.

Второй подход предполагает средство оптимизации технологического процесса и основан на оценке трибологической эффективности с помощью разработанного обобщенного структурного параметра. Как показали проведенные нами исследования, наиболее значимыми характеристиками структурного состояния и свойств поверхностных азотированных слоев, влияющих на уровень поверхностного разрушения при трении, являются размер частиц нитридов легирующих элементов и расстояние между ними (плотность распределения), микродеформация кристаллической решетки твердого раствора матрицы, значения физического уширения рентгеновских линий азотированного твердого раствора, твердость азотированного слоя, запас пластичности.

При рассмотрении связи между структурой и износостойкостью использовали безразмерный физико-механический комплекс для оценки износа цементованных деталей [4] и разработали обобщенный структурный параметр азотированного поверхностного слоя, деформированного в условиях трения и изнашивания $K_{\text{стр}}$, в виде

$$K_{\text{стр}} = \frac{\left[H_0 + k_2\left(\frac{\Delta d}{d}\right)^{1/2}\right]^{1,75}\left[Дb A\left(\beta_{\text{пр}}^2 - \beta_0^2\right)\right]^2}{\left(k_1 + \frac{\pi Д \delta}{L^2}\right)^2}.$$

Из приведенного соотношения следует, что основные величины, входящие в обобщенный структурный параметр поверхностных слоев азотированных сталей и сплавов при трении, могут быть определены по данным современных металлофизических методов анализа. Специфика состоит в том, чтобы методически решить вопрос об аппаратурной возможности исследования зоны поверхностной пластической деформации при трении.

Рис. 1 иллюстрирует линейную зависимость между значениями относительной износостойкости ε и обобщенного структурного параметра поверхностных слоев азотированных сталей $K_{\text{стр}}$. Величина относительной износостойкости исследуемых сталей и сплавов изменяется в диапазоне 0,9…4,5, при этом обобщенный параметр $K_{\text{стр}}$, принимает значения от $0{,}1.10^5$ …$0{,}9.10^5$. Два крайних значения соответствуют модельным сплавам типа Fe + 29 % Ni + 4 % (Cr + Al + Ti) при температуре азотирования 500…620 °С и стали 38Х2МЮА при температуре азотирования 620 °С соответственно.

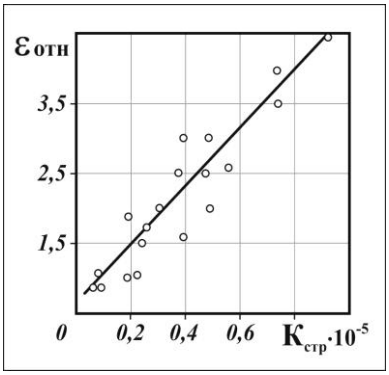


Рис. 1. **Зависимость относительной износостойкости ε азотированных сталей от структурного параметра $K_{\text{стр}}$ зоны поверхностной пластической деформациипри трении.**

Все остальные значения $K_{стр}$ и ε, соответствующие разным сплавам и разным условиям азотирования, укладываются в единую линейную зависимость, указывая на высокую чувствительность разработанного структурного параметра к триботехнической характеристике. Важно отметить, что величины, входящие в выражение $K_{стр}$, и определяемые экспериментально: размер зоны сдвига, размер частиц второй фазы, их концентрация, твердость, микродеформация кристаллической решетки матрицы, исходное и критическое значения плотности дислокаций (физические параметры структурного состояния), формирующиеся в процессе технологической обработки, в комплексе оказывают влияние на условия деформации и разрушения при трении. Поэтому в общем случае выбор режима технологии модифицирования поверхностей деталей пар трения не может быть основан на контроле какого-то одного параметра (в качестве которого на практике чаще всего используют твердость). Средство контроля должно учитывать как характеристики механических свойств, так и характеристики структуры поверхностных азотированных слоев и их изменения при трении, поэтому зависимость ε от $K_{стр}$ является аналитико-экспериментальным инструментом для оптимизации технологического процесса обработки с позиций трибологии для достижения высокого триботехнического эффекта. Таким образом, есть основания полагать, что рассмотренный комплексные подходы к оценке свойств и состояния поверхностных слоев, базирующиеся на совмещении металлофизического (структурного) и триботехнического методов контроля модифицирования поверхностей трения, позволит значительно сократить и упростить цикл доведения оптимальной технологии триботехнического назначения до промышленной практики; он может быть также полезен при решении многих задач трения, износа и смазки машин.

[1] Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И. Структура и износостойкость металла. – М.: Машиностроение. – 1982.
[2] Савенко В.И., Щукин Е.Д. О соотношениях между феноменологическими и структурными критериями работы узлов трения // Трение и износ. – 1982, № 5, 867-872.
[3] Герасимов С.А., Куксенова Л.И., Лаптева В.Г. Структура и износостойкость азотированных конструкционных сталей и сплавов. – М.: МГТУ им. Н.Э.Баумана. – 2012.
[4] Дроздов Ю.Н., Рыбакова Л.М., Литвинов И.П., Павлик Б.Б., Сидоров С.А. Кинетика разрушения конструкционных талей при трении // Трение и износ. – 1989, № 5, 773-778.

РОЛЬ ТЕПЛООТВОДА В РАСПРЕДЕЛЕНИИ ТЕМПЕРАТУРЫ ВДОЛЬ СТАЛЬНОГО СТЕРЖНЯ-ОБРАЗЦА ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА В УСЛОВИЯХ СУХОГО СКОЛЬЖЕНИЯ ПО СТАЛИ

[1,2]Алеутдинова М.И., [1]Фадин В.В., [3]Алеутдинов К.А.

E-mail: aleut@ispms.ru

[1]Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, Томск, Россия;
[2]Северский технологический институт НИЯУ МИФИ, Северск, Россия;
[3]Национальный исследовательский Томский политехнический университет, Томск, Россия.

Определены коэффициенты теплоотдачи стального стержня в зоне держателя образца и в отдалении от него. Показано, что держатель образца вызывает увеличение коэффициента теплоотвода стержня по сравнению с другими его секторами. Отмечено, что крепление термопары к образцу путём простого прижима приводит к высокой погрешности определения температуры образца.

Ключевые слова: коэффициент теплоотдачи, зона влияния держателя образца, тепловой поток.

THE ROLE OF HEAT SINK IN THE TEMPERATURE DISTRIBUTION ALONG THE STEEL SHELL-SAMPLE UNDER ELECTRIC CURRENT IN THE CONDITIONS OF DRY SLIPPING AGAINST STEEL E

Aleutdinova M.I., Fadin V.V., Aleutdinov K.A.

The coefficients of heat sink of the steel rod in the zone of the sample holder and at a distance from it were determined. It was shown that the sample holder caused an increase in the heat sink coefficient of the rod in comparison with its other sectors. It was noted that fixing the thermocouple to the sample by simple pressing leads to a high error in determining the temperature of the sample.

Keywords: heat sink coefficient, sample holder influence zone, heat flux.

Введение

Закон Ньютона-Рихмана $(q_{N-R} = a \cdot \Delta T)$ служит граничным условием к уравнению температуропроводности [1-3]. При расчете нестационарных температур для движущихся и вращающихся узлов трения часто применяют значения коэффициента теплоотдачи, рассчитанное по формуле Ньюкомба ($\alpha \approx 20$ Вт/м^2·К при нулевой скорости воздушного потока) [2]. Однако в разных условиях коэффициент α может принимать разные значения. Знание возможных значений α для каких-либо конкретных условий трения может быть полезным при расчётах температурного поля в зоне контакта. Одним из стандартных типов трибосопряжения является схема «pin-on-ring» [4], где образец имеет длину около 10 мм. Основная теплоотдача энергии трения в этом случае происходит в образец и контртело по закону Фурье. Поэтому теплоотдача в воздух и теплоотдача в образец осуществляются одновременно и следует ожидать, что формально $\alpha > 20$ Вт/м^2·К. Представляет научный интерес экспериментально оценить увеличение коэффициента α в этих условиях. Удобным материалом образца для экспериментов в этом направлении может быть любой металл, например, сталь 3. Очевидно, что форма и масса держателя образца оказывают влияние на значение α.

Целью настоящей работы является изучение характера изменения коэффициента теплоотдачи стального образца при переходе из свободного состояния в условия крепления в держателе образца, применяемого при экспериментах по трению.

Материалы и методика исследований

Образец (8) для исследования представлял собой стержень сечением $2{,}5 \times 4$ мм^2 длиной 500 мм из стали 3. Стержень был закреплён в держатель образца **Д** (рис. 1). Другой конец стержня был закреплён к стальной пластине (9), масса и форма которой сравнимы с массой и формой контртела, применяемого для экспериментов по трению с токосъёмом [4]. К стержню были прикреплены термопары (1-7) точечной сваркой на разных произвольных расстояниях от держателя стержня **Д** (рис. 1). Термопара 5-1 прикреплена тонкой проволокой к стрежню рядом с термопарой 5. Термопара 5-2 прижата к стержню с силой 10 Н. При протекании электрического тока по стержню, происходит увеличение температуры T_{max} его боковой поверхности, что выражается в виде [3]

$$j = \left[(T_{\max} - T_0)\alpha \cdot P / \rho \cdot S\right]^{0,5} \qquad (1)$$

где j – плотность тока, необходимая для разогрева боковой поверхности проводника до температуры T_{max}; α – коэффициент теплоотдачи в окружающую среду; $(T_{max}–T_0)$ – разность температур на поверхности проводника и окружающей среды; P, S,– периметр и площадь сечения стержня, ρ – удельное электросопротивление стержня. Задавая плотность тока и измеряя температуры $T_{max}(x_{1\text{-}7})$ термопарами, можно найти α из (1).

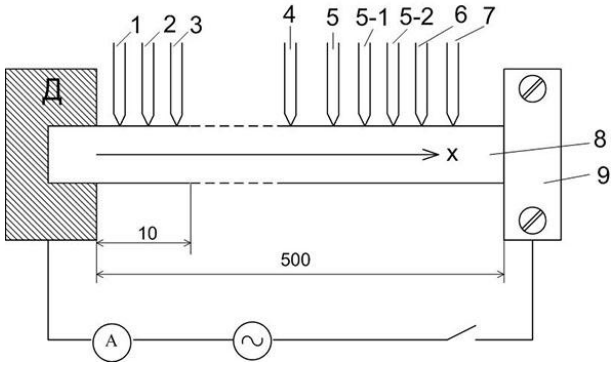


Рис. 1. **Электрическая схема для нагрева стержня из стали 3, (Д – держатель образца, 1-7 – термопары, 8 –стержень, 9 – имитатор контртела)**

Результаты и их обсуждение

Температура вдоль оси x стержня возрастает при удалении от держателя образца (рис. 2). Видно также, что T_{max} слабо изменяется при $x > 30$ мм.

Кроме того, T_{max} слегка уменьшается около имитатора 9.

Следует отметить, что T_{max} (рис. 2), получены термопарами 1-7, прикреплёнными точечной сваркой. Термопара 5-1, прикрепленная тонкой проволокой к стержню, показала температуру T=0,6-0,75 T_{max}. Термопара 5-2, прижатая к стержню, показала температуру T=0,77-0,82 T_{max}.

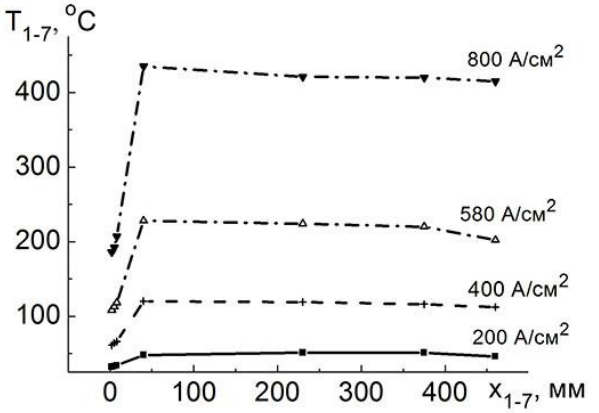


Рис. 2. **Распределение температуры вдоль стального стержня при протекании тока плотностью 200-800 А/см^2**

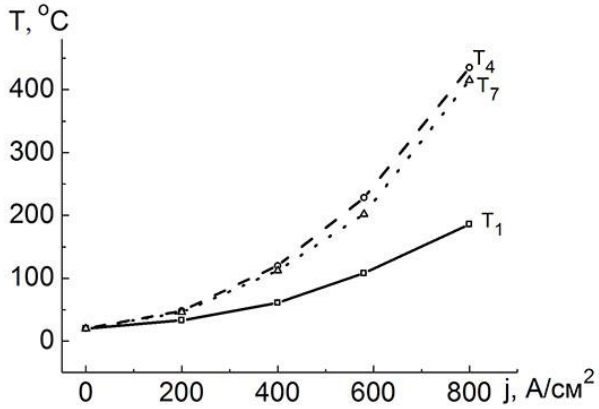


Рис. 3. **Токовая зависимость температуры стального стержня в точках x_1, x_4, x_7**

Увеличение T_{max} при увеличении плотности тока j происходит в виде некоторой степенной функции $T_{max}\sim j^n$, где $n>1$ в любой точке стержня, например, в точках x_1, x_4, x_7 (рис. 3).Коэффициент α имеет значения, близкие к рассчитанным по формуле Ньюкомба [2] при $x>30$ мм. Но в зоне влияния держателя **Д** ($x<30$ мм) коэффициент α увеличивается приблизительно в 3 раза (рис. 4).

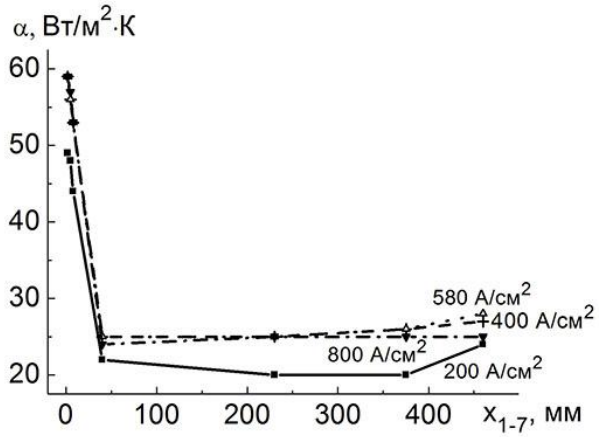


Рис. 4. **Изменение коэффициента теплоотдачи стали 3 при удалении от держателя образца**

Видно также, что увеличение плотности тока не приводит к заметному изменению значений коэффициента α в любой точке стержня.

Отсутствие заметной токовой зависимости α ($\alpha(j)\approx$const) указывает на то, что основное влияние на α оказывает геометрия фрикционного контакта и точность измерения температуры образца. Оценка теплового состояния поверхностного слоя с помощью термопар, прижатых к образцу, не всегда является корректной вследствие разного усилия прижатия. Это связано, в первую очередь, с тем, что реализуется слабый тепловой контакт из за высокого теплового сопротивления на границе прижатия спай термопары/образец. Кроме того, часто применяется одна термопара на некотором расстоянии от поверхности трения и без сравнения с каким-либо известным материалом (например, [5,6]). В этом случае неточно измеряется некоторая температура в произвольной точке образца, что не позволяет судить о тепловом состоянии контактного слоя, т.е. отсутствуют данные о средней температуре контакта, градиенте на поверхности трения образца и других тепловых параметрах. Это значит, что проведение таких экспериментов нецелесообразно. Следует отметить также, что крепление термопары простым прижиманием допустимо лишь к образцам (керамика и т.п.), не способным к применению точечной сварки. Но в этом случае следует учитывать, что измереннная температура составляет (0,6-0,8)$T_{ист}$ (истинной температуры).

Более точное представление о тепловом состоянии зоны контакта стального образца можно получить при креплении к нему точечной сваркой пяти термопар [7] с целью определения распределения температур по стальному образцу с помощью методики, представленной выше. Такие эксперименты позволяют определить среднюю температуру контакта и т.п. Очевидно, что эта температура зависит от теплоотвода, который задаётся, в первую очередь, конструктивными особенностями держателя образца, окружающей средой и другими входными параметрами трибосистемы, влияющими на теплоотвод из образца. В работе [7] показано, что температура вдоль оси образца, закрепленного в конкретном держателе образца, увеличивается квазилинейно при приближении к поверхности контакта. Такое же квазилинейное увеличение температуры наблюдается и в данном эксперименте (рис.2) в пределах до 10 мм (размер образца в стандартном трибосопряжении «pin-on-ring»), и задается теплоотводом в держатель образца. Знание распределения температуры вдоль оси образца при скольжении с разными плотностями тока в контакте позволяет оценить градиент температуры у поверхности контакта и соответствующий теплоотвод в образец по закону Фурье ($q_F=\lambda\cdot grad\ T$). Было показано, что $q_F>>q_{N\text{-}R}$, поэтому теплоотвод по закону Ньютона-Рихмана можно не учитывать [7], и для таких условий знание точного численного значения коэффициента α не представляет большой ценности.

Заключение

Значение коэффициента теплоотдачи α существенно зависит от зоны контакта и конкретных условий трения. В данной работе коэффициент теплоотдачи α в зоне влияния держателя образца был в три раза выше по сравнению с другими зонами образца. Это связано с дополнительным теплоотводом по закону Фурье. Зона влияния держателя образца на коэффициент теплоотдачи в настоящей работе проявлена чётко и имела протяжённость 30-35 мм.

Работа выполнена в рамках ПФНИ ГАН на 2013-2020 годы, направление III.23.

[1] Амосов А.П. Теплофизические модели трения инертных и взрывчатых материалов. - М.: Машиностроение. - 2011.
[2] Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) Под общ. ред. А.В.Чичинадзе. – М.: Машиностроение. - 2003.
[3] Шорин С.Н. Теплопередача. – М.: Высшая школа. - 1964.
[4] М.И. Алеутдинова, В.В. Фадин Об изнашивании металлических композитов под действием трения скольжения и электрического тока // Трение и смазка в машинах и механизмах. - 2012, №8, 13-18.
[5] Тарасов С.Ю. Исследование триботехнических свойств никелида титана //Перспективные материалы. – 1998, №5, 24-30.
[6] Богданович П.Н., Прушак В.Я. Трение и износ в машинах. Учеб. Для вузов. – Мн.: Выш. шк. – 1999.
[7] Фадин, В.В. Алеутдинова М.И., Колубаев А.В. Влияние электрического тока высокой плотности на износ и среднюю температуру трибоконтакта сталь/сталь // Трение и износ, – 2018, Т.39, №4, 24–28.

ИЗМЕНЕНИЯ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СТАЛЬНОГО КОНТРТЕЛА В СУХОМ СКОЛЬЗЯЩЕМ ЭЛЕКТРОКОНТАКТЕ С ВЫСОКОЙ КОНТАКТНОЙ ПЛОТНОСТЬЮ ТОКА

[1]Алеутдинова М.И., [1]Фадин В.В., [2]Алеутдинов К.А.

E-mail: aleut@ispms.ru

[1]Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, Томск, Россия;
[2] Национальный исследовательский Томский политехнический университет, Томск, Россия.

Осуществлено сухое скольжение стали 3, меди и сплава NiTi под воздействием электрического тока высокой плотности в контакте. Было показано, что поверхностный слой этих металлов и контртела претерпевает изменения структуры. На поверхности трения были обнаружены следы жидкой фазы. Отмечено, что высокие пластичность и теплопроводность меди способствовали проявлению её относительно высокой износостойкости.

Ключевые слова: скользящий электроконтакт, износ, структурные изменения поверхностного слоя.

STRUCTURE CHANGES OF SURFACE LAYER OF STEEL COUNTERBODY IN DRY SLIDING ELECTRIC CONTACT WITH HIGH CONTACT CURRENT DENSITY

Aleutdinova M.I., Fadin V.V., Aleutdinov K.A.

Dry sliding of steel 3, copper and NiTi alloy under electric current of high contact density was realized. It was shown that the surface layer of these metals and the counterbody undergoes structural changes. Signs of the liquid phase were found on the friction surface. It was noted that high plasticity and thermal conductivity of copper assist the manifestation of its relatively high wear resistance.

Keywords: sliding electric contact, wear, structural changes in the surface layer.

Введение

Низкая интенсивность изнашивания скользящих электроконтактов реализуется при отсутствии неконтролирумых структурных изменений в поверхностном слое. Это обеспечивается низкой контактной плотностью тока (менее 60 А/см^2 при сухом скольжении) и, отчасти, низким (около 0,02 МПа) контактным давлением [1]. Но представляет интерес найти факторы, обеспечивающие низкую интенсивность изнашивания при плотности тока более 100 А/см^2, т.е. в эстремальных условиях, когда поверхностный слой разрушается за счёт малоцикловой усталости. Работы в этом направлении очень немногочисленны (например, [1,2]) и представляется целесообразным получить более полное представление о триботехническом поведении материалов, которое характеризуется этими выходными параметрами трибосистемы. Скольжение с высокой плотностью тока в контакте обычно вызывает изменения структуры поверхностных слоёв материала и контртела [2]. Знание взаимосвязи выходных параметров трибосистемы (интенсивность изнашивания и т.п.), структурных изменений поверхностных слоёв и входных параметров трибосистемы (контактное давление, контактная плотность тока, структура контактирующих материалов и т.п.) является необходимой фундаментальной основой разработки материалов для долговечных узлов скольжения с токосъёмом. Материал для таких модельных исследований должен формировать контакт с высокой электропроводностью. Изучение влияния структуры материалов на электропроводность контакта должно быть обязательным этапом при создании новых износостойких материалов.

Целью настоящей работы является изучение особенностей триботехнического поведения металлических материалов при сухом скольжении по закаленной стали 45 и наблюдение структурных изменений поверхностных слоёв под воздействием тока контактной плотностью более 100 А/см^2.

Материалы и методика исследований

Наклёпанная сталь 3 (твёрдость *HB*=2,74 ГПа), никелид титана $Ni_{50,5}Ti$, медь М1 (*HB*=0,9 ГПа) служили модельными материалами. Трение проведено без смазки под воздействием переменного тока на машине трения СМТ-1 по схеме “вал-колодка” (рис. 1).

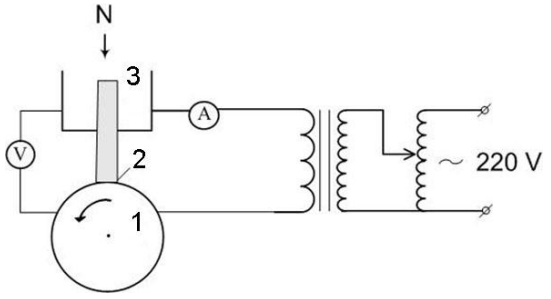


Рис. 1. **Принципиальная схема трибоиспытаний типа «pin-on-ring» со скользящим токосъемом: 1 - контртело (сталь 45), 2 - образец (металлический материал), 3 – держатель образца**

Контактное давление составляло p=0,13 МПа при скорости скольжения v=5 м/с. Сталь 45

(50 HRC) служила контртелом. Контактная плотность тока определена как $j=i/A_a$, где i – ток, протекающий через номинальную площадь контакта A_a. Металлографическое изучение поверхностных слоёв проведено на оптическом микроскопе Neophot-21.

Результаты и их обсуждение

Обычно сухой скользящий контакт сопровождается многократным переносом фрагментов разрушения поверхностного слоя образца между контактными поверхностями вследствие адгезии. Кроме того, в зоне контакта образуются химические соединения, в основном, окислы химических элементов контактных поверхностей. Эти факторы приводят к образованию слоя переноса. Такой слой возникает на контртеле при скольжении металлических материалов под воздействием электрического тока (рис. 2).

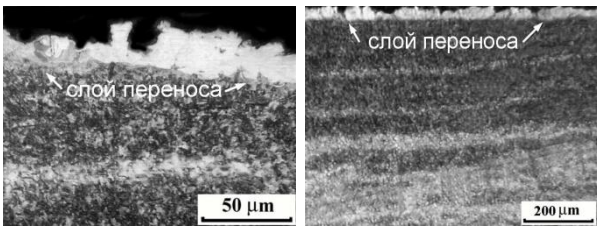


Рис. 2**. Поперечное сечение слоя переноса на контртеле и слои белого цвета в мартенситной основе контртела**

Толщина слоя переноса, как правило, не зависит от контактной плотности тока j и имеет некоторую среднюю равновесную толщину. Но эта толщина существенно различается в разных секторах поверхности скольжения вследствие постоянного образования и разрушения слоя переноса в процессе трения. Наблюдается также образование белых слоёв в мартенситной структуре стали 45 после длительного скольжения с токосъёмом.

Пластическая деформация поверхностного слоя изучаемых металлов приводит к образованию структурных изменений, что проявляется как слой в зоне скольжения (трибослой). Трибослой стали 3 постоянной толщиной менее 20 мкм имеет малое количество несплошностей (рис. 3*а*). Трибослой меди имеет непостоянную толщину в пределах 20 мкм, где наблюдаются несплошности (рис. 3*б*). Трибослой никелида титана имеет неравномерную толщину более 20 мкм, где видны признаки сильных разрушений (рис. 3*в*). Поверхности скольжения этих металлов содержат признаки появления жидкой фазы. Следы заметного адгезионного изнашивания отсутствуют (рис. 3*д-е*).

Разрушение поверхностного слоя этих металлов проявляется, в первую очередь, в виде износа. Видно (рис. 4*а*), что интенсивность изнашивания I_h никелида титана выше нуля при любой $j>0$ А/см^2. Медь проявляет $I_h \to 0$ при скольжении с $j<200$ А/см^2. Видно также, что катастрофическое изнашивание (резкое увеличение I_h) меди начинается при относительно высокой j. Высокая I_h никелида титана не позволяет определить начало катастрофического изнашивания.

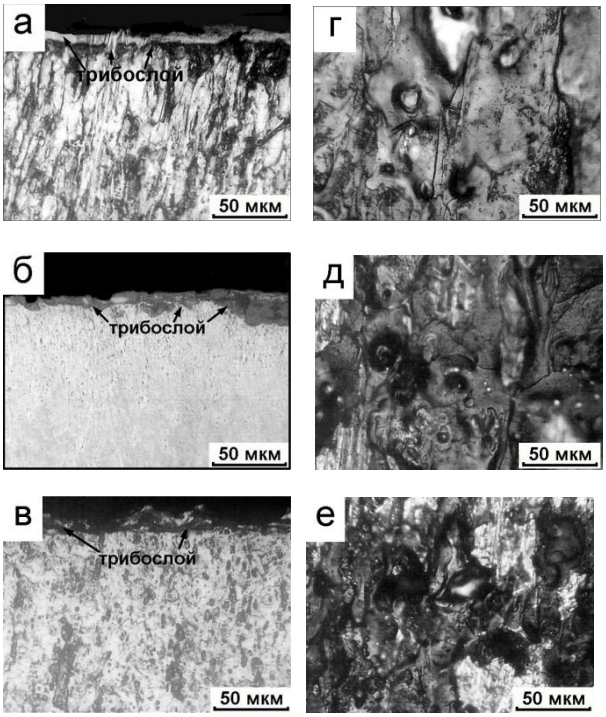
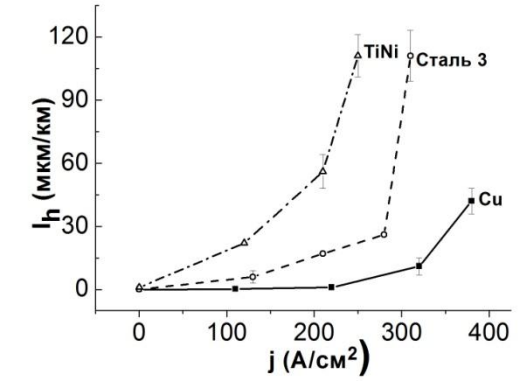


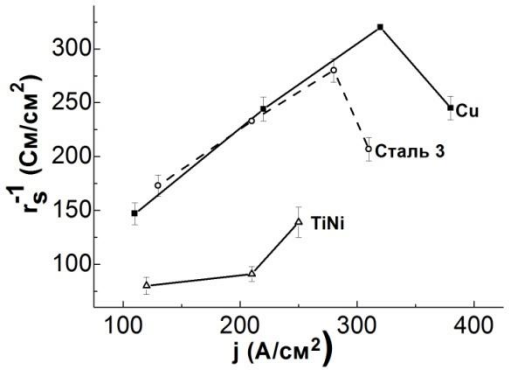
Рис. 3. **Сечение трибослоя и структура основы стали 3 *(а)*, меди *(б)*, никелида титана *(в)*; оптическое изображение изношенной поверхности стали 3 *(г)*, меди *(д)* и никелида титана *(е)* после скольжения в начале катастрофического изнашивания**

Удельная электропроводность $r_s^{-1}=j/U$ (U – контактное падение напряжения) зоны контакта никелида титана относительно низка (рис. 4*б*) и соответствует его высокой I_h. Электропроводность r_s^{-1} увеличивается при увеличении плотности тока j. Максимум электропроводности контакта при некоторой плотности тока и при рассмотренных давлениях соответствует резкому увеличению интенсивности изнашивания I_h (рис. 4). В общем случае наблюдается закономерность, когда высокая I_h соответствует низкой r_s^{-1} и наоборот (рис. 4).

Различие характеристик контакта должно быть обусловлено, в первую очередь, первичной структурой изучаемых металлов и их свойств. Обычно износостойкость зависит от свойств трибослоя, в частности, от условий трения и теплоотвода. Поверхностный слой меди легко деформируется пластически, т.е. должна быть легкая релаксация напряжений в окрестности возникающих концентраторов напряжений. Это подтверждается реализацией низкой I_h, т.е. отсутствует сильное деформационное упрочнение поверхности трения, но она упрочнена окислами, в основном, оксидом FeO [2].



а)



б)

Рис. 4. **Токовые зависимости интенсивности изнашивания *(а)* и электропроводности *(б)* контакта модельных металлов**

Локальная пластическая деформация как способ релаксации напряжений происходит более трудно в трибослоях стали 3 и никелида титана. Поэтому их разрушение происходит легко и реализуется вполне высокая I_h. Кроме того, сталь 3 и никелид титана имеют высокие удельные электросопротивления по сравнению с медью, что приводит к относительно высоким электросопротивлениям в контакте. Необходимо отметить, что трибослой стали 3 упрочнён оксидом FeO [3], что способствует уменьшению I_h, и увеличению r_s^{-1}. Трибослой никелида титана состоит из мартенситной фазы, но её наклёп может приести к достижению твёрдости до 6 ГПа [4]. Пластическая деформация, протекающая с образованием жидкой фазы, является наиболее эффективным способом релаксации напряжений и достижения низкого уровня разрушения трибослоя. Медь, имея высокую начальную пластичность и сравнительно низкую температуру плавления, способна легко достигнуть такого состояния на поверхности трения. Жидкая фаза на поверхности трения других металлов имеет, вероятно, более высокую вязкость, что не позволяет эффективно релаксировать напряжения и достичь низкой I_h, и высокой r_s^{-1}. Несмотря на отсутствие явных следов адгезии, разрушение трибослоя должно быть обусловлено адгезионным взаимодействием. Сверхструктура никелида титана способствует проявлению высокой адгезии. Следует учесть также, что высокая теплопроводность меди обусловливает высокий теплоотвод из зоны трения и средняя температура контакта низка. Низкое удельная электросопротивление и высокая теплопроводность меди являются факторами, способствующими значительному уменьшению I_h, и увеличению r_s^{-1}. Никелид титана имеет сложную кристаллическую решётку со сверхструктурой, что приводит к низкой пластичности, высокому удельному электросопротивлению и к низкой теплопроводности. Его способность к релаксации напряжений за счёт мартенситного превращения не проявляется в данных условиях трения. Эти факторы значительно затрудняют проявление высоких износостойкости и электропроводности в скользящем электроконтакте никелида титана.

Заключение

Высокие теплопроводность и пластичность, низкое удельное электросопротивление меди способствуют формированию прочного трибослоя и низкой интенсивности изнашивания. Атомная решётка со сверхструктурой (в сплаве NiTi) характеризуется низкой теплопроводностью и пластичностью, а также высоким удельным электросопротивлением, что приводит к высокой интенсивности изнашивания. Высокая износостойкость соответствует высокой электропроводности контакта. Сухое скольжение металлов под воздействием тока высокой плотности вызывает появление жидкости на поверхности трения, что способствует эффективной локальной релаксации напряжений в окрестности концентраторов напряжений и реализации высокой износостойкости.

Работа выполнена в рамках ПФНИ ГАН на 2013-2020 годы, направление III.23.

[1] Braunovich M., Konchits V.V., Myshkin N.K.. Electrical contacts. Fundamentals, Applications and Technology. – New York: CRC Press. – 2007.

[2] Fadin V. V., Aleutdinova M. I., Potekaev A. I., Kulikova O. A.. The surface layer states in metallic materials subjected to dry sliding and electric current // Russian Physics Journal. – 2017, V.60, Is.5, 908-914.

[3] Фадин В.В., Алеутдинова М.И., Колубаев А.В. Влияние электрического тока высокой плотности на износ и среднюю температуру трибоконтакта сталь/сталь // Трение и износ, – 2018, Т.39, №4, 24–28.

[4] Hu, T. et al. Wear resistance of NiTi alloy after surface mechanical attrition treatment // Surface & Coatings Technology. – 2010, V. 205, 506-510.

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЦИРКОНИЕВОЙ КЕРАМИКИ

Алисин В.В.

E-mail: vva-imash@yandex.ru

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва, РФ.

Доклад посвящен изучению трибологических свойств керамического композита с матрицей на основе частично стабилизированного диоксида циркония. Актуальность работы состоит в тенденции освоения высоких температур для повышения коэффициента полезного действия энергетических установок. Интерес к циркониевой керамике обусловлен наиболее высокими показателями трещиностойкости в сравнении с другими керамическими материалами.

Ключевые слова: трение, керамические материалы, циркониевая керамика, кинетическая склерометрия.

TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF ZIRCONIA CERAMICS

Alisin V.V.

The report is devoted to the study of tribological properties of a ceramic composite with a matrix based on partially stabilized zirconium dioxide. The relevance of the work consists in the tendency of development of high temperatures to increase the efficiency of power plants. The interest in Zirconia ceramics due to the high fracture toughness compared to other ceramic materials.

Keywords: friction, ceramic materials, zirconium ceramics, kinetic sclerometry.

Введение. Тенденции развития узлов трения перспективных авиадвигателей определяются необходимостью освоения высоких температур газа, когда жаростойкость металлических относительно легких сплавов недостаточна для решения практических задач. В этих условиях керамические материалы относятся к числу наиболее перспективных. Основной проблемой применения керамики в узлах трения является большая хрупкость. Поскольку узлы трения работают в основном в динамических условиях одним из важнейших требований к керамическим материалам является стойкость к образованию трещин. Интерес к керамике на основе диоксида циркония обусловлен самой большой трещиностойкостью из всех известных керамических материалов и хотя она многократно меньше трещиностойкости самых хрупких сталей и металлических сплавов триботехнического назначения. Однако по соотношению цена – качество нет альтернативы композитам с керамической матрицей на основе соединений циркония для применения в узлах трения (таблица 1). Создание керамического композита для применения в высокотемпературных узлах трения является крайне актуальной задачей современности в мире.

Керамические материалы на основе частично стабилизированного диоксида циркония отличаются высокими значениями прочности, трещиностойкости, твёрдости, модуля упругости, стойкости к коррозии, низким коэффициентом трения при эксплуатации в паре с большинством металлов, что делает их перспективными материалами для широкого триботехнического применения. Опыт использования частично стабилизированного диоксида циркония в узлах трения показал наряду с увеличением ресурса работы, также отсутствие налипания металла на керамическое контртело.

Использование наноструктурированных порошков в сочетании с методами компактирования дает возможность снизить температуру спекания керамики на 100-200 °С, что, в свою очередь, позволяет синтезировать керамический материал с размерами кристаллитов в диапазоне 200-1000 нм при нулевой пористости и иметь однородную структуру, необходимую для материалов, применяемых в узлах трения. Для производства керамики с высокими требованиями по однородности структуры и воспроизводимости свойств предпочтительны порошки с высокой степенью гомогенности и размером структурных элементов в пределах нескольких десятков нанометров. Порошки с такими характеристиками, как правило, получают химическими методами, из которых наиболее распространён метод химического осаждения из растворов солей. К основным его преимуществам относятся низкая себестоимость продукции и возможность получения порошков заданного состава в промышленных масштабах.

Поскольку узлы трения работают в основном в динамических условиях одним из важнейших требований к керамическим материалов является стойкость к образованию трещин. Интерес к керамикам и кристаллам на основе наноструктурированного диоксида циркония обусловлен тем, что их трещиностойкость наиболее высокая в сравнении с другими [1] керамическими материалами (таблица).

Таблица 1. **Трещиностойкость керамических материалов**

Материал	K_{1C} Mпа*M^{V2}
Кристалл ЧСЦ	8-14
Керамический композит с матрицей из нанопоошеа $Zr0_2$	8-10
Обычная микроструктура $A1_20з$ SiC (спеченный)	 3,5-4,0 3,0-3,5
Структура с волокнистым наполнителем Si_3N_4 (горячепрессованный) Si_3N_4 (спеченный) СИАЛОН (Si_3N_4+AI_20_3)	 4,0 -6,0 4,0 -6,0 4,0 -6,0
Дисперсионное упрочнение Al_2O_3 + TiC Si_3N_4 + TiC	 4,2-4,5 4,5
Трансформационное упрочнение ZrO_2+ MgO ZrO_2 + Y_2O_3 AI_2O_3 + ZrO_2	 9-12 6-9 6,5-10
Горячепрессованный ZrB_2+SiC+ $TaSi_2$ HfB_2+SiC+$TaSi_2$	 4,4 4,6
Дисперсионное упрочнение усами AI_2O_3+SiC	 8-10
Армирование непрерывным волокном SiC+ боросиликатное стекло SiC + CVD SiC	 15 8-15

Цель исследования – изучить влияние температуры на коэффициент трения керамического композита на основе диоксида циркония при трении без смазки по стали 40Х13 в интервале удельных нагрузок 0,12 – 0,5 Мпа.

Материалы и методы исследования. Были изучен керамический композит на основе оксидов циркония и алюминия, $ZrO_2 + Y_2O_3 + Al_2O_3$, изготовленный по шликерной технологии с температурой спекания $T_{сп} = 1600$ °С; пористость 0,5%, плотность 5,81 г/см^2. В данном исследовании использованы образцы изготовленные из нанопорошков производства ООНП Технология (г. Обнинск).

Эксперименты выполнены на высокотемпературном стенде ВТМТ-1000, обеспечивающим режим трения образцов по пальчиковой схеме в интервале температур 300 – 700 °С в условиях диапазона нормальных нагрузок 50 – 500 Н.

Испытательный узел стенда состоит из верхней прижимной крышки, которая нагружает испытуемые образцы, установленные в верхнем держателе. К опорной платформе прикрепляется винтами основание, на котором устанавливается нижний образец контртела, изготовленный из стали 40Х13, Вся сборка испытуемых образцов размещается на основании нагрев которого осуществляется нагревателем. Верхняя часть испытательного узла крепится к приводу стенда. Опорная платформа нагревается до заданной температуры (рисунок 1), при этом упорный подшипник, на котором она установлена, непрерывно охлаждается проточной водой



Рис 1. **Нагрев пары трения перед испытанием**

Результаты и их обсуждение. Результаты испытания материалов на трение в условиях нагрева поверхностей трения до 700 °С приведены на рисунке 2.

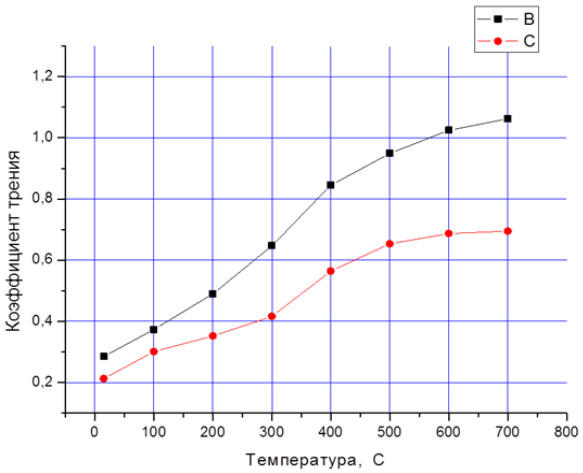


Рис. 2. **Зависимость коэффициента трения от температуры при трении керамического образца по стали 40Х13 (В – 0,5 Мпа, С – 0,12 МПа)**

Установлено, что в исследуемом интервале температур задира поверхностей не происходит и мощность приводного механизма достаточна для выполнения заданной функции шарнира, однако желательно снизить коэффициент трения за счет применения твердых смазочных материалов.

При повышенных температурах задиростойкость материалов уменьшается, потому что с ростом температуры уменьшаются характеристики прочности материалов, а силы адгезионного взаимодействия, относятся к дисперсионным силам, т.е. имеют электрическую природу, и на них влияние температуры практически нет.

[1] Justin J.F., Jankowiak A. Ultra high temperature Ceramics: Properties and termal Stability//AerospaceLab - 2011(3), 1-11.

СМАЗКА НА ОСНОВЕ ДИСПЕРСИИ НАНОЧАСТИЦ АЛЮМОСИЛИКАТОВ ДЛЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

[1]Алисин В.В., [2]Покидько Б.В., [1]Рощин М.Н. [2]Симакова Г.А.

E-mail: vva-imash@yandex.ru

[1]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва, РФ;
[2]МИРЭА - Российский технологический университет, г. Москва, РФ.

Работа посвящена изучению коллоидной смазки для лубрикации колес и рельсов высокоскоростного железнодорожного транспорта. Новизна предлагаемой смазки состоит в получении устойчивой дисперсии наночастиц алюмосиликатов. Ультранизкая дисперсность наночастиц алюмосиликатов обеспечивает высокую седиментационную устойчивость и коллоидную стабильность смазочного материала.

Ключевые слова: трение, смазочный материал, коллоидную стабильность, износ.

BASED LUBRICANT DISPERSION OF NANOPARTICLES OF ALUMINOSILICATES FOR HIGH-SPEED RAIL TRANSPORT

Alisin V.V.. Pokidko B.V., Roshchin M.N., Simakova G.A.

The work is devoted to the study of colloid lubrication for the lubrication of wheels and rails of high-speed rail transport. The novelty of the proposed lubricant is to obtain a stable dispersion of nanoparticles of aluminosilicates. Ultra-low dispersion of nanoparticles of aluminosilicates provides high sedimentation stability and colloidal stability of the lubricant.

Keywords: friction, lubricant, colloidal stability, wear.

Введение. Ключевую роль в обеспечении безопасности и коммерческой эффективности высокоскоростного транспорта играют надежность и ресурс работы колесных пар поездов и железнодорожного пути в условиях движения со скоростями до 350 км/ч и более. С увеличением скорости роль триботехнических проблем и энергопотребления возрастает. Развитие высокоскоростного железнодорожного транспорта обострило проблемы износа системы колесо-рельс. В системе колесо-рельс наибольшие контактные напряжения возникают в кривых железнодорожных путей между рельсом и ребордой колеса [1, 2]. Трение несмазанных стальных поверхностей характеризуется большими коэффициентом трения и износом, чем больше нагрузка и скорость, тем больше износ поверхностей трения.

Эффективность влияния смазки на износ поверхностей трения зависит от прочности граничной пленки смазки, которая формируется между поверхностями. Прочность пленки твердого смазочного материала выше, чем жидкого, поэтому в жидкую смазку вводят твердые смазочные порошковые наполнители, чаще графит и дисульфид молибдена.

Чтобы уменьшить проблемы с седиментацией, вводимые порошки стремятся максимально измельчить. Получить порошки дисперсностью меньше 10 мкм проблематично и экономически и технически. Применяют нанопорошки [3, 4], но они существуют только в агрегатах, а поведения агрегата нанопорошка в смазке такое же, как и мелкодисперсной частицы порошка. Частицы такого размера обычно забивают фильтры, склонны к седиментации, поэтому их применение ограничено. Предлагаемая рельсовая смазка – это углеводородное масло с присадками твёрдых агрегатов наночастиц, подвергнутых физико-химической модификации ПАВами. В маслах эти наночастицы образуют наноразмерные дисперсии, которые седиментационно устойчивы и способны к образованию обратимых тиксотропных структур, которые обеспечивают высокую долговечность смазки, снижение коэффициента трения и увеличение износостойкости смазываемых поверхностей трения. Это позволяет получать устойчивые обратимые наноструктурированные дисперсии в масляной фазе, проявляющие наноразмерные эффекты. Новое поколение смазочных материалов [5] содержит частицы алюмосиликатов размером менее 100 нм, которые получают по комплексной технологии, не имеющей аналогов среди общеизвестных технологий синтеза смазочных материалов. Поскольку наиболее эффективным средством уменьшения износа рельсов является лубрикация, то представляет интерес оценить эффективность применения различных смазочных материалов для лубрикации рельсов в условиях высокоскоростного движения. Вследствие высоких температур [6] на контакте происходит выгорание органической основы смазки и разбрасывание твердых частиц наполнителя под воздействием центробежных сил. Чтобы частица наполнителя сохранилась в контакте необходимо уменьшать массу частицы наполнителя.

В данной работе представляется новый смазочный материал с наполнителем из порошков алюмосиликатов. Наполнитель - природный бентонит, основу которого составляет минерал монтмориллонит. Отличие монтмориллонита от применяемых в маслах в качестве порошкового наполнителя природных слоистых серпентинитов

состоит в том, что базальная поверхность монтмориллонита имеет перманентный отрицательный электрический заряд. Разработана технология химического дробления агрегатов твердых нанопорошков и слоистых алюмосиликатов на наноразмерные частицы и создания устойчивых дисперсий с равномерным распределением наночастиц применением технологии волновой гомогенизации смеси, разработанной Р.Ф. Ганиевым [7, 8]. Создана технология рельсовой смазки на основе минерального масла и алюмосиликатных слоистых наночастиц, модифицированных катионными органическими веществами (катионными ПАВ). Наиболее экономичным подходом к созданию подобного смазочного материала является метод in situ модификации гидрофильных глинистых частиц непосредственно в процессе механического (волнового, ультразвукового) смешения минеральной и масляной фазы при температуре 80-100°С.

Цель исследования – изучить влияние скорости движения железнодорожного поезда на триботехнические параметры фрикционного контакта.

Технология синтеза смазки.

Процесс модификации основан на способности алюмосиликатных наночастиц к ионному обмену вследствие наличия перманентного отрицательного заряда на их базальной поверхности. В ходе реакции ионного обмена должны реализовываться одновременно несколько физико-химических процессов:

- растворение катионного модификатора в масляной фазе с образованием однородного коллоидного (мицеллярного) раствора;
- грубое распределение агрегатов минеральных частиц в органической фазе с образованием микрогетерогенной системы;
- диффузия органических катионов к поверхности силикатных частиц в процессе механического смешения компонентов при повышенной температуре;
- проведение реакции ионного обмена [для удаления] с поверхности неорганических ионов и химическая адсорбция органических катионов;
- расщепление (диспергирование) слоистых частиц в агрегатах с последующим реструктурированием и образованием стабилизированных наноразмерных коллоидных дисперсий (гелей).

Проведенные исследования показали, что существует возможность регулирования вторичной структуры образующихся органогелей для создания структур с оптимальными структурно-механическими (реологическими), динамо-механическими (релаксационными) и трибологическими свойствами. Для достижения указанной цели необходимо с учетом возможностей существующего промышленного оборудования исследовать и подтвердить ряд ранее полученные результаты, кратко перечисленных ниже:

- влияние типа модификатора и его содержания в системе (для двухцепочечных маслорастворимых катионов типа диалкидиметиламмония);
- влияние присутствия остаточной влаги и полярных добавок на интенсивность протекания стадии ионного обмена и процесс структурообразования в масляной фазе;
- установление концентрационной зависимости основных трибологических и структурно-механических характеристик конечной смазки;
- влияние интенсивности и природы механического воздействия при смешении на структуру и свойства конечных смазочных материалов;
- проведение расширенных испытаний катионной смазки с оптимизированным составом;
- разработка лабораторного и/или технологического регламента получения катионной смазки.

Механическая стабильность смазок зависит от размера частиц наполнителя.: Для накопления экспериментальных данных использовался метод светорассеяния, который позволяет определять размеры наночастиц, с последующей математической обработкой (так называемым методом куммулянтов).

Обработка экспериментальных данных проводилась в специализированном программном продукте Jade-6.5 с подключенной базой данных PDF-2 (Powder Diffraction Files, ICDD). Определение размеров частиц для решения поставленных задач проводилось методом динамического светорассеяния с использованием анализатора размеров частиц DelsaNano (Beckman Counter). Режим съемки на DelsaNano выбирался в соответствии с рекомендациями, предложенными в руководстве к прибору: размер щели (pinhole) – 100 мкм^2, время набора сигналов (accumulation time) – 50 (в ряде случае 70 или 100, при необходимости получения более точной информации). Каждое измерение повторялось не менее 5 раз, для обеспечения воспроизводимости результатов. Установлено, что по данным фотон-корелляционной спектроскопии, в среде жидкого парафина при высоких концентрациях катионных поверхностно активных веществ образуются ламеллярные наноразмерные структуры. В условиях добавления к неполярным средам полярных органических добавок (ацетон, изопропанол, следы воды) наблюдается эффективное диспергирование частиц. Размеры первичных частиц органомодифицированных слоистых силикатов составляют менее 100 нм (рис. 1).

Седиментационная устойчивость смазки как дисперсной системы определяется, главным образом, размерами индивидуальных наночастиц, которые по данным рентгено-спектрального анализа, электронной микроскопии и динамического светорассеяния имеют пластинчатое строение, причем толщина единичных пластинок составляет величину порядка 3-4 нм, а длина и ширина пластинок равна 200-500 нм. Более эффективная

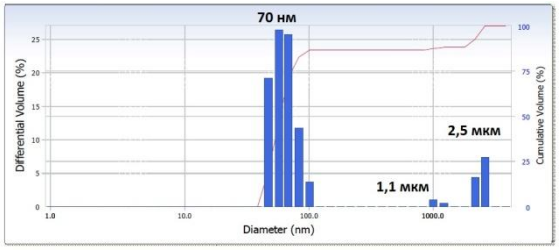


Рис. 1. **Кривые расчета частиц по размерам в дисперсии монтмориллонита с вертикальной структурой адсорбционных слоев в циклогексане при добавлении 5% ацетона**

смазочная способность смазки проявляется благодаря тому, что в ее состав входят пластинчатые отрицательно заряженные минеральные наночастицы, способные образовывать личие очень большой межфазной поверхности, достигающей 600-600 $м^2/г$ и способствует образованию разветвленных фрактальных структур, которые придают смазке тиксотропные свойства.

Гомогенизация дисперсии наночастиц (присадки к маслу) проводилась методом резонансной технологии. К емкости со смазочным материалом подводится внешний источник колебаний и при достижении резонансных частот в объеме смазки устанавливается кавитационный режим. При схлопывании газовых пузырьков образуются ударные волны, под воздействием которых содержимое реактора гомогенизируется. Использование резонансных режимов движения двухфазной системы имеет ряд преимуществ перед традиционной вибротехникой и ультразвуковой технологией, среди которых важнейшими являются уменьшение энергозатрат, ускорение протекания технологических процессов и повышение эффективности гомогенизации.

Оборудование для трибологических экспериментов. Проведение натурных экспериментов в области изучения процессов трения и износа в системе колесо-рельс железнодорожного транспорта является необходимым, но очень дорогим этапом создания новых технических решений для уменьшений износа колес и рельсов [9]. Выполнена модернизация машины трения УМТ-1, которая состояла в изготовлении дополнительной ступени с внешним приводом, что позволило довести число оборотов шпинделя до 6000 об/мин и увеличить диаметр дисковых образцов до 320 мм (рис. 7), в условиях применения пальчиковой схемы в виде трения 3-х равномерно расположенных по окружности пальцев, каждый из которых содержит стальной шарик диаметром 8 мм. Контактная нагрузка (по Герцу) составила 2000 МПа при длительности единичного эксперимента 2 с. Измеряемый износ образцов корректировался по величине пройденного пути трения. Испытания проведены в практически не изученном интервале линейных скоростей 40-100 м/с, в котором модельных триботехнических экспериментов в мире практически не проводится.

Результаты и обсуждение. Изучение влияния скорости скольжения на коэффициент трения f проводилось при ступенчатом повышении скорости в диапазоне v = 41 – 92 м/с. Результаты опытов приведены на рис. 2-3.

При увеличении скорости скольжения коэффициент трения $f_{ус}$ снизился почти в 2 раза. В процессе проведения эксперимента происходил фрикционный разогрев трибосопряжения. Для этих режимов трения плотность тепловых потоков q = fpv может превышать $9{,}6 \cdot 10^9$ $Вт/м^2$, что соответствует режиму трения: *p = 2000 МПа; , v = 40 м/с; f = 0,12.* "Падающий" характер зависимости *v = φ (v)* можно объяснить влиянием температурного фактора.

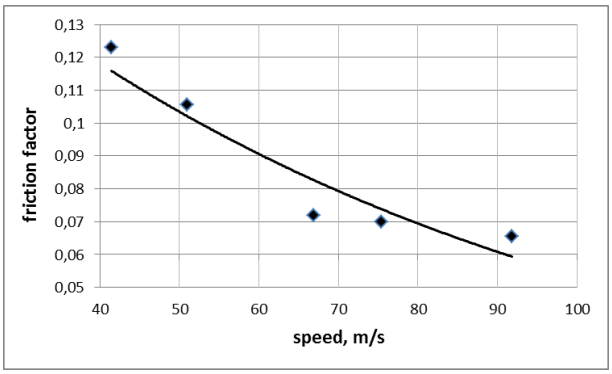


Рис. 2. **Зависимость коэффициента трения образцов от скорости скольжения**

По мере увеличения скорости скольжения в контакте сопряженных тел происходит фрикционный разогрев образцов, снижение механической прочности поверхностных слоев и, как следствие, снижение прочности адгезионных связей на участках фактического касания сопряженных тел [10]. Установлено, что механизм изнашивания стальных поверхностей, работающих в условиях высокоскоростного трения, отличается от того, что имеет место в интервале скоростей 0-40 м/с вследствие большого влияния образующейся в контакте капельной фазы. В результате имеет место существенное снижение коэффициента трения и увеличение износа поверхностей.

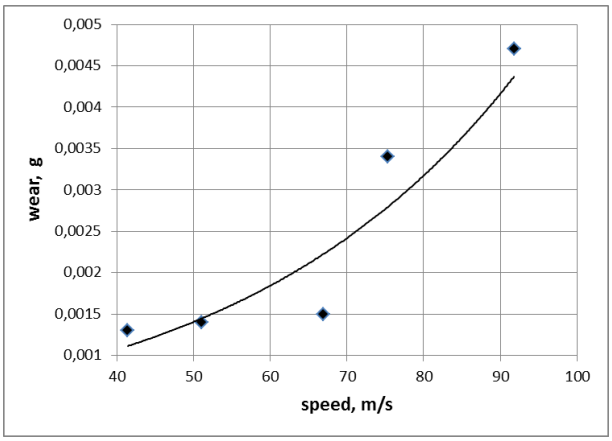


Рис. 3. **Зависимость износа образцов от скорости скольжения**

Эксперименты показали, что в интервале 40-100 м/с применение различных смазочных материалов обеспечивает практически одинаковый коэффициент трения, однако по показателю износостойкости фиксируются значительные различия. Дополнительный положительный эффект от лубрикации рельсов состоит в увеличении стойкости рельсов к пластическому течению поверхностных слоев за счет уменьшении касательных напряжений [8], а также увеличению стойкости поверхности трения к контактно-усталостному выкрашиванию. Более эффективную защиту стальных поверхностей от износа показала экспериментальная смазка. Применяемые для лубрикации рельсов в ОАО РЖД серийные смазки КР-400 и МС-27 при вращении образца-диска быстрее теряют частицы порошкового наполнителя под воздействием центробежных сил, так как традиционные наполнители обладают большей массой и меньшей адгезией к масляной фазе в сравнении с модифицированными наночастицами алюмосиликатными наполнителями.

Выводы

1. Разработаны физико-химические основы создания смазочных материалов нового типа и получены экспериментальные образцы катионных смазок с повышенными эксплуатационными свойствами. Технология синтеза смазки не требует больших капитальных затрат и не является прямым аналогом известных в мире технологий синтезе смазочных материалов. Основу технологического процесса составляют химическое дробление агрегатов бентонита (в основном монтмореллонита) на наночастицы алюмосиликатов с последующей гомогенизацией дисперсии методами волновых технологий.

2. Установлено, что предлагаемая смазка для рельсов эффективнее в 2-3 раза в повышении износостойкости стальных поверхностей, в сравнении с испытанными серийными смазками для рельсов. Компоненты для создания смазки являются доступными и недорогими и, вероятно, не окажут значительного влияния на стоимость конечного продукта. Наибольший эффект от лубрикации рельсов новой смазкой можно ожидать от применения в высокоскоростном железно-дорожном транспорте.

3. При скоростях более 40 м/с интенсивное тепловыделение на фрикционном контакте достигает параметров, при которых происходит испарение жидкой компоненты смазочного материала, и интенсивность изнашивания поверхностей зависит от количества твердого смазочного наполнителя, попадающего в области фактического контакта колеса и рельса. Состав жидкой компоненты базовой смазки мало влияет на эффективность лубрикации.

4. Лубрикация системы колесо-рельс при скоростях более 40 м/с применяемыми серийными смазочными материалами является мало эффективной по способности снижения износа рельсов и колес. Переход к наноразмерному наполнителю позволяет резко увеличит эффективность смазочного действия. Модельные эксперименты с экспериментальными образцами смазки в условиях скольжения стальных поверхностей в диапазоне скоростей 40-100 м/с показали перспективность применения смазки для лубрикации рельсов высокоскоростного железно-дорожного транспорта. С ростом скорости скольжения в диапазоне $v = 40 – 100$ м/с коэффициент трения f снижается в 2 раза; общий диапазон изменения коэффициента трения $0{,}125 < f < 0{,}06$.

[1] Effects of curve radius and rail profile on energy saving in heavy haul achieved by application of top of rail friction modifier / L. Wu, X. Yao, J. VanderMarel, X. Lu, J. Cotter, D.T. Eadie, Z. Wen , H. Wang // Wear, 2016, Vol. 366-367, p. 279-286 doi.org/10.1016/j.wear.2016.07.003

[2] Rail wear on the curve of a heavy haul line—Numerical simulations and comparison with field measurements/ X. Li, T. Yang, J. Zhang, Y. Cao, Z. Wen, X. Jin // Wear, 2016, Vol. 366-367, p. 131-138 doi.org/10.1016/j.wear.2016.06.024

[3] Nanolubricants. Editor(s): Jean Michel Martin, Nobuo Ohmae, John Wiley & Sons, Ltd, 2008, 234 p., doi:10/ 1002/9780470987711

[4] Zhmud B., Pasalskiy B. Nanomaterials in Lubricants: An Industrial Perspective on Current Research// Lubricants/ 2013, 1(4), p. 95-101

[5] Новый класс масел на основе устойчивых дисперсий твердых нанопорошков/ В.В. Алисин, Б.В. Покидько, М.Н. Рощин, Г.А. Симакова// Трение и износ. 2012, том 33, № 1, 2012, с. 585-590

[6] Analysis on thermal effect on high-speed wheel/rail adhesion under interfacial contamination using a three-dimensional model with surface roughness/ B. Wu, Z. Wen, T. Wu, X. Jin// Wear, 2016, Vol. 366-367, p. 95-104 doi.org/10.1016/j.wear.2016.06.002

[7] Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Нелинейная волновая механика и технологии. М.: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2008, 712 с.

[8] Ганиев Р.Ф. Волновые машины и технологии (введение в волновую технологию). М.: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2008, 192 с.

[9] Lundberg J., Rantatalo M., Wanhainen C. Measurements of friction coefficients between rails lubricated with a friction modifier and the wheels of an IORE locomotive during real working conditions/ Wear, 2015, Vol. 324-325, p. 109-117. doi.org/10.1016/j.wear.2014.12.002

[10] Estimation of wheel/rail adhesion coefficient under wet condition with measured boundary friction coefficient and real contact area/ H. Chen, M. Ishida, A. Namura, K. Baekb, T. Nakaharac, B. Leband // Wear, 2011, Vol. 271, p. 32-39. doi: 10.1016/j.wear.2010.10.022

МОТОРНЫЕ МАСЛА АРКТИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ, ПОЛУЧЕННЫЕ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ФРАКЦИИ НИЗКОЗАСТЫВАЮЩЕЙ ОСНОВЫ

Антонов С.А., Косарева О.А., Кашин Е.В., Заглядова С.В.

E-mail: AntonovSA@rn-rdc.ru

ООО «РН-ЦИР», Москва, Россия.

С использованием фракции 360°С-КК, выделенной из низкозастывающей основы, разработаны рецептуры моторных масел арктического назначения, соответствующих классам вязкости 0W-20 и 0W-30 по спецификации SAE J300.

Ключевые слова: моторное масло, низкозастывающая основа.

ARCTIC MOTOR OILS, OBTAINED BY USING THE FRACTION OF THE LOW POUR-POINT BASE

Antonov S.A., Kosareva O.A., Kashin E.V., Zaglyadova S.V.

Using the 360°C-EBP fraction obtained from the low pour-point base, the Arctic motor oils compositions has been developed. Motor oils obtained meet the requirements of the 0W-20 and 0W-30 grades according to SAE J300 specification.

Keywords: motor oil, low pour-point base.

Предстоящее освоение новых месторождений нефти, газа и других природных ископаемых в районах Крайнего Севера и на шельфах Арктических морей обуславливает необходимость поддержания значительного количества техники в состоянии работоспособности в широком диапазоне температур. Для этого парк машин и механизмов, к числу которых относятся строительно-дорожные машины, экскаваторы, бульдозеры, трубоукладчики, снегоходы, дизельные установки и автомобили, буровые установки и др., должен быть обеспечен соответствующим ассортиментом смазочных материалов.

В настоящее время в РФ существует дефицит современных смазочных материалов, включая моторные, гидравлические, трансмиссионные масла, пластичные смазки, способных работать в условиях низких температур окружающей среды [1]. В связи с этим разработка моторных масел с улучшенными низкотемпературными свойствами для районов Крайнего Севера и Арктики является актуальной задачей.

Для работы в арктических условиях могут быть использованы всесезонные масла, относящиеся к классам 0W-20 и 0W-30 по спецификации SAE J300. К маслам 0W-20 и 0W-30 предъявляются требования, указанные в табл. 1.

При разработке моторных масел особое значение приобретает оптимизация состава нефтяной основы. Большинство производителей используют синтетические основы в рецептурах современных моторных масел. Однако из-за высокой стоимости синтетических основ наиболее предпочтительным является использование их в смеси с минеральными [2].

Таблица 1. **Требования к моторному маслу для холодных климатических условий**

Наименование показателя	Значение	
Класс вязкости по SAE J300	0W-20	0W-30
Температура вспышки, °С, не ниже	180	180
Температура застывания, °С, не выше	-50	-50
Кинематическая вязкость при 100°С, мм^2/с	3,8-9,3	3,8-12,5
Индекс вязкости, не ниже	120	120
Динамическая вязкость (MRV) при минус 40°С, мПа·с, не более	60000	60000
Динамическая вязкость (CCS) при температуре минус 35°С, мПа·с, не более	6200	6200
Динамическая вязкость при 150°С и скорости сдвига 10^6 с$^{-1}$, мПа·с, не менее	2,6	2,9
Испаряемость по NOACK, % масс., не более	15	15

В данной работе исследована возможность использования низкозастывающей основы и ее фракций для получения современных моторных масел арктического назначения.

Низкозастывающая основа (НЗО) получена в процессе гидроизомеризации фракции гидрокрекинга вакуумного газойля [3].

С целью выбора основы для моторных масел были исследованы физико-химические свойства НЗО и ее фракций, характеристика которых представлена в табл. 2. Анализ полученных данных свидетельствует о том, что НЗО не может быть использована в качестве минерального компонента основы моторного масла, поскольку она характеризуется достаточно низкими значениями температуры вспышки и кинематической вязкости.

Фракция 340°С-КК в отличие от фракций 360°С-КК и 380°С-КК характеризуется наименьшими значениями вязкости и индекса вязкости, имеет недостаточно высокую температуру вспышки и высокую испаряемость. Фракция 380°С-КК характеризуется высоким значением температуры

застывания – минус 45°С – по сравнению с другими фракциями. Следовательно, наиболее оптимальными физико-химическими свойствами обладает фракция 360°С-КК, которая выбрана для разработки состава моторных масел арктического назначения.

Таблица 2. **Физико-химические свойства фракций НЗО**

Наименование показателя	НЗО	Фракции, выделенные из НЗО		
		340°С-КК	360°С-КК	380°С-КК
Кинематическая вязкость, мм^2/с при температуре:				
100°С	2,415	3,097	3,554	3,723
40°С	9,488	14,36	17,34	18,67
минус 30°С	855,1	-	-	16421
минус 40°С	3294,0	10376	14588	-
Индекс вязкости	60	56	72	74
Динамическая вязкость (CCS), мПа·с при температуре:				
минус 30°С	-	1700	1800	2000
минус 35°С	-	3300	3400	3700
Испаряемость по NOACK, % масс.	-	48,3	35,4	30,2
Температура застывания, °С	-65	-54	-51	-45
Температура вспышки, °С	137	176	199	212
Содержание серы, % масс.	0,0019	0,0019	0,0017	0,0010

Следует отметить, что испаряемость по NOACK для данной фракции составляет 35,4 % масс., что выше требуемого значения. Для того чтобы привести испаряемость в соответствие с требованиями, необходимо введение в минеральную основу синтетического компонента – полиальфаолефинового масла (ПАОМ).

С целью получения основы с испаряемостью менее 15 % масс. были приготовлены и проанализированы смеси фр. 360°С-КК и ПАОМ в различном соотношении (рис. 1).

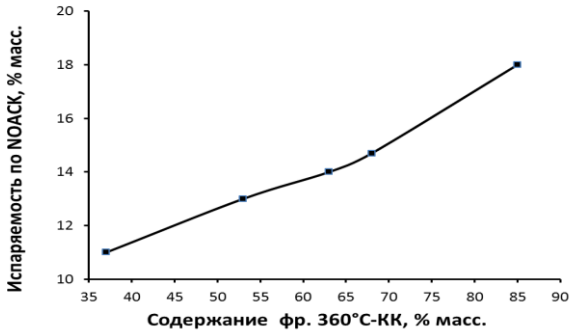


Рис. 1. **Зависимость испаряемости основы масел от содержания в ней фр. 360°С-КК**

Из данных рис. 1 следует, что для соблюдения требований по испаряемости, основа моторного масла должна содержать не более 67 % масс. фр. 360°С-КК.

Для удовлетворения требований SAE J300 по кинематической вязкости в базовую основу необходимо добавление вязкостных присадок. Опытным путем определено, что в рецептурах моторных масел 0W-20 по SAE содержание вязкостной присадки должно находиться в пределах 6,3-6,5 % масс., в рецептурах моторных масел 0W-30 содержание данной присадки - 8,3-8,6% масс.

Для всех вязкостных групп масел использовали депрессорную присадку в количестве 0,1-0,4% масс.

Эксплуатация современных двигателей и различных механизмов в широком диапазоне температур при высоких и сверхвысоких нагрузках предъявляет к смазочным материалам повышенные требования, соответствие которым достигается не только путем улучшения базовой основы масел, но и применением современных пакетов присадок. В данной работе для обеспечения противоизносных свойств и смазывающей способности моторных масел использовали пакет присадок в концентрации 9,6-9,8% масс.

На основании проведенных экспериментов разработаны рецептуры моторных масел для холодной климатической зоны, в соответствии с которыми изготовлено два образца арктических моторных масла (табл. 3).

Таблица 3. **Физико-химические свойства моторных масел арктического назначения**

Наименование показателя	0W-30	0W-20
Кинематическая вязкость, мм²/с, при температуре:		
40°С	47,08	37,25
100°С	10,6	8,78
Индекс вязкости	224	227
Плотность при 15°С, кг/м^3	860	857
Температура застывания, °С	-53	-51
Температура вспышки, °С	209	210
Испаряемость по NOACK, % масс.	14,02	11,70
Склонность к пенообразованию, см^3		
при 24°С	0	0
при 94°С	0	0
при 24°С после испытания при 94°С	0	0
Динамическая вязкость, мПа·с (MRV) при минус 40°С	45100	32000
Динамическая вязкость при 150°С и скорости сдвига 10^6 с$^{-1}$, мПа·с	2,98	2,69
Динамическая вязкость, мПа·с (CCS) при минус 35°С	5631	4987
Термоустойчивость, мг	25,9	15,2
Индекс задира, Н	391	376
Совместимость с эластомерами, изменение объема резины НО-68, %	+5,0	+6,5

Из данных табл. 3 следует, что разработанные образцы моторных масел характеризуются низкими температурами застывания - минус 51 - минус 53 °С, высоким индексом вязкости 224-227, приемлемой испаряемостью 11,7 - 14,0 % масс., не склонны к пенообразованию, совместимы с эластомерами и термоустойчивы. По показателям кинематической и динамической вязкостей при отрицательных температурах и температуре 150°С данные образцы соответствуют требованиям SAE J300 на масла 0W-20 и 0W-30.

Таким образом, в результате проведенных исследований определено оптимальное содержание компонентов в базовой основе арктического моторного масла, состоящей из фр. 360°С-КК и ПАОМ. С использованием базовой основы разработаны рецептуры моторных масел для холодной климатической зоны [4], содержащие вязкостную, депрессорную присадку и пакет присадок. Разработанные арктические моторные масла соответствуют классам вязкости 0W-20 и 0W-30 по SAE J300.

[1] Кашин Е.В., Шабалина Т.Н., Маслов И.А. и др. Технологические аспекты получения низкозастывающих основ смазочных материалов из остатков гидрокрекинга // Нефтяное хозяйство.– 2016, №2, 124-128.
[2] Самедова Ф.И., Гасанова Р.З. Получение полусинтетических углеводородных масел // Химия и технология топлив и масел.– 2007, №6, 9-11.
[3] Патент 2570649. Способ получения основ низкозастывающих смазочных материалов.
[4] Патент 2638528. Моторное масло арктического назначения.

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧЕННЫХ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИМ НАПЫЛЕНИЕМ

Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачев М.С.

E-mail: vearkhipov@mail.ru

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия.

Приводятся результаты определения трибологических свойств покрытий меди, полученных газодинамическим напылением при трении в среде консистентного смазочного материала и сухого трения. Результаты показали высокую износостойкость газодинамических покрытий. Испытания без смазки показали большие перспективы газодинамических покрытий на основе меди и цинка.

Ключевые слова: газодинамические покрытия, интенсивность изнашивания, износ, коэффициент трения.

WEAR RESISTANCE OF COATINGS OBTAINED BY GASDYNAMIC SPUTTERING

Arkhipov V.E., Landarski F.A., Moskvitin G.V., Pugachev M.S.

Results determining the tribological properties of copper coatings obtained by gasdynamic spraying during friction in medium of consistent cohesive material and dry friction are presented. The results showed high wear resistance of gasdynamic coatings. Tests without lubrication showed great prospects for gasdynamic coatings based on copper and zinc.

Keywords: gasdynamic coatings, wear intensity, wear, friction coefficient.

Повышение износостойкости металлов и сплавов достигается формированием на изделиях покрытий разного состава и морфологии. Особое место среди распространённых методов нанесения покрытий на изделия из железоуглеродистых сплавов занимает метод газодинамического напыления.

Компактное и надёжное оборудование серии «ДИМЕТ» позволяет наносить качественное покрытие в производственных и полевых условиях на локальные и труднодоступные участки поверхности изделий [1,2]. Нагрев материала основы после напыления покрытия не превышает 120-140°С и, поэтому, процесс не сопровождается изменением механических свойств и геометрии обрабатываемых изделий и конструкций.

Газодинамическое напыление осуществляется с помощью сверхзвукового потока нагретого воздуха, в который вводится механическая смесь пластичных частиц металлов (меди, алюминия, никеля и т.д.) и твёрдых частиц корунда. При соударении с поверхностью пластичные частицы металла закрепляются на ней, а твёрдые частицы корунда их деформируют и уплотняют покрытие [2].

Покрытия, нанесённые газодинамическим напылением, обладают высокими механическими характеристиками, что может обеспечить надёжную эксплуатацию изделию при воздействии значительных нормальных и касательных нагрузок. Например, прочность сцепления (адгезия) покрытия меди со сталью твёрдостью до 45 HRC достигает 50 МПа, а когезионная прочность металла покрытия находится в пределах 80-150 МПа в зависимости от технологических параметров напыления [3]. Коэффициент трения покрытия меди в сопряжении с контртелом (шариком) из стати ШХ15 при испытании в масляной ванне находится в пределах 0,07-0,08 в диапазоне удельных напряжений 35-60 МПа [4]. Покрытия, обладая высокой твёрдостью (до 250 HV 0,025/10), способны сопротивляться

разрушению под воздействием твёрдых частиц и взвесей, находящихся в воздушной или жидкой среде [5]. Целью представленной работы является определение трибологических свойств покрытий меди при трении в среде консистентного смазочного материала и сухого трения.

Методики, материалы и оборудование. Напыление покрытия меди на подложку из стали ШХ15 проводится на газодинамической установке модели «ДИМЕТ-404» с использованием механической смеси частиц корунда (Al_2O_3) и меди при температуре 270°С и 450°С, а также смеси частиц меди и цинка (латуни) в состоянии поставки [2].

Испытание с использованием смазочных материалов проводилось на машине трения МТ-8 по схеме возвратно-поступательного движения образца с покрытием по контртелу из стали ШХ15 твёрдостью 58-60 HRC при средней скорости перемещения 0,2 м/с и ступенчатом нагружении от 1 до 10 кг [6]. Испытания проводятся в двух типах смазочных материалов: жидком – индустриальное масло И-20А и пластичном – Литол -24.

Испытание без использования смазочных материалов проводилось на триботестере фирмы CETR модели UMT-3 по схеме линейного контакта «цилиндр-плоскость» при осциллирующем движении контробразца с заданной частотой. Режим испытаний: амплитуда А=0,5 мм; частота f=30 Гц, нормальная нагрузка N=10 Н. В процессе испытаний контролировался коэффициент трения, а после испытаний профилографированием определялась глубина и ширина дорожки трения на исследуемом покрытии, а также осуществлялось профилометрирование профиля кольцевого образца.

Реверсивный вид движения образцов пары трения относится к наиболее тяжёлым, и он позволяет более ярко выявить преимущества или недостатки того или иного вида обработки конструкционных материалов.

Результаты исследования. Изнашивание материала покрытия в среде пластичного смазочного материала Литол-24 изменяется скачкоообразно «рис. 1, кривая 2». После достижения значений, близких к установившимся в среде масла, наблюдается повышенный износ и далее процесс повторяется. Скачкообразный характер изнашивания связан с явлением переноса меди на поверхность стали в смазочных материалах, содержащих активные компоненты. Это явление подробно изучено и его положительный эффект связан с экранированием поверхности стали и выражается в более низких уровнях разрушения поверхности сопряжённого образца [7].

Вид кривой изнашивания покрытия, нанесённого при температуре 450°С, имеет аналогичный характер и отличается лишь количественными характеристиками.

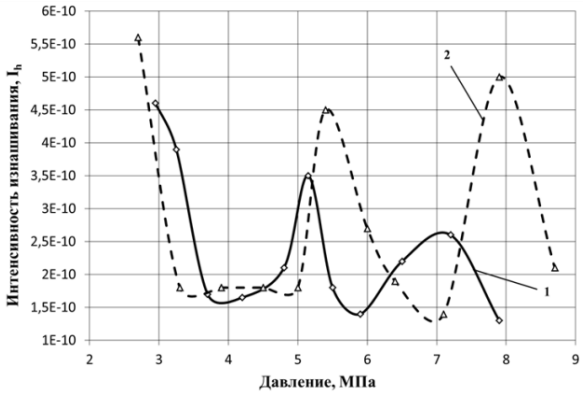


Рис. 1. **Зависимость интенсивности изнашивания (Ih) покрытия, нанесённого при температуре 270°С от давления на контакте: 1 – трение в масле И-20А; 2 – трение в смазке Литол-24**

Анализируя данные по суммарному износу покрытий меди, нанесённых при разной температуре напыления, можно отметить, что при работе пары трения в индустриальном масле И-20А покрытие, нанесённое при 450°С, обладает более высокой износостойкостью в диапазоне удельных напряжений до 10 МПа (рис.2). При использовании в паре трения пластичной смазки Литол-24 более эффективно сопротивляется износу покрытие, нанесённое при 270°С (рис.2).

Анализируя результаты суммарного износа образцов с покрытием и контртел можно утверждать, что при использовании в качестве смазки индустриального масла И-20А, следует наносить покрытие при температуре 450°С. Для повышения работоспособности узла трения при использовании пластичной смазки Литол-24 целесообразно напылять покрытие меди при температуре потока воздуха 270°С.

Результаты измерения микрорельефа поверхности после испытания образцов с покрытиями, нанесёнными при 270°С и 450°С, и контртел подтверждают выводы, сделанные на основе результатов анализа износа, а именно, покрытие меди после напыления при низкой температуре целесообразно использовать в условиях жидкой смазки. А для повышения долговечности работы пары трения, где используется покрытие меди, нанесённое при высокой температуре, следует применять консистентную смазку.

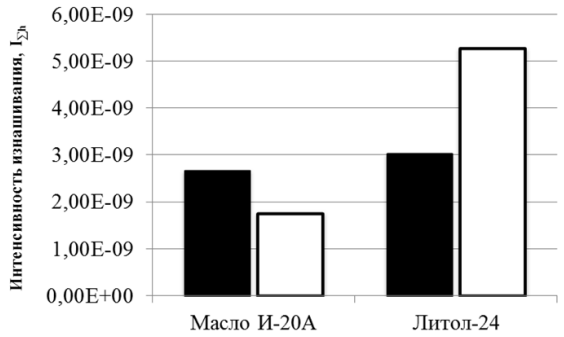


Рис. 2. **Суммарные интенсивности изнашивания покрытий, нанесённых при температуре: ■ - 270°С, □ - 450°С**

Результаты испытаний без смазки приведены в таблице 1 и показывают, что при длине пути 1,3 км коэффициент износа покрытия на основе смеси частиц меди и цинка в 3,5 раз меньше, чем у покрытия меди. При этом, интенсивность изнашивания контртела (кольца) в сопряжении с покрытием на основе частиц Cu+Zn в 150 раз ниже, чем в сопряжении с покрытием меди.

Таблица 1. **Результаты испытания покрытий без смазки.**

Параметры оценки	Покрытие Cu	Контртело - кольцо	Покрытие Cu+Zn	Контртело - кольцо
h, мкм – износ	166	20	12	≈0,01
μ – к-т трения	0,6	0,6	0,88	0,88
q, МПа – конт. давл.	0,6	0,6	5,9	5,9
$I \cdot 10^{-8}$ – инт-ть изн.	3,7	1,5	1,0	≈0,01
$K \cdot 10^{-8}$, $МПа^{-1}$ – коэф. износа	6,2	2,5	0,17	≈0,01

Выводы. Испытания с использованием смазочных материалов показали высокую износостойкость покрытий, соизмеримую с её показателями при трении в режиме избирательного переноса [7], когда потери на износ предельно малы. Покрытие, полученное методом газодинамического напыления, обладает высокой работоспособностью при испытаниях в условиях трения и изнашивания: I_h (покрытия) ≈ (1,1-1,5)x10^{-10} и I_h (контртела) ≈ (0,3-0,4)x10^{-11} при трении в минеральном масле И-20А и I_h (покрытия) ≈ (2-5)x10^{-10} и I_h (контртела) ≈ 0,2x10^{-11} в пластичном смазочном материале Литол-24.

Испытания без смазки показывают, что интенсивность изнашивания покрытия на основе меди значительно выше (3,7 раз), чем покрытия на основе меди и цинка. При этом, износ контртела кольца из стали на два порядка выше, что обуславливает перспективность использования покрытия на основе меди и цинка.

Метод газодинамического напыления является весьма перспективным инструментом для решения задач повышения надёжности, долговечности и безопасности эксплуатации узлов трения различных конструкций. Кроме того, особенности изнашивания покрытия указывают на зависимость уровня поверхностного разрушения при трении покрытия по стали как от внешних условий испытаний (что характерно для процессов трения и изнашивания), так и от технологических параметров процесса. Последнее открывает перспективы и направления технологических исследований для решения технических задач и обеспечения требуемых эксплуатационных характеристик изделий.

[1] Хасуи А., Моригаки О. Наплавка и напыление. Москва. Машиностроение. 1985. 239с.
[2] Димет. Применение технологии и оборудования. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://www.dimet-r.narod.ru/ - (Дата обращения 31.08.2017).
[3] Адгезия и когезия газодинамических покрытий / В.Е. Архипов, А.В. Балашова, А.Ф. Лондарский, Г.В. Москвитин, М.С. Пугачев // Труды конференции «Живучесть и конструкционное материаловедение (ЖивКоМ – 2016)». 26-28 октября 2016. С. 196-199.
[4] Триботехнические характеристики газодинамических покрытий / Дунаев А.В., Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачёв М.С. // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2013. № 8. С. 37-41.
[5] Структура и свойства покрытий, нанесенных газодинамическим напылением / Архипов В.Е., Дубравина А.А., Куксёнова Л.И., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачев М.С. // Упрочняющие технологии и покрытия. 2015. № 4 (124). С. 18-24.
[6] Куксенова Л.И., Лаптева В.Г., Колмаков А.Г., Рыбакова Л.М. Методы испытаний на трение и износ. Справочное издание М.: Интермет Инжинеринг, 2001. 152 с.
[7] Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И. Структура и износостойкость металла. М.: Машиностроение, 1982. 520 с.

РАСЧЕТНЫЕ МОДЕЛИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ВЯЗКОУПРУГОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА, ОБРАЗУЮЩЕГОСЯ ПРИ ПЛАВЛЕНИИ ПОВЕРХНОСТИ ПОДШИПНИКОВОЙ ВТУЛКИ, ПОКРЫТОЙ МЕТАЛЛИЧЕСКИМ ЛЕГКОПЛАВКИМ ПОКРЫТИЕМ

Ахвердиев К.С., Лагунова Е.О., Мукутадзе М.А.

E-mail: murman1963@yandex.ru

ФГБОУ ВО РГУПС, г. Ростов-на-Дону, Россия.

В работе дается метод формирования точного автомодельного решения задачи гидродинамического расчета радиального подшипника скольжения, работающего на вязкоупругом жидком смазочном материале, обусловленном расплавом поверхности подшипниковой втулки, покрытой легко-

CALCULATED MODELS OF THE HYDRODYNAMIC VISCOELASTIC LUBRICANT WHICH IS FORMED WHEN MELTING THE SURFACE OF THE BEARING PLUG COVERED WITH THE METAL LOW-MELTING COVERING

Akhverdiev K.S., Lagunova E.O., Mukutadze M.A.

плавким металлическим расплавом, с учетом зависимости вязкостных характеристик вязкоупругого смазочного материала и модуля сдвига от давления при неполном заполнении рабочего зазора.

Ключевые слова: гидродинамика, радиальный подшипник скольжения, вязкий несжимаемый жидкий вязкоупругий смазочный материал, расплавленная поверхность подшипниковой втулки, неполное заполнение рабочего.

In work the method of formation of the precise self-similar solution of a problem of hydrodynamic calculation of a guide bearing of the sliding using the viscoelastic fluid lubricant caused by a guide melt taking into account dependence of viscous characteristics of viscoelastic lubricant and rigidity modulus on pressure at inexact filling of a working gap is given.

Keywords: hydrodynamics, a guide bearing of sliding, viscid incompressible fluid viscoelastic lubricant, the melted guide surface, inexact filling of the worker.

Введение. Трибосистемы современных машин работают при высоких нагрузочно-скоростных режимах. В этих условиях наиболее перспективным является применение жидкостного трения, обеспечиваемого жидкими смазочными материалами. А в этом режиме смазывания безусловное преимущество принадлежит гидродинамическому процессу.

Широкое применение гидродинамического смазывания в самых разных машинах и механизмах потребовало разработки значительной номенклатуры новых высокоэффективных смазочных жидкостей, таких как микрополярные, вязкоупругие, вязкопластичные сжимаемые и несжимаемые. Практика применения этих жидких смазочных материалов существенно опережает разработку моделей и теоретических расчетов, необходимых для их широкого применения в практике.

Особую важность и научный интерес представляет попытка разработки общей методологии расчета гидродинамического режима смазывания для разных конструкций подшипников, смазываемых жидкостями с различными физико-механическими свойствами [1–4].

Следует отметить также, что в настоящее время в области гидродинамики существует ряд перспективных направлений новых исследований, дальнейшая разработка которых существенно ускорит их доведение до промышленного применения. К подобным направлениям можно отнести смазывание расплавом легкоплавких металлических сплавов [5–10].

Материалы и методы. Предложена математическая модель, описывающая движения несжимаемого вязкоупругого смазочного материала для «тонкого слоя», уравнение неразрывности и выражения скорости диссипации механической энергии для определения профиля расплавленной поверхности подшипниковой втулки, покрытой металлическим легкоплавким расплавом, с учетом влияния реологических свойств вязкоупругого смазочного материала и ряда дополнительных факторов при неполном заполнении рабочего зазора (предаварийное состояние) смазочным материалом, а также выполнен сравнительный анализ вновь полученных результатов и уже имеющихся, что подтвердило приближенность новой модели для решения практических задач.

Результаты исследования. Разработаны новые многопараметрические выражения для основных рабочих характеристик радиального подшипника скольжения с учетом реологических свойств вязкоупругого смазочного материала при неполном заполнении рабочего зазора смазочным материалом, а также с учетом расплава поверхности подшипниковой втулки, покрытой металлическим легкоплавким покрытием.

Обсуждение и заключение. Разработанные расчетные модели позволяют создание алгоритмов и программного обеспечения для решения практических задач. Численный анализ полученных теоретических моделей и экспериментальное исследование доказывает преимущество применения металлического легкоплавкого покрытия поверхности подшипниковой втулки (уточнения коэффициента трения ≈ 20 %).

Постановка задачи. Рассматривается установившееся течение несжимаемого вязкоупругого смазочного материала в зазоре бесконечного радиального подшипника скольжения, покрытого легкоплавким металлическим покрытием.

Вал вращается с угловой скоростью Ω (рис. 1), а подшипниковая втулка неподвижна. Предполагается, что пространство между эксцентрично расположенным валом и подшипником не полностью заполнено (предаварийное состояние) вязкоупругим смазочным материалом, а подшипниковая втулка выполнена из материала с низкой температурой плавления.

В полярной системе координат r, θ, полюс которой расположен в центре подшипниковой втулки уравнение контуров запишем в виде:

$$r' = r_0\left(1+H\right),\ r' = r_1,\ r' = r_1 + \lambda' f\left(\theta\right), \qquad (1)$$

где $\lambda' f\left(\theta\right)$ – ограниченная функция при $\theta \in \left[0 \div 2\pi\right]$ подлежит определению.

Рассматриваются условия движения бесконечного радиального подшипника скольжения при следующих допущениях:

1. Все тепло, выделяющееся в смазочной пленке, идет на плавление поверхностью материала подшипниковой втулки.
2. Радиальная составляющая $v_{r'}$ скорости немного меньше ее окружной составляющей v_θ.

3. Давление постоянно по всей толщине смазочной пленки.
4. Течение Максвелловской жидкости задаем уравнением:

$$\frac{\partial v'_\theta}{\partial r'} = \frac{\tau'}{\mu'} + \frac{\Omega}{G'}\frac{\partial \tau'}{\partial \theta}. \qquad (2)$$

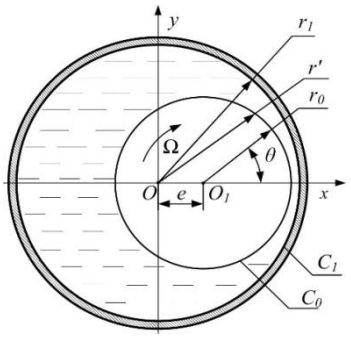


Рис. 1. **Расчетная схема**

Зависимость вязкости смазочного материала и модуля сдвига от давления выражается зависимостями:

$$\mu' = \mu_0 e^{\alpha' p'},\ G' = G_0 e^{\alpha' p'}. \qquad (3)$$

Исходные уравнения и граничные условия. В качестве исходных уравнений на основе принятых предположений берется безразмерная система уравнений движения смазочного материала, обладающего вязкоупругими свойствами (Максвелловская жидкость) для случая «тонкого слоя» с учетом (1), уравнение неразрывности, а также формула скорости диссипации энергии для определения функции $\lambda' f(\theta)$, обусловленной расплавленной поверхностью подшипниковой втулки, покрытой легкоплавким металлическим расплавом:

$$\frac{\partial^2 v}{\partial r^2} = e^{-\alpha p}\frac{dp}{d\theta} + \beta e^{-\alpha p}\frac{d^2 p}{d\theta^2},\quad \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial \theta} = 0,$$

$$\frac{d\Phi(\theta)}{d\theta} = K\int_{-\Phi(\theta)}^{h(\theta)} \left(\frac{\partial v}{\partial r}\right)^2 dr, \qquad (4)$$

где $\beta = \mu_0\Omega/G_0$ – число Дебора; u, v – компоненты вектора скорости смазочной среды; $K = \dfrac{2\mu_0\Omega r_0^2}{\delta^2 L'}$ – параметр, характеризующий скорость диссипации механической энергии; $h(\theta) = 1 - \eta\cos\theta$ – толщина смазочного слоя.

Граничные условия в рассматриваемом случае с точностью до членов $O(\varepsilon^2)$ запишутся в виде:

$$u = 1,\quad v = -\eta\sin\theta \quad \text{при} \quad r = h(\theta);$$
$$v = 0,\quad u = 0 \quad \text{при} \quad r = 0 - \Phi(\theta);$$
$$p(\theta_1) = p(\theta_2) = 0;\quad p''(\theta_1) = 0;\quad C'(\theta_1) = 0, \qquad (5)$$

где θ_1 и θ_1 – соответственно угловые координаты начала и конца свободной поверхности смазочного материала, $\eta = e/\delta;\quad \eta_1 = \lambda'/\delta;\quad \Phi(\theta) = \eta_1 f(\theta).$

Соотношения между безразмерными и размерными переменными задаются в виде:

$$r' = r_0 + \delta r;\quad \delta = r_1 - r_0;\quad v'_\theta = \Omega r_0 v;\quad v'_{r'} = \Omega\delta u;$$
$$p' = p^* p;\quad \mu' = \mu_0\mu;\quad G' = G_0 G;\quad C' = C^* C;$$

$$C^* = \frac{\mu_0\Omega r_0}{\delta};\ \alpha' = \frac{\alpha}{p^*};\ p^* = \frac{\mu\Omega r_0^2}{\delta^2}. \qquad (6)$$

Введем обозначения, пусть $Z = e^{-\alpha p}$. Продифференцировав обе части равенства с точностью до членов $O(\alpha\beta)$ система уравнений (4) примет следующий вид:

$$\beta\frac{d^2 Z}{d\theta^2} + \frac{dZ}{d\theta} = -\alpha\left(\frac{\tilde{C}_1}{h^2(\theta)} + \frac{\tilde{C}_2}{h^3(\theta)}\right);$$

$$\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial \theta} = 0;\quad Z\frac{d\Phi(\theta)}{d\theta} = K\int_0^{1-\eta\cos\theta}\left(\frac{\partial v}{\partial r}\right)^2 dr \quad (7)$$

с соответствующими граничными условиями

$$u = 1,\quad v = -\eta\sin\theta,\quad \text{при}\quad r = h(\theta);$$
$$v = 0,\quad u = 0\quad \text{при}\quad r = 0 - \Phi(\theta);$$
$$Z(\theta_1) = Z(\theta_2) = 1;\quad Z''(0) = 0. \qquad (8)$$

В качестве малого параметра принимая K, обусловленный расплавом и скоростью диссипации энергии, будем искать функцию $\Phi(\theta)$ в виде:

$$\Phi(\theta) = -K\Phi_1(\theta) - K^2\Phi_2(\theta) - K^3\Phi_3(\theta) - \ldots = H. \qquad (9)$$

Граничные условия для безразмерных компонентов скорости u и v на контуре $r = -\Phi(\theta)$ можно записать в виде:

$$v(0 - H(\theta)) = v(0) - \left(\frac{\partial v}{\partial r}\right)\Big|_{r=0}\cdot H(\theta) - \left(\frac{\partial^2 v}{\partial r^2}\right)\Big|_{r=0}\cdot H^2(\theta) - \ldots = 0;$$
$$u(0 - H(\theta)) = u(0) - \left(\frac{\partial u}{\partial r}\right)\Big|_{r=0}\cdot H(\theta) - \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2}\right)\Big|_{r=0}\cdot H^2(\theta) - \ldots = 0. \qquad (10)$$

Асимптотическое решение системы дифференциальных уравнений (7) с учетом граничных условий (8) и (10) будем искать в виде рядов по степеням малого параметра К:

$$v = v_0(r,\theta) + Kv_1(r,\theta) + K^2 v_2(r,\theta) + \ldots;$$
$$u = u_0(r,\theta) + Ku_1(r,\theta) + K^2 u_2(r,\theta) + \ldots;$$
$$\Phi(\theta) = -K\Phi_1(\theta) - K^2\Phi_2(\theta) - K^3\Phi_3(\theta) - \ldots;$$
$$Z = Z_0 + KZ_1(\theta) + K^2 Z_2(\theta) + K^3 Z_3(\theta)\ldots \qquad (11)$$

Выполняя подстановку (11) в систему дифференциальных уравнений (7) с учетом граничных условий (8) и (10), получим следующие уравнения:

– для нулевого приближения:

$$\frac{\partial^2 v_0}{\partial r^2}=\beta\frac{d^2 Z_0}{d\theta^2}+\frac{dZ_0}{d\theta},\quad \frac{\partial v_0}{\partial\theta}+\frac{\partial u_0}{\partial r}=0 \qquad (12)$$

с граничными условиями:

$$u_0=1,\quad v_0=-\eta\sin\theta \quad \text{при} \quad r=1-\eta\cos\theta;$$
$$v_0=0,\quad u_0=0 \quad \text{при} \quad r=0; K\Phi_0(0)=Kg_0;$$
$$Z_0(\theta_1)=Z_0(\theta_2)=1;\quad Z_0''(\theta_1)=0. \qquad (13)$$

– для первого приближения:

$$\frac{\partial^2 v_1}{\partial r^2}=\beta\frac{d^2 Z_1}{d\theta^2}+\frac{dZ_1}{d\theta};\quad \frac{\partial v_1}{\partial\theta}+\frac{\partial u_1}{\partial r}=0;$$
$$Z_0\frac{d\Phi_1(\theta)}{d\theta}=K\int_0^{h(\theta)}\left(\frac{\partial v_0}{\partial r}\right)^2 dr \qquad (14)$$

с граничными условиями

$$v_1=\left(\frac{\partial v_0}{\partial r}\right)\Big|_{r=0}\cdot\Phi_1(\theta);\qquad u_1=\left(\frac{\partial u_0}{\partial r}\right)\Big|_{r=0}\cdot\Phi_1(\theta);$$

$$v_1=0;\quad u_1=0 \text{ при } r=1-\eta\cos\theta;$$

$$Z_1(\theta_1)=Z_1(\theta_2)=0;\ Z_1''(\theta_1)=0,$$

$$K\Phi_1(\theta_1)=K\tilde{\alpha},\quad \Phi(\theta_1)=\Phi(\theta_2)=\tilde{\tilde{\alpha}}. \qquad (15)$$

Точное автомодельное решение задачи для нулевого приближения будем искать в виде:

$$v_0=\frac{\partial\psi_0}{\partial r}+V_0(r,\theta);\quad u_0=-\frac{\partial\psi_0}{\partial\theta}+U_0(r,\theta);$$
$$\psi_0(r,\theta)=\tilde{\psi}_0(\xi);\quad \xi=r/h(\theta);$$
$$V_0(r,\theta)=\tilde{v}(\xi);\quad U_0(r,\theta)=-\tilde{u}_0(\xi)\cdot h'(\theta). \qquad (16)$$

Подставляя (16) в систему дифференциальных уравнений (12) и решая уравнение для гидродинамического давления $\beta\frac{d^2 Z_0}{d\theta^2}+\frac{dZ_0}{d\theta}=-\alpha\left(\frac{\tilde{C}_1}{h^2(\theta)}+\frac{\tilde{C}_2}{h^3(\theta)}\right)$ с учетом граничного условия $Z_0(\theta_1)=Z_0(\theta_2)=1;\quad Z_0''(0)=0$ получим:

$$Z_0=1-\alpha\left[\left(6+\tilde{C}_2\right)(\theta-\theta_1)-\frac{6\eta\left(4+\tilde{C}_2\right)}{1+\beta^2}\times\right.$$
$$\times\left(-\beta\sin\frac{(\theta_1+\theta)}{2}\sin\frac{(\theta-\theta_1)}{2}+\cos\frac{(\theta_1+\theta)}{2}\sin\frac{(\theta_1-\theta)}{2}\right)-$$
$$\left.-\alpha C_2\left(e^{-\frac{\theta_1}{\beta}}-e^{-\frac{\theta}{\beta}}\right)\right]. \qquad (17)$$

Для определения $\Phi_1(\theta)$ имеем:

$$\Phi_1(\theta)=\int_{\theta_1}^{\theta_2}h(\theta)\int_0^1\left(\frac{\tilde{\psi}_0''(\xi)}{h^2(\theta)}+\frac{\tilde{v}_0'(\xi)}{h(\theta)}\right)^2 d\xi d\theta. \qquad (18)$$

Решая уравнения (18) с учетом условия $K\Phi_1(\theta_1)=K\tilde{\tilde{\alpha}}$, получим:

$$\Phi_1(\theta)=\left(\frac{\tilde{C}_2}{12}+\tilde{C}_2+4\right)(\theta-\theta_1)+$$
$$+\cos\frac{(\theta+\theta_1)}{2}\sin\frac{(\theta-\theta_1)}{2}\left(\frac{9\eta}{2}\tilde{C}_2+8\eta\right)+\tilde{\tilde{\alpha}}. \qquad (19)$$

Тогда для первого приближения получим:

$$v_1=\frac{\partial\psi_1}{\partial r}+V_1(r,\theta);\quad u_1=-\frac{\partial\psi_1}{\partial\theta}+U_1(r,\theta);$$
$$\psi_1(r,\theta)=\tilde{\psi}_1(\xi);\quad \xi=r/h(\theta);$$
$$V_1(r,\theta)=\tilde{v}(\xi);\quad U_1(r,\theta)=-\tilde{u}_1(\xi)\cdot h'(\theta). \qquad (20)$$

Подставляя (20) в систему дифференциальных уравнений (14) с учетом граничных условий (15) и $Z_1(\theta_1)=Z_1(\theta_2)=0,\ Z_1''(\theta_1)=0,$ для Z_1 получим:

$$Z_1=\alpha\left(6M+\tilde{\tilde{C}}_2\right)(\theta-\theta_1)-\frac{6\eta\alpha\left(4M+\tilde{\tilde{C}}_2\right)}{1+\beta^2}\times$$
$$\times\sin\frac{(\theta-\theta_1)}{2}\left(\beta\sin\frac{(\theta_1+\theta)}{2}+\cos\frac{(\theta_1+\theta)}{2}\right). \qquad (21)$$

Тогда для $Z=Z_0+KZ_1$ получим следующее выражение

$$Z=1+\alpha(\theta_1-\theta)\left(6+\tilde{C}_2+K\left(6M+\tilde{\tilde{C}}_2\right)\right)+$$
$$+\frac{3\eta\alpha}{\left(1+\beta^2\right)}\sin\frac{(\theta_1-\theta)}{2}\left(\beta\sin\frac{(\theta+\theta_1)}{2}+\cos\frac{(\theta_1+\theta)}{2}\right)\times$$
$$\times\left(4+\tilde{C}_2+K\left(4M+\tilde{C}_2\right)\right)-\alpha C_2\left(e^{-\frac{\theta_1}{\beta}}-e^{\frac{\theta}{\beta}}\right) \qquad (22)$$

Применяем разложения в ряд Тейлора $e^{-\alpha p}$ и решая полученное уравнение с точностью до членов $O(\alpha^3)$, для гидродинамического давления получим

$$p=1+\alpha F(\theta). \qquad (23)$$

Результаты исследований и их обсуждение. Перейдем к определению основных рабочих характеристик подшипника.

С учетом (12), (14) и (23) для составляющей вектора поддерживающей силы и силы трения получим:

$$R_x = \frac{\mu\Omega r_0^3}{\delta^2}\int_{\theta_1}^{\theta_2} p\cos\theta d\theta;\; R_y = \frac{\mu\Omega r_0^3}{\delta^2}\int_{\theta_1}^{\theta_2} p\sin\theta d\theta;$$

$$L_{\text{тр}} = \frac{\mu\Omega r_0^2 e^{-\alpha p}}{\delta}\int_{\theta_1}^{\theta_2}\left[\left.\frac{\partial v_0}{\partial r}\right|_{r=0} + K\left.\frac{\partial v_1}{\partial r}\right|_{r=0}\right]d\theta. \quad (24)$$

Выводы. По результатам численных расчетов построен график, приведенный на рис. 2.

Показан значительный вклад конструктивного параметра К, обусловленного расплавом и протяженности нагружен, и параметра $\theta_2 - \theta_1$, характеризующего протяженность нагруженной области смазочного материала. С увеличением конструктивного параметра *K* коэффициент трения уменьшается на 60 %, а несущая способность увеличивается на 16 %.

Зависимость коэффициента трения от конструктивного параметра К, обусловленного расплавом, близкая линейной в пределах 0,0014-0,003.

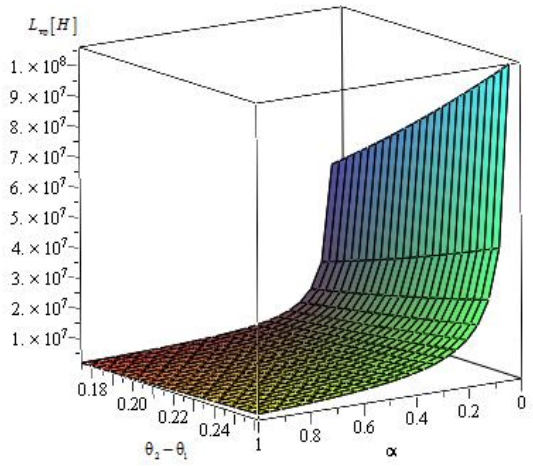


Рис. 3. **Зависимость силы трения от параметра α, характеризующего зависимость вязкости смазочного материала от давления, и от параметра $\theta_2 - \theta_1$, характеризующего протяженность нагруженной области смазочного материала**

Работа выполнена по гранту ОАО РЖД № 2210370/22.12.2016 на развитие научно-педагогических школ в области железнодорожного транспорта.

[1] Кропачев Д.Ю., Гришин А.А., Масло А.Д. Способы оперативного измерения температуры расплава металлов для нужд машиностроительных предприятий // Литье и металлургия. – 2012, № 3(66), 126–127.

[2] Хавин В.Я. Краткий справочник химика. – Л.: Химия. – 1991.

[3] Прокопьев В.Н., Задорожная Е.А., Караваев В.Г., Леванов И.Г. Совершенствование методики расчета сложнонагруженных подшипников скольжения, смазываемых неньютоновскими маслами // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2010, № 1, 63– 67.

[4] Беретта, Ниро, Сильвестри. Подшипники скольжения, смазываемые собственным расплавом или продуктом сублимации // Труды Амер. о-ва инж.-мех. – 1992, № 1, 86–90.

[5] Приходько В.М., Котельницкая Л.И. Математическая модель гидродинамической смазки при плавлении опорной поверхности радиального подшипника // Трение и износ. – 2001, Т. 22, № 6, 606–608.

[6] Ахвердиев К.С., Лагунова Е.О., Василенко В.В. Расчетная модель радиального подшипника, смазываемого расплавом, с учетом зависимости вязкости от давления // Вестник ДГТУ. – 2017, №3 (90), 27-37.

[7] Василенко В.В., Лагунова Е.О., Мукутадзе М.А. Гидродинамический расчет радиального подшипника, смазываемого расплавом легкоплавкого покрытия при наличии смазочного материала // Интернет-журнал «НАУКОВЕДЕНИЕ» Том 9, №5 (2017) https://naukovedenie.ru/PDF/20TVN517.pdf

[8] Lagunova E.O. Wedge-Shaped Sliding Supports Operating on Viscoelastic Lubricant Material Due to the Melt, Taking Into Account the Dependence of Viscosity and Shear Modulus on Pressure // International Journal of Applied Engineering Research – 2017, V. 12, № 19, 9120-9127.

[9] Lagunova E.O. Radial Plain Bearings Operating on Viscoelas-tic Lubricant Caused by the Melt, Taking into Account the Dependence of the Viscosity of the Lubricant and the Shear Modulus on the Pressure // International Journal of Applied Engineering Research – 2017, V. 12, № 19, 9128-9137.

[10] Vasilenko V.V., Lagunova E.O., Mukutadze M.A., Prikhodko V.M. Calculation Model of the Radial Bearing, Caused by the Melt, Taking into Account the Dependence of Viscosity on Pressure // International Journal of Applied Engineering Research – 2017, V. 12, № 19, 9138-9148.

ОПТИМАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ФРИКЦИОННОЙ ПАРЫ «ВТУЛКА-ПЛУНЖЕР» С МИНИМАЛЬНЫМ ИЗНОСОМ

Ахундова П.Э.

E-mail: sopromat_v@mail.ru

Азербайджанский государственный экономический университет, Баку, Азербайджан.

С помощью минимаксного критерия и модели шероховатой поверхности трения определяется функция перемещений точек внешнего контура втулки, которая обеспечивает минимизацию абразивного износа в паре трения «втулка-плунжер». Построена замкнутая система алгебраических уравнений, позволяющая минимизировать абразивный износ в паре трения в зависимости от геометрических и механических характеристик ее элементов.

Ключевые слова: фрикционная пара, втулка, плунжер, минимизация, абразивный износ.

OPTIMAL DESIGN OF «HUB-PLUNGER» FRICTION PAIR WITH MINIMAL WEAR

Akhundova P.E.

Using the minimax criterion and model of friction rough surface the displacement function of points of hub external contour that provides the minimization of abrasive wear in the «hub-plunger» friction pair, is determined. A closed system of algebraic equations, which allows the minimization of the abrasive wear in the friction pair, depending on the geometrical and mechanical characteristics of its elements is constructed.

Keywords: friction pair, hub, plunger, minimization, abrasive wear.

Как известно, невозможно предотвратить износ элементов фрикционной пары, возникающий в процессе эксплуатации. Поэтому для увеличения работоспособности фрикционной пары «втулка-плунжер» необходимы различные меры по снижению абразивного износа втулки и плунжера.

Поскольку неравномерное распределение контактного давления по поверхности трения приводит к неравномерному износу втулки и плунжера, к проектируемому узлу трения предъявляют требования минимальной неравномерности износа на поверхностях трения. Задача состоит в том, чтобы уменьшить износ там, где он имеет наибольшее значение.

Проведем теоретический анализ по определению функции перемещений точек наружной поверхности втулки, которая обеспечивала бы минимизацию распределения абразивного износа внутренней поверхности трения втулки. Таким образом, выбором перемещений точек внешней поверхности втулки добьемся снижения концентрации износа. Используем для этого минимаксный критерий. В качестве управляющих переменных принимаем параметры функции перемещений точек наружного контура втулки. В качестве математической модели используем дифференциальные уравнения термоупругости с соответствующими граничными условиями, которым должны удовлетворять компоненты напряжений и вектора перемещений во втулке и плунжере, а также кинетическое уравнение абразивного износа материала втулки и плунжера.

Для нахождения контактного давления в узле трения необходимо рассмотреть износоконтактную задачу о вдавливании плунжера во внутреннюю поверхность втулки.

Пусть к внутренней поверхности втулки прижимается плунжер из другого материала. Считается, что в точках внешней поверхности втулки имеются некоторые перемещения. Режимы работы фрикционной пары, при которых могут возникнуть остаточные деформации, считаются недопустимыми. Условия нагружения полагаются квазистатическими.

Отнесем втулку фрикционной пары к полярной системе координат $r\theta$, выбрав начало в центре концентрических окружностей L, L_0 с радиусами R и R_0 соответственно. Считается, что внутренний контур L_0' втулки близок к круговому. Представим границу внутреннего контура L_0' в виде

$$r = \rho(\theta)\,,\ \rho = R_0 + \varepsilon H(\theta)\,,$$

где $\varepsilon = R_{\max}/R_0$ – малый параметр; $R_{\max}$ – наибольшая высота неровности профиля внутреннего контура от окружности $r = R_0$.

Не уменьшая общности рассматриваемой задачи оптимизации, принимаем, что функция $H(\theta)$ может быть представлена в виде ряда Фурье

$$H(\theta) = \sum_{k=0}^{n}\left(a_k^0 \cos k\theta + b_k^0 \sin k\theta\right).$$

Аналогично, внешний контур плунжера близок к круговому и может быть представлен в виде

$$r = \rho_1(\theta)\,,\qquad \rho_1 = R_0' + \varepsilon H_1(\theta)\,;$$

$$H_1(\theta) = \sum_{k=0}^{n}\left(a_k^1 \cos k\theta + b_k^1 \sin k\theta\right).$$

Основное контактное условие, связывающее перемещения втулки и плунжера, имеет вид

$$\upsilon_1 + \upsilon_2 = \delta(\theta), \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2, \qquad (1)$$

где $\delta(\theta)$ – осадка точек поверхности втулки и плунжера, определяемая формой внутренней поверхности втулки и плунжера, а также величиной прижимающей силы ***P***; $(\theta_2 - \theta_1)$ – величина угла (площадка) контакта.

В зоне контакта, кроме нормального давления, действует касательное напряжение, связанное с контактным давлением $p(\theta,t)$ по закону Амонтона-Кулона. Касательные усилия (усилия трения) вызывают тепловыделение в зоне контакта, причем общее количество тепла в единицу времени пропорционально мощности сил трения, а количество тепла, выделяемое в точке зоны контакта с координатой θ, будет равно

$$Q(\theta,t) = Vfp(\theta,t),$$

где V – средняя за период скорость движения плунжера относительно втулки; f – коэффициент трения пары.

Общее количество тепла $Q(\theta,t)$ будет расходоваться на поток тепла во втулку $Q_b(\theta,t)$ и аналогичный поток Q_1 тепла на повышение температуры плунжера. Так как частота движения плунжера достаточно велика, задачу определения температуры рассматриваем как стационарную.

Для перемещений точек поверхности трения втулки и плунжера имеем

$$\upsilon_1 = \upsilon_{1e} + \upsilon_{1r} + \upsilon_{1w}; \qquad \upsilon_2 = \upsilon_{2e} + \upsilon_{2r} + \upsilon_{2w},$$

где υ_{1e} – термоупругие перемещения точек контактной поверхности втулки; υ_{1r} – перемещения вызванные смятием микровыступов, υ_{1w} – перемещения, вызванные изнашиванием поверхности втулки; υ_{2e}, υ_{2r}, υ_{2w} – тоже для плунжера.

Скорость изменения перемещений поверхности при износе втулки и плунжера будет

$$\frac{d\upsilon_{kw}}{dt} = K^{(k)} p(\theta,t) \qquad (k = 1, 2), \qquad (2)$$

где $K^{(k)}$ – коэффициент изнашивания материала втулки и плунжера ($k = 1, 2$) соответственно.

Для определения перемещений υ_{1e}, υ_{1r} и υ_{2e}, υ_{2r} решаются задачи термоупругости для втулки и плунжера, соответственно. Для втулки имеет место:

$$\Delta T = 0,$$

при $r = \rho(\theta)$ $\quad A_{T_1}\lambda\frac{\partial T}{\partial n} - A_{T_2}\alpha_1 T = -Q_*;$

$$Q_*(\theta) = \begin{cases} Q_b(\theta) & \text{на площадке контакта} \\ 0 & \text{вне площадки контакта} \end{cases}$$

при $r = R$ $\quad \lambda\frac{\partial T}{\partial r} + \alpha_2 T = 0;$

при $r = \rho(\theta)$ $\quad \sigma_n = -p(\theta), \quad \tau_{nt} = -fp(\theta)$ на контактной площадке;

$\sigma_n = 0, \quad \tau_{nt} = 0$ вне контактной площадки;

при $r = R$, $\quad \upsilon_r - i\upsilon_\theta = g(\theta).$

Здесь Δ – оператор Лапласа; T – избыточная температура втулки; A_{T_1} – теплопоглощающая поверхность; A_{T_2} – охлаждающая поверхность; λ – коэффициент теплопроводности материала втулки; α_1 – коэффициент теплоотдачи с внутренней поверхности втулки; α_2 – коэффициент теплоотдачи с наружной поверхности внешней среде; n, t – нормаль и касательная к внутреннему контуру втулки; Q_* – часть количества тепла, выделившегося при трении и приходящегося на нагрев втулки; υ_r, υ_θ – соответственно радиальная и касательная составляющие вектора перемещений точек контура L втулки; $g(\theta)$ – искомая функция перемещений точек внешнего контура втулки; σ_n, σ_t, τ_{nt} – компоненты тензора напряжений; $i^2 = -1$.

Аналогично ставится задача термоупругости для определения перемещений υ_{2e}, υ_{2r} контактной поверхности плунжера:

на контактной поверхности $\Delta T_1 = 0$

при $r = \rho_1(\theta)$ $\quad \lambda_1\frac{\partial T_1}{\partial n} = -Q_1(\theta);$

вне контактной площадки $\lambda_1\frac{\partial T_1}{\partial n} + \alpha_1 T_1 = 0;$

на площадке контакта $\sigma_n = -p(\theta); \ \tau_{nt} = -fp(\theta);$

$\sigma_n = 0, \quad \tau_{nt} = 0$ вне площадки контакта.

Для определения υ_{1w} и υ_{2w} используется кинетическое уравнение изнашивания втулки и плунжера. Контактное давление $p(\theta)$ подлежит определению в процессе решения задачи оптимизации.

Для решения поставленной задачи необходимо совместное решение износоконтактной задачи о вдавливании плунжера в поверхность втулки и задачи оптимизации.

Для их определения неизвестных величин θ_1 и θ_2 (концов участка соприкосновения плунжера с втулкой) используем условие, что давление $p(\theta)$ непрерывно переходит в нуль, когда точка θ выходит за участок соприкасания

$$p(\theta_1) = 0, \qquad p(\theta_2) = 0. \qquad (3)$$

Постановку задачи нужно дополнить условием (критерием), позволяющим определить искомую функцию $g(\theta)$. В качестве такого критерия принимаем обеспечение минимизации величины максимального износа внутренней поверхности втулки. Минимизация максимального значения износа будет способствовать повышению

работоспособности фрикционной пары. Не нарушая общности поставленной задачи, полагаем, что искомая функция перемещений точек внешнего контура разлагается в ряд Фурье. Следовательно, коэффициентами Фурье функции $g(\theta)$ надо так распорядиться, чтобы обеспечивалась минимизация максимального значения износа материала втулки. Это дополнительное условие позволяет определить искомую функцию $g(\theta)$.

Температурные функции, напряжения и перемещения во втулке и плунжере ищем в виде разложений по малому параметру, в которых для упрощения пренебрегаем членами, содержащими ε степени выше первой. Значения температуры и компонент тензора напряжений при $r = \rho(\theta)$ (аналогично при $r = \rho_1(\theta)$) получим, разлагая в ряд выражения для температуры и напряжений в окрестности $r = R_0$. Каждое из приближений удовлетворяет системе дифференциальных уравнений плоской термоупругости. Используя метод возмущений с учетом сказанного, приходим к последовательности краевых задач термоупругости для втулки и плунжера. Решение краевой задачи теории теплопроводности ищется методом разделения переменных.

Для решения задачи термоупругости в каждом приближении используем термоупругий потенциал перемещений. После определения термоупругого потенциала $F^{(0)}(r,\theta)$ для втулки в нулевом приближении с помощью известных формул вычисляем напряжения $\overline{\sigma}_r^{(0)}$, $\overline{\sigma}_\theta^{(0)}$, $\overline{\tau}_{r\theta}^{(0)}$ и перемещения $\overline{\upsilon}_r^{(0)}$, $\overline{\upsilon}_\theta^{(0)}$ во втулке. Найденные напряжения и перемещения не будут удовлетворять краевым условиям. Таким образом, необходимо для втулки найти второе напряженно-деформированное состояние $\overline{\overline{\sigma}}_r^{(0)}$, $\overline{\overline{\sigma}}_\theta^{(0)}$, $\overline{\overline{\tau}}_{r\theta}^{(0)}$, $\overline{\overline{\upsilon}}_r^{(0)}$, $\overline{\overline{\upsilon}}_\theta^{(0)}$ такое, чтобы выполнялись краевые условия. Для определения второго напряженно-деформированного состояния во втулке имеем следующие граничные условия:

$$\text{при } r = R_0 \quad \overline{\overline{\sigma}}_r^{(0)} = -p^{(0)}(\theta) - \overline{\sigma}_r^{(0)},$$

$$\overline{\overline{\tau}}_{r\theta}^{(0)} = -fp^{(0)}(\theta) - \overline{\tau}_{r\theta}^{(0)} \text{ на площадке контакта,} \quad (4)$$

$$\overline{\overline{\sigma}}_r^{(0)} = -\overline{\sigma}_r^{(0)}, \quad \overline{\overline{\tau}}_{r\theta}^{(0)} = -\overline{\tau}_{r\theta}^{(0)} \text{ вне площадки контакта;}$$

$$\text{при } r = R \quad \overline{\overline{\upsilon}}_r^{(0)} - i\overline{\overline{\upsilon}}_\theta^{(0)} = g^{(0)}(\theta) - \left(\overline{\upsilon}_r^{(0)} - i\overline{\upsilon}_\theta^{(0)}\right)$$

Краевые условия задачи (4) с помощью формул Колосова-Мусхелишвили можно записать в виде граничной задачи для отыскания двух комплексных потенциалов $\Phi^{(0)}(z)$ и $\Psi^{(0)}(z)$ для втулки. Комплексные потенциалы $\Phi^{(0)}(z)$ и $\Psi^{(0)}(z)$ ищутся в виде

$$\Phi^{(0)}(z) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} a_k z^k, \quad \Psi^{(0)}(z) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} b_k z^k$$

Используя метод степенных рядов для коэффициентов a_k и b_k (k = 0, ±1, ±2,…), находим бесконечную линейную алгебраическую систему. В правые части этих формул входят коэффициенты разложения контактного давления $p^{(0)}(\theta)$ и искомой функции $g^{(0)'}(\theta) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} A_k^{(0)} e^{ik\theta}$.

Теперь, с помощью комплексных потенциалов $\Phi^{(0)}(z)$, $\Psi^{(0)}(z)$, формул Колосова-Мусхелишвили и интегрирования кинетического уравнения (2) изнашивания материала втулки в нулевом приближении находим перемещение $\upsilon_1^{(0)}$ контактной поверхности втулки. Аналогично находим решение задачи термоупругости для плунжера в нулевом приближении. Используя это решение и кинетическое уравнение изнашивания материала плунжера в нулевом приближении, находим перемещение $\upsilon_2^{(0)}$ контактной поверхности плунжера. Найденные величины $\upsilon_1^{(0)}$ и $\upsilon_2^{(0)}$ подставляем в основное контактное уравнение (1) в нулевом приближении. Для алгебраизации основного контактного уравнения неизвестные функции контактного давления в нулевом приближении ищем в виде разложений, подставляя которые в основное контактное уравнение в нулевом приближении, получим функциональные уравнения для последовательного определения $p_0^0(\theta)$, $p_1^0(\theta)$ и т.д. Приравнивая коэффициенты при одинаковых тригонометрических функциях в левой и правой частях функционального уравнения контактной задачи, получаем бесконечную алгебраическую систему относительно α_k^0 (k = 0, 1, 2, …), β_k^0 (k = 1, 2, …) и α_k^1, β_k^1 и т.д. Из-за неизвестных величин θ_1 и θ_2 система уравнений оказывается нелинейной. Для определения величин θ_1 и θ_2 ($\theta_1 = \theta_1^0 + \varepsilon\theta_1^1 + \ldots$; $\theta_2 = \theta_2^0 + \varepsilon\theta_2^1 + \ldots$) имеем условие (3). Эти уравнения можно представить для нулевого приближения в виде:

$$p^{(0)}\left(\theta_1^0\right) = 0, \; p^{(0)}\left(\theta_2^0\right) = 0;$$

для первого приближения:

$$p^{(1)}\left(\theta_1^1\right) = 0, \; p^{(1)}\left(\theta_2^1\right) = 0.$$

Для решения в нулевом приближении использовали методы редукции и последовательных приближений. После определения искомых величин нулевого приближения можно перейти к построению решения задачи в первом приближении. На основании полученного решения при $r = R_0$ определяем функции N и T_t.

С помощью известных формул по найденному термоупругому потенциалу $F^{(1)}(r,\theta)$ находим напряжения $\overline{\sigma}_r^{(1)}$, $\overline{\sigma}_\theta^{(1)}$, $\overline{\tau}_{r\theta}^{(1)}$ и перемещения $\overline{\upsilon}_r^{(1)}$, $\overline{\upsilon}_\theta^{(1)}$ для втулки. Найденные компоненты напряжений и перемещений не удовлетворяют граничным условиям задачи в первом приближении. Следовательно, необходимо отыскать второе напряженно-деформированное состояние $\overline{\overline{\sigma}}_r^{(1)}$, $\overline{\overline{\sigma}}_\theta^{(1)}$, $\overline{\overline{\tau}}_{r\theta}^{(1)}$, $\overline{\overline{\upsilon}}_r^{(1)}$, $\overline{\overline{\upsilon}}_\theta^{(1)}$ для втулки в первом приближении. Краевые условия для отыскания $\overline{\overline{\sigma}}_r^{(1)}$, $\overline{\overline{\sigma}}_\theta^{(1)}$, $\overline{\overline{\tau}}_{r\theta}^{(1)}$, $\overline{\overline{\upsilon}}_r^{(1)}$, $\overline{\overline{\upsilon}}_\theta^{(1)}$ можно записать в виде граничной задачи для отыскания комплексных потенциалов $\Phi^{(1)}(z)$ и $\Psi^{(1)}(z)$, которые ищем в виде степенных рядов подобно тому, как это делалось в нулевом приближении с очевидными изменениями. Дальнейший ход решения как в нулевом приближении. В правую часть системы для определения величин $a_k^{(1)}$, $b_k^{(1)}$ входят искомые коэффициенты разложения контактного давления $p^{(1)}(\theta)$ и функции перемещений $g^{(1)'}(\theta)=\sum_{k=-\infty}^{\infty}A_k^{(1)}e^{ik\theta}$.

Аналогично решается задача термоупругости для плунжера в первом приближении.

Алгебраизацию разрешающего уравнения контактной задачи в первом приближении проводим подобно нулевому.

Из-за неизвестных величин θ_1^1 и θ_2^1 система уравнений оказывается нелинейной. Построенная система уравнений в каждом приближении не является замкнутой из-за неизвестных функций $g^{(0)'}(\theta)$ и $g^{(1)'}(\theta)$. Полученная система уравнений в нулевом и первом приближении позволяет при заданных функциях $g^{(0)'}(\theta)$ и $g^{(1)'}(\theta)$ численными расчетами найти контактное давление, распределение температуры, напряженно-деформированное состояние, износ втулки и плунжера контактной пары.

Полученная формула для контактного давления показывает, что давление линейно зависит от коэффициентов ряда Фурье функций $g^{(0)}(\theta)$ и $g^{(1)}(\theta)$.

Износ контактной поверхности втулки можно определить на основании соотношения (2)

$$h(\theta,t)=K^{(1)}\int_0^t p(\theta,\tau)d\tau$$

После интегрирования находим износ материала втулки:

$$h(\theta,t)=K^{(1)}\left\{\left[p_0^{(0)}(\theta)+\varepsilon p_0^{(1)}(\theta)\right]t+\left[p_1^{(0)}(\theta)+\varepsilon p_1^{(1)}(\theta)\right]t^2+\ldots\right\}. \quad (5)$$

Здесь $p_0^{(0)}(\theta)$, $p_0^{(1)}(\theta)$, $p_1^{(0)}(\theta)$, $p_1^{(1)}(\theta)$,… – функции, описывающие контактное давление; t – время.

Полученное соотношение (5) позволяет определить износ материала в любой точке поверхности трения втулки. Формула (5) для радиального износа контактной поверхности втулки показывает, что износ материала линейно зависит от коэффициентов c_k^0, d_k^0 и c_k^1, d_k^1 (параметры управления) ряда Фурье функций $g^{(0)}(\theta)$ и $g^{(1)}(\theta)$.

Находим максимальное значение функции $h(\theta,t)$ на внутренней поверхности втулки

$$h_{\max}(\theta_*,t)=K^{(1)}\left\{\left[p_0^{(0)}(\theta_*)+\varepsilon p_0^{(1)}(\theta_*)\right]t+\left[p_1^{(0)}(\theta_*)+\varepsilon p_1^{(1)}(\theta_*)\right]t^2+\ldots\right\}$$

Для построения недостающих уравнений требуем минимизации максимального значения износа $h_{\max}(\theta_*,t)$ (минимаксный критерий). Так как износ $h_{\max}$ (показатель управления) линейно зависит от коэффициентов c_k^0, d_k^0, c_k^1, d_k^1, задача оптимизации сводится к задаче линейного программирования. При этом должны выполняться ограничения на несущую способность, теплостойкость фрикционной пары, высотные параметры микрогеометрии наружной поверхности втулки, а также соотношение

$$h_{\max}\le h_{\text{доп}}$$

где $h_{\text{доп}}$ – допустимый износ втулки, определяемый опытным путем.

Аналогично рассматривается задача оптимизации по снижению максимального износа материала плунжера фрикционной пары.

Для получения решения задачи минимизации могут быть применены численные методы решения задач линейного программирования. Для рассматриваемой оптимизационной задачи наиболее эффективным методом оказался симплексный алгоритм. Численный расчет выполнялся методом последовательных приближений и симплексным алгоритмом. В рассматриваемой задаче имеется много свободных параметров. Это различные теплофизические и механические характеристики материалов, параметры качества поверхности внутреннего контура втулки, геометрические размеры втулки и плунжера, скорость движения плунжера.

Для численной реализации изложенного метода проводились расчёты для пары «втулка-плунжер» скважинного нефтяного насоса НН2С-57-30-12.

К ВОПРОСУ О ВЛИЯНИИ ФАКТОРА ТРЕНИЯ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ БУРЕНИЯ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ СКВАЖИН БОЛЬШОЙ ПРОТЯЖЁННОСТИ

Басович В.С., Басович Д.В., Буяновский И.Н.

E-mail: ibuy@rambler.ru

ООО «Акватик-Бурильные трубы», г. Москва, Россия.

В представленной статье показано, какое влияние на эффективность бурения горизонтальных скважин большой протяжённости оказывают силы и моменты трения, приложенные к бурильной колонне со стороны стенок ствола. Даны оценки зависимости от фактора трения суммарных сил сопротивления, приложенных к бурильному инструменту и максимально возможной длины горизонтального участка ствола.

Ключевые слова: трение, бурильная колонна, баклинг, алюминиевый сплав.

TO THE QUESTION OF INFLUENCE OF THE FACTOR OF FRICTION ON EFFICIENCY OF DRILLING OF HORIZONTAL WELLS OF BIG LONGEST

Basovich V.S., Basovich D.V., Buyanovskiy I.N.

This article shows how the forces and moments of friction applied to the drill string on the side of the barrel walls influence the drilling efficiency of horizontal wells of long duration. Estimates are given for the dependence on the friction factor of the total resistance forces applied to the drilling tool and the maximum possible length of the horizontal section of the barrel.

Keywords: friction, drill string, bucling, aluminium alloy.

Для более полного извлечения нефти и газа из пластов важнейшей народнохозяйственной задачей является вскрытие продуктивной толщи горизонтальными скважинами большой протяженности (ГСБП), что позволяет:

- существенно повысить продуктивность скважины за счёт увеличения площади фильтрации;
- вовлечь в разработку пласты с низкими коллекторскими свойствами или с высоковязкой нефтью;
- осваивать труднодоступные нефтегазовые месторождения, в том числе, морские.

Объёмы бурения скважин с протяжённым горизонтальным участком с каждым годом увеличиваются как в отечественной, так и зарубежной практике бурения. Так, в 2015 году в рамках масштабного шельфового проекта «Сахалин-1» [1], ОАО «НК «Роснефть» в составе Консорциума успешно завершили строительство самой протяженной в мире эксплуатационной скважины О-14, имеющей длину по стволу, равную 13500 метров и горизонтальный участок ствола - 12033 метра.

Основными ограничениями при бурении ГСБП являются:

- силы сопротивления (трения) перемещению и вращению бурильной колонны (БК), создающие сложности при доведении осевой нагрузки и вращающего момента до бурового долота;
- потеря БК продольной устойчивости при спуске инструмента и при бурении;

Все силовые факторы, приложенные к БК, напрямую зависят от веса БТ в буровом растворе, что проиллюстрировано на Рис. 1, где представлено схематическое разложение веса элемента БК. В горизонтальном стволе (угол $\alpha=90^0$) нормальная составляющая веса становится равной весу, т.е. достигает максимального значения, что соответственно сопровождается ростом приложенных к БТ со стороны стенок скважины сил и моментов трения.

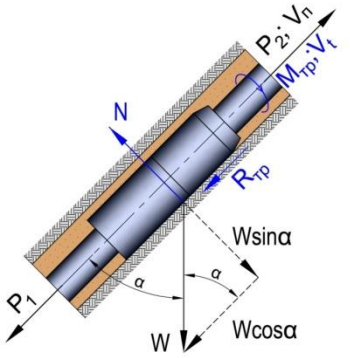


Рис. 1. **Схема сил и моментов, приложенных к элементу БК в наклонном стволе скважины**

В процессе бурения и ГСБП и спуска БК весь горизонтальный участок и часть бурильных труб (БТ) над ним находятся под действием сжимающих усилий, необходимых для продвижения БТ и доведения осевой нагрузки до долота. При подъёме инструмента, за счёт сил сопротивления, увеличиваются растягивающие усилия, особенно в верхних сечениях БК и, следовательно, нагрузка (вес) на крюке.

Наиболее опасным следствием действия сжимающих нагрузок является локальная потеря БК продольной устойчивости, которая проявляется при бурении в режиме «слайдинга», т. е. без вращения бурильного инструмента, в форме плоской синусоиды, переходящей, по мере увеличения сжимающей нагрузки, к виду пространственной спирали– так называемый «баклинг» соответственно I или II рода [2].

При бурении с вращением БК и действии сочетания нагрузок, моментных, сжимающих продольных и центробежных поперечных, те же формы «баклинга» реализуются в виде колеблющейся плоской синусоидальной или пространственной спиральной «змейки», планетарно обкатывающейся вокруг собственной оси и оси скважины.

Превышение сжимающих усилий сверх критических нагрузок «баклинга» I рода сопровождается прогрессирующим ростом прижимающих усилий в контакте «БК-стенки скважины». После возникновения «баклинга» II-го рода дальнейшее увеличение нагрузки через вышележащие секции не приводит к передаче усилия на долото, т. е. становится неэффективным и даже опасным в смысле возможного прихвата или поломки БТ.

При бурении ГСБП общепринятым критерием отказа БК является потеря БТ продольной устойчивости в форме синусоиды, поэтому необходимо соблюдение условия, чтобы в любом сечении бурильного инструмента действующая сжимающая нагрузка была гарантировано ниже критической нагрузки «баклинга» I рода.

Согласно современным представлениям критическую сжимающую нагрузку «баклинга» I рода *Ркр* принято оценивать по формуле:

$$P_{кр} = 2K_L\sqrt{\frac{EIw}{\delta}} \qquad (1)$$

где: E – модуль Юнга материала трубы; I - осевой момент инерции по сечению основного тела трубы; w – вес 1 метра трубы в буровом растворе; δ – обобщённый радиальный зазор между стенками скважины и БТ; K_L – коэффициент, учитывающий расстояние между опорными сечениями БТ (рабочую длину трубы и наличие протектора).

Как показано в [3], для практических оценок значение K_L может изменяться в диапазоне:

$$1{,}0 \le K_L \le 1{,}5.$$

Очевидно, что для сохранения продольной устойчивости БК максимальное сжимающее продольное усилие, приложенное к нижней горизонтальной секции БК, не должно превышать критической нагрузки *Ркр,* и тогда осевая нагрузка, которую можно передать долоту через эту секцию, может быть оценена из соотношения:

$$f\,wL + G_д \le P_{кр} \qquad (2)$$

где: $G_д$ – осевая нагрузка, которая может быть передана долоту через горизонтальную секцию труб без потери БК продольной устойчивости; L – длина БК в пределах рассматриваемого горизонтального участка ствола; f – обобщенный коэффициент трения при перемещении БТ в стволе, зависящий от расположения труб на «лежачей» стенке скважины, зашламованности ствола, смачивающих свойств промывочной жидкости, а также от соотношения мгновенных значений поступательной и вращательной составляющих вектора скорости точек на наружной поверхности трубы.

В расчётах напряжённо-деформированного состояния БК величину f принято определять с помощью известного в механике соотношения:

$$f = f_0\, v_0 / (v_0^2 + v_\tau^2)^{0.5} \qquad (3)$$

где: f_0 - обобщенный коэффициент сопротивления осевому перемещению невращающихся БТ в стволе; v_0; v_τ – соответственно, поступательная и вращательная скорости контактирующих со стенками скважины поверхностей БТ.

Анализ приведенных формул и практика бурения ГСБП показывает, что протяжённость горизонтального ствола можно увеличить, без потери БК продольной устойчивости, путём снижения:

- коэффициента f, как за счёт улучшения смазывающих свойств бурового раствора, так и увеличением частоты вращения БК.

- веса 1м БТ в буровом растворе в компоновке БК на горизонтальном участке ствола.

При использовании обычных буровых глинистых растворов или промывочных жидкостей на нефтяной, а также на полимерной основе величина f_0 в расчётах напряжённо-деформированного состояния БК обычно принимается в диапазоне значений: f_0 = 0,30-0,40 для обсаженной и f_0 = 0,35-0,50 - для открытой части ствола.

Основным способом снизить сопротивление поступательному движению БК в горизонтальном стволе является, как это следует из (3), переход от «слайдинга» к вращению бурильного инструмента при бурении, а если требуется, и при спуске.

Однако при этом, возрастает крутящий момент на приводе вращения БК, что наряду с проблемой сохранения продольной устойчивости БТ становится дополнительным ограничением в увеличении протяжённости ГСБП.

Снижение веса БК без потери основных эксплуатационных характеристик БТ достигается включением в компоновку горизонтального участка ствола легкосплавных БТ повышенной надежности (ЛБТПН), состоящих из алюминиевой трубы и привинченных по концам элементов стального замка-ниппеля и муфты. Трубные заготовки ЛБТПН изготавливаются методом горячего прессования из коррозионно-стойких высокопрочных алюминиевых сплавов Д16Т или 1953Т1.

Преимущества ЛБТПН перед стальными аналогами (СБТ) достигаются за счёт того, что удельный вес и модули упругости у алюминиевых сплавов примерно в 3 раза ниже, чем у сталей. Кроме того, многолетний опыт эксплуатации ЛБТПН и практика расчётов комбинированных БК, включающих алюминиевые и СБТ, показывает, что при прочих равных условиях обобщённые коэффициенты трения в парах «алюминиевый сплав-сталь» и «алюминиевый сплав-порода» на 0,02-0,05 ниже соответствующих значений для пар: «сталь-сталь» и «сталь-порода».

В базовом исполнении наружный диаметр алюминиевых трубных заготовок постоянен. Кроме того, выпускаются модификации ЛБТПН:

- с внешним протектором в середине БТ, предназначенном для защиты от износа тела, повышения продольной устойчивости и лучшего центрирования БТ в стволе скважины (ЛБТПН-П);
- со спиральным оребрением наружной поверхности, выполненным для улучшения очистки ствола от выбуренной породы и повышения её продольной устойчивости (ЛБТПН-С).

На Рис. 2 в качестве примера, приведены рассчитанные с помощью формулы (2) сравнительные зависимости максимальной осевой нагрузки G_{∂}, которую можно, без потери БК продольной устойчивости, довести до долота Ø215,9 мм, от длины горизонтального ствола при его бурении в режиме «слайдинга» с использованием в горизонтальной части ствола различных модификаций ЛБТПН-147 или близкой по применимости СБТ-127х9,19 одинаковой условной длиной 9 м. При сравнительных оценочных расчётах коэффициент трения осевому перемещению БК принимался для всех БТ одинаковым и равным $f_0 = 0{,}35$; плотность бурового раствора в скважине 1200 кг/м^3.



Рис. 2. **Доведение осевой нагрузки до бурового долота по горизонтальной секции ЛБТПН или СБТ**

Как следует из графиков на Рис. 2, по мере удлинения горизонтального ствола, передача осевой нагрузки долоту по секции ЛБТПН становится более эффективной, чем по СБТ.

В частности, с осевой нагрузкой на долото 50кН максимально достижимая длина горизонтального ствола при бурении без вращения может соответственно составить:

- 2054 м при использовании СБТ-127х9,19;
- 2454 м для ЛБТПН-147х13;
- 3615 м для ЛБТПН-147х13П;
- 4730 м для ЛБТПН-147х13С.

Дополнительно проведенные расчёты показывают, что качественная картина представленных на Рис. 2 сравнительных характеристик бурения ГСБП, рассчитанных в режиме «слайдинга», сохраняется и при вращательных методах бурения.

Тем не менее, адекватное решение вопроса об области эффективного бурения ГСБП требует достаточно полного расчёта напряжённо-деформированного состояния всей БК, а не только её горизонтального участка, с учётом фактического пространственного профиля скважины, основных видов нагрузок, технологических параметров режима бурения; компоновки БК, прочностных и геометрических характеристик БТ; гидравлики циркуляционной системы скважины.

Расчёты такого рода ввиду большой сложности и трудоёмкости, выполняются с помощью специализированных компьютерных программ.

Модернизированная компанией «Акватик-Бурильные трубы» программа 3-DDTBH (Drillstring-Drag-Torque-Buckling-Hydraulic) имеет широкий диапазон применения для расчета и выбора рациональный компоновок БК, составленных как из СБТ, так и из ЛБТПН.

Принципиальным отличием этой программы от известных отечественных и зарубежных аналогов является возможность:

- определения критических сжимающих нагрузок для ЛБТПН, в том числе, для модификаций П и С;
- учёта влияния частоты вращения БК и скорости её перемещения на фактор трения;
- учета частичного разупрочнения алюминиевых сплавов от температуры в стволе.

Ниже, в качестве примеров, рассмотрены некоторые результаты выполненных с помощью программы 3-DDTBH сравнительных расчетов по определению напряжённо-деформированного состояния БК при бурении ГСБП с использованием компоновок, составленных либо из СБТ, либо с включением ЛБТПН.

Исходные данные для расчётов приняты применительно к виртуальной базовой скважине ГСБП-01, профиль, конструкция и режимно-технологические параметры бурения которой выбраны с учётом известных данных о проводке сверхдлинных горизонтальных стволов.

Расчётный профиль скважины представлен на Рис. 3; длина ствола – 12250м, глубина по вертикали – 2532м.

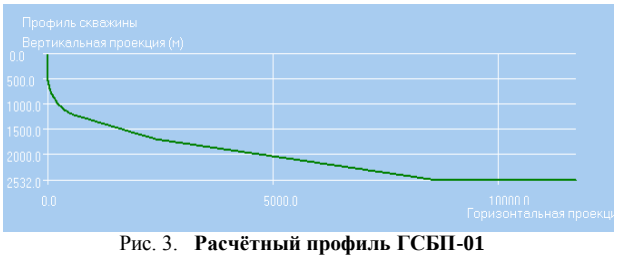


Рис. 3. **Расчётный профиль ГСБП-01**

Обсадная техническая колонна ø244,5 мм спущена до отметки 7500 м, далее - открытый ствол, который бурится долотом ø 215,9 мм.

Параметры бурения на проектной отметке 12250м: нагрузка на долото–80кН; частота вращения БК – 100 об/мин, плотность бурового раствора 1600 кг/м^3.

Коэффициенты трения (фактор трения FF) принимались равными в контактных парах:

FF=0.19/0.25 («сталь-сталь»-0,19; «сталь-порода» - 0,25);

FF=0,17/0,23 («алюминий-сталь» - 0,17; «алюминий-порода» - 0,23).

Состав сопоставляемых компоновок БТ при расчётах бурения и спускоподъемных операций (СПО) с БК на проектной отметке 12250 м представлены в Таблице 1.

Таблица 1. **Компоновка сравниваемых БК**

Типоразмер БТ в секции	Вес 1 м БТ, кг/м	Длина секции, м
Стальная компоновка БК		
КНБК-215,9	-----	30
СБТ 127х9_ «G-105	35,67	5500
СБТ 139,7х10,5_ «G-105»	40,79	3600
СБТ 168,3х9,2_ «S-135»	42,02	3120
Комбинированная компоновка БК(с ЛБТПН)		
КНБК-215,9	-----	30
ЛБТПН 147х13П_ Д16Т	24,40	6000
ЛБТПН 147х13П_ Д16Т	24,40	5000
СБТ 139,7х10,5_ «G-105»	40,79	1220

В Таблице 2 приведены основные результаты сравнительных расчётов БК при бурении и СПО в скважине ГСБП-01 на проектной отметке 12250 м.

Таблица 2. **Сравнение компоновок БК**

Расчётные параметры состояния БК	Варианты компоновки БК	
	Стальная	Комбиниров.
Вес БК в воздухе, тс	479,1	323,1
Вес БК в растворе, тс	374,9	189,0
Крутящий момент при бурении, кНм	62,9	31,9
Вес на крюке при подъёме БК, тс	169,2	89,7
Запас прочности БК - при бурении; - при подъёме	 1,98 2,28	 2,46 3,99

Влияние фактора трения на формирование суммарных сил сопротивления, приложенных к стальной БК при её подъёме с проектной отметки 12250 м, представлено на полученных расчётным путём диаграммах (Рис. 4).

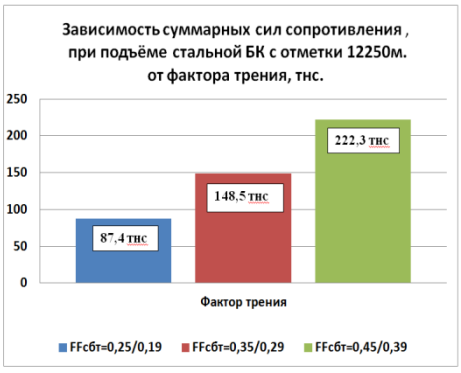


Рис. 4. **Диаграммы суммарных сил сопротивления, приложенных к БК при её подъёмке с отметки 12250 м**

Влияние вращения БК на характеристики трения БК о стенки скважины проиллюстрировано на Рис. 5., где приведено сравнение веса на крюке буровой установки в зависимости от длины инструмента при спуске стальной или комбинированной БК на проектную отметку 12250м (динамика спуска).

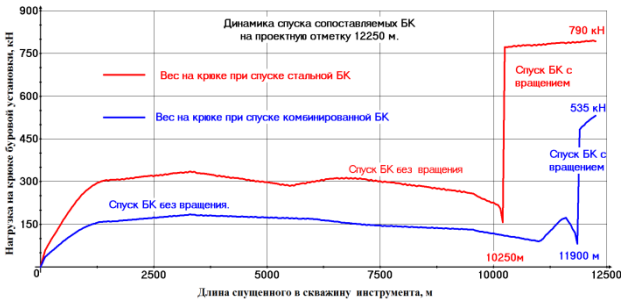


Рис. 5. **Динамика спуска сравниваемых БК на 12250 м**

Анализ данных Таблицы 2 показывает, что при использовании комбинированной компоновки БК с включением ЛБТПН вместо СБТ при роторном бурении ГСБП-01 и СПО на проектной отметке 12250 м, можно ожидать снижения

- крутящего момента на приводе вращения БК – в 1,97 раза;

- веса БК в воздухе– в 1,48 раза, в буровом растворе, – в 1,98 раза соответственно;

- усилия на подъём БК с проектной отметки – в 1,89 раза.

При этом будут увеличены запасы прочности БК, как при бурении, так и при СПО. Расчёты также показывают, что максимальное растягивающее усилие, которое может быть доведено до прихваченного на проектной отметке инструмента по комбинированной компоновке БК на 32% выше, чем в при использовании стальной компоновки.

Проектная отметка 12250м для стальной компоновки БК, по-видимому, является, в условиях данной задачи, предельной, так как крутящий момент на приводе вращения инструмента 62,9кНм уже становится близким к нормативному значению, как для применённых СБТ, так и для современного верхнего привода тяжёлых буровых установок.

В то же время, дополнительные расчёты показали, что при использовании комбинированной компоновки БК с увеличенной на 2150м третьей секцией ЛБТПН-147х13П из сплава 1953Т1, протяжённость ГСБП-01 может быть доведена до 14500м при допустимых параметрах привода вращения БК (38,8 кНм) и нормативных запасах прочности БТ.

[1] «Проект «Сахалин-1. Пресс-релиз ОАО НК «Роснефть», 14.04.2015г. http://www.rosneft.ru/news/pressrelease/14042015.html.
[2] Tikhonov V.S., Safronov A.I., Gelfgat M.Ya., and Basovich V.S. Study of Helical Buckling of a Pipe with Tool-Joints and Pads//Proceedings of the ETCE/OMAE 2000 Joint Conference. New Orleans. 2000.
[3] Tikhonov V.S., Safronov A.I."ANALYSIS OF POSTBUCKING DRILLSTRING VIBRATIONS IN ROTARY DRILLING OF EXTENDED-REACH WELLS». OMAE 2009-79086.
[4] В.С. Басович , И.Н. Буяновский, И.В. Петункин. «Перспективы применения алюминиевых бурильных труб при бурении горизонтальных скважин большой протяжённости». НТЖ «Бурение &Нефть», 06, 2015.

РЕОМОДИФИКАТОРЫ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ РЕЖИМОВ ГРАНИЧНОГО ТРЕНИЯ

Бердичевский Е.Г.

E-mail: bersev@mail.ru

ФГБОУ ВО «Новгородский государственный университет имени Ярослава Мудрого», Великий Новгород, Россия.

Рассмотрена возможность использования водорастворимых полимеров в качестве реомодификаторов смазочных сред для тяжелых режимов граничного трения, реализующихся, например, при шлифовании коррозионно-стойких сталей. Изучены основные трибологические и технологические характеристики растворов полимерных реомодификаторов. Сделан вывод о целесообразности исследования сложного реологического статуса растворов полимеров.

Ключевые слова: реология, полимеры, модификаторы трения, шлифование, граничное трение, трибология.

REOMODIFIKATORA OF LUBRICANTS FOR THE HEAVY MODES OF BOUNDARY FRICTION

Berdichevsky E.G.

The possibility of use of water-soluble polymers as reomodifikator of the lubricant environments for the heavy modes of boundary friction which are implemented, for example, when grinding corrosion resistant by staly is considered. The main tribological and technical characteristics on solutions of polymeric reomodifikator are studied. The conclusion is drawn on expediency of a research of the difficult rheological status of solutions of polymers.

Keywords: rheology, polymers, friction modifiers, grinding, boundary friction, tribology.

Известно, что многие смазочные материалы для тяжелых режимов трения могут вести себя как среды сложной реологии [1, 152-157]. На скользящем фрикционном контакте тонкие слои таких смазочных материалов могут проявлять упругие или вязко-упругие свойства, существенно влияющие на трибологическую ситуацию. Уместно ставить вопрос о разработке и использовании реоприсадок к смазочным материалам, называемых реомодификаторами трения, для изменения в положительном направлении реологического статуса смазки в граничном слое. В зоне высокоскоростного и тяжелонагруженного скользящего контакта реологическое поведение смазочных материалов можно моделировать телами Максвелла или телами Шведова [2, 40-43]. При этом важнейшей структурно - механической характеристикой смазочного слоя является время релаксации τ, в течение которого начальное напряжение уменьшается в e раз.

С временем релаксации связаны два критерия: число Дебора ($D_e = \tau / T_{пр}$, где $T_{пр}$ – характерное время фрикционного контакта) и число Вайсенберга ($W_e = r \times d_v / d_x$, где d_v / d_x – градиент скорости сдвига деформируемого смазочного объема). Эти числа имеют разную физическую интерпретацию. Число Дебора указывает, когда влиянием релаксационных (неньютоновских) свойств смазок можно пренебречь ($D_e << 1$). Число Вайсенберга указывает на степень анизотропии, порожденной деформацией, и подходит для описания потоков с постоянной историей растяжения, таких как простой сдвиг. Оба числа можно определить с помощью ротационного вискозиметра и уравнения Виноградова-Малкина [3, 116-119].

Представляет значительный научный и прикладной интерес изучение возможности применения реомодификаторов к водным смазочно-охлаждающим средам, широко применяющихся при абразивной обработке металлов. В зоне фрикционного контакта абразивно-алмазного зерна с металлом реализуются высокие контактные давления, высокая скорость деформации сдвига и высокие температуры. В качестве традиционных смазочно-охлаждающих сред на операциях скоростного шлифования используется классические ньютоновские жидкости типа водных растворов солей, ПАВ или эмульсий. В качестве реомодификаторов могут быть использованы водорастворимые полимеры [3, 201-204]. Водорастворимыми являются те полимеры, в структуре которых содержатся звенья, способные к сольватации водой или к диссоциации.

В качестве потенциальных реомодификаторов для водных смазочно-охлаждающих сред испытывались следующие полимеры.:

– полиэтиленгликоль – 400, представляет собой смесь эфиров полиэтиленгликоля со стеариновой кислотой;

– анионный полиакриламид – отрицательно заряженный полимер. Водные растворы полиакриламида нечувствительны к солям и поверхностно-активным веществам;

– поливиниловый спирт, является термо-пластичным, слаборазветвленным, водораст-

воримым полимером, степень полимеризации составляет 500 - 2500;

– карбоксиметилцеллюлоза (натриевая соль), водные растворы которой обладают ярко выраженной псевдопластичностью и тиксотропией;

– желатин.

Экспериментальная апробация технологической и трибологической эффективности смазочно-охлаждающих жидкостей, легированных реомодификаторами, производилось на четырехшариковой машине трения ИТС-МТ/5 и на плоскошлифовальном станке 3Г71. Шлифовались образцы из коррозионно-стойкой стали 3Х18Н10Т.

Режимы обработки: скорость резания 35 м/сек; скорость возвратно-поступательного движения стола 11 м/мкм; глубина резания – 0,01 мм/дв.ход. Критериями эффективности смазочно-охлаждающих сред являлись: на машине трения коэффициент трения, критическая нагрузка $P_к$ и нагрузка сваривания шаров P_c; на операциях шлифования: стойкость круга T (мин); удельная производительность $q=Q_м / Q_к$, где $Q_м$ – объем сошлифованного металла, мм^3 , $Q_к$ – износ шлифовального круга, мм^3. Фиксировались также тангециальные P_z и нормальные P_y усилия резания. Характеристика шлифовального круга ПП 250×25×75 14А25СМ1К7. В качестве эталонов использовались классические ньютоновские жидкости – 3% раствор кальционированной соды и 5% раствор эмульсии «Укринол-1».

Результаты испытаний приведены в табл.1 и 2.

Анализ показывает, что реомодификаторы могут существенно влиять на основные трибологические характеристики. Наилучшие результаты показали 3% растворы поливинилового спирта и карбоксиметилцеллюлозы. Нагрузки разрыва смазочной пленки ($P_к$) и нагрузка заедания шаров (P_c) возросли на 25-30%. Легирование растворов полимерами буквально обрывало заедание шаров. Коэффициент трения также существенно снизился после введения в растворы полимеров - реомодификаторов, что подтверждает предположение о проявлении у смазочных слоев квазиупругих и вязко-упругих свойств. Низкая эффективность желатина как реомодификатора может быть объяснена наличием в растворе желатина сравнительно больших структурных элементов (макромолекул), требующих для перегруппировки сравнительно большего времени. Из-за этого время релаксации растворов желатина, вероятно, близко к периоду релаксаций напряжений сдвига в зоне трения.

Из табл. 2 следует, что все реомодификаторы трения за исключением желатина позволили повысить стойкость шлифовального круга (в растворах поливинилового спирта более чем вдвое), поднять удельную производительность и снизить усилие резания.

Результаты исследований позволяют сделать вывод о необходимости учета реологического статуса водорастворимых смазочных сред при таких тяжелых режимах граничного трения, которые реализуются при шлифовании легированных сталей. Изученные полимеры могут явиться основой для создания промышленных реомодификаторов трения.

[1] Бердичевский Е.Г. Трение и смазка при пластической обработке металлов: монография; НовГУ им. Ярослава Мудрого. - Великий Новгород. - 2011.

[2] Бердичевский Е.Г. Реологические свойства смазочных материалов при тяжелых режимах граничного трения // Вестник НовГУ. – 2017, №7 (165), 40-43

[3] Виноградов Г.В., Малкин А.Я. Реология полимеров. – М.: Химия. - 1977.

Таблица 1. **Влияние реомодификаторов на смазочные свойства водных растворов**

№ п/п	Раствор с реомодификатором	$P_к$, Н	P_c, Н	Коэффициент трения
1.	3% р-р соды	420	550	0,35
2.	5% р-р эмульсии «Укринол-1»	600	710	0,32
3.	3% р-р полиэтиленгликоль-400	720	790	0,28
4.	3% р-р анионного полиакриламида	730	800	0,26
5.	3% р-р поливинилового спирта	850	930	0,24
6.	3% р-р карбоксиметилцеллюлозы	850	920	0,22
7.	3% р-р желатина	580	700	0,32
8.	5% р-р желатина	600	710	0,32

Таблица 2. **Влияние реомодификаторов на технологические характеристики процесса шлифования**

№ п/п	Водный раствор с реомодификатором	Стойкость круга, Т, мин	Удельная производительность q	Усилие шлифования, P_y, Н	Усилие шлифования, P_z, Н
1.	3% р-р соды	14,4	72,8	55	34
2.	5% р-р эмульсии «Укринол-1»	16,4	86,3	55	28
3.	3% р-р полиэтиленгликоль-400	27,5	128,8	38	22
4.	3% р-р анионного полиакриламида	30,8	130,3	36	22
5.	3% р-р поливинилового спирта	35,4	126,2	42	24
6.	3% р-р карбоксиметилцеллюлозы	34,6	118,4	40	25
7.	3% р-р желатина	17,2	90,7	53	28
8.	5% р-р желатина	18,0	92	50	26,6

ВЛИЯНИЕ СОСТАВА СОТС, СОДЕРЖАЩИХ ПРОИЗВОДНЫЕ ФТАЛОЦИАНИНА, НА ПРОЦЕСС СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ

[1]Березина Е.В., [1]Годлевский В.А., [1]Волков А.В., [2]Парфенов А.С.

E-mail: elena_berezina@mail.ru

[1]Ивановский государственный университет, Иваново, Россия;
[2]Ивановская государственная медицинская академия, Иваново, Россия.

Была получена зависимость коэффициента утолщения стружки от концентрации рабочего компонента в водном растворе СОТС, полученной в результате обработки отверстий в Титане ВТ-00 и стали XI8HI0T наружным точением и сверлением. Проведен спектральный анализ кривой профиля надрезцовой поверхности стружки.

Ключевые слова: стружкообразование, СОТС, спектральный анализ, фталоцианин.

INFLUENCE OF THE COMPOSITION OF THE COTS CONTAINING PHTHALOCYANINE DERIVATIVES, ON THE PROCESS OF FRACTIONING

Berezina E.V., Godlevsky V.A., Volkov A.V., Parfenov A.S.

The dependence of the chip thickening on the concentration of the working component in the aqueous solution of COTS obtained as a result of the treatment of holes in titanium VT-00 and steel XI8HI0T by external turning and drilling was obtained. Spectral analysis of the curve of the profile of the cutting edge of the chip.

Keywords: chip formation, COTS, spectral analysis, phthalocyanine.

Как известно, ввод в зону резания смазочно-охлаждающего технологического средства (СОТС) существенно влияет на условия стружкообразования. Считается, что главный эффект смазки проявляется на границе «передняя поверхность – стружка». В силу уменьшения коэффициента трения указанной пары перераспределяются компоненты силы резания [1] и изменяется угол сдвига. Кроме того, смазочное действие СОТС неизбежно должно оказывать воздействие на периодические процессы, связанные с колебаниями плоскости сдвига и неравномерным сходом стружки. В настоящей работе одной из задач была качественная оценка влияния рассматриваемых нами технологических сред, во-первых, на степень деформации срезаемого слоя металла и, во-вторых, – на параметры колебательных процессов в ходе стружкообразования.

В качестве первой из указанных характеристик была избрана стандартная величина – коэффициент утолщения стружки $k_{ут}$. Для второй характеристики было решено использовать параметры спектрального анализа кривой рельефа продольного сечения стружки.

Измеряли толщину стружки, полученной в результате обработки отверстий наружным точением (ортогональное резание) и сверлением. Измерения производили микрометром с коническими насадками для получения значения толщины в «точке» малого диаметра. Замеры производили в середине фрагмента стружки по ее длине, чтобы исключить влияние переходных процессов при входе и выходе инструмента и получить характеристику относительно стационарного процесса.

Поскольку параметр толщины стружки подвержен случайным колебаниям, на каждом из образцов стружки измерения производили 10 – 15 раз с последующей статистической обработкой данных. Имея в виду большой разброс данных, полученный при построении зависимости $k_{ут}$ (С), результаты было решено представить в виде коэффициентов линейной регрессии с расчетом коэффициента линейной корреляции и уровня его значимости при доверительной вероятности 0.95.

Данные о коэффициенте утолщения стружки в зависимости от вида применяемой СОТС, и природы обрабатываемого материала приведены в табл. 1. Полученные результаты можно интерпретировать следующим образом:

— в подавляющем большинстве случаев корреляция между концентрацией присадки и утолщением стружки – отрицательная. Это означает, что с ростом концентрации присадки толщина стружки, а значит, и степень деформации, уменьшаются;

— данные опытов показали, что добавка гетероциклической присадки к ПАВ, делают корреляцию значимой, то есть процесс стружкообразования становится менее подверженным случайным неоднородностям.

Дальнейшие опыты по определению коэффициента усадки стружки проводились при измерениях толщин стружек, полученных в процессе сверления отверстий с разными СОТС, разными концентрациями присадок и на разных металлах. Анализируя полученные результаты, следует отметить, что:

— при добавке исследуемых присадок к испытуемым ПАВ практически во всем диапазоне

концентрации наблюдается уменьшение значения коэффициента утолщения;

— наиболее значимо снижение коэффициента утолщения при использовании гетероциклических соединений в качестве присадок к Авироль и СРЖН;

— устойчивое снижение коэффициента утолщения, а значит и степени деформации срезаемого слоя металла, наблюдалось как с разными СОТС, так и на разных металлах;

— наблюдалась стабильность в снижении коэффициента утолщения на разных режимах резания (υ = 1.06 м/с и 0.08 м/с).

Результаты линейной аппроксимации зависимости коэффициента утолщения стружки $k_{ут}$ от концентрации Срабочего компонента в водном растворе СОТС при ортогональном резании титана и нержавеющей стали

(υ = 2,35 м/мин; s = 0,05 мм/об)

Таблица 1. **Коэффициент утолщения стружки**

	Обрабатываемый материал							
СОТС	**Титан ВТ-00**				**Сталь XI8HI0T**			
	b_0	b_1	r	Значимость α	b_0	b_1	r	Значимость α
ДНСА	3.04	-0.09	-0.21	0.63 -	6.22	-0.24	-0.14	0.58 -
Авироль	3.00	-0.05	-0.11	0.62 -	5.78	-0.31	-0.70	0.04 +
СРЖН	2.97	0.09	0.13	0.62 -	6.10	-0.14	-0.61	0.13 -
Активный бирюзовый 2«З»Т (Гц 1)	3.47	-0.21	-0.41	0.14 -	5.90	-0.56	-0.37	0.29 -
СРЖН – Гц 1	3.12	-0.93	-0.78	0.03 +	5.63	-0.81	-0.72	0.04 +

Обозначения в таблице: r – коэффициент линейной корреляции; b_0 и b_1 – коэффициенты линейной регрессии зависимости $k_{ут} = b_0 + b_1 C$; <+> и <–> – соответственно значимые и незначимые величины коэффициента линейной корреляции при доверительной вероятности 0.95 (при $\alpha \le 0{,}05$ корреляция признается значимой)

Рельеф надрезцовой поверхности стружки, на наш взгляд, является более информативным показателем, чем, например, осциллограммы сил резания или акустической экзозмиссии. Мы предположили, что колебательный процесс отражается здесь в наиболее «чистом» виде, так как на него в меньшей мере накладываются помехи от колебаний системы «станок - приспособление - инструмент - деталь» и шумы механизмов станка.

Образцы стружек для спектрального анализа получали при ортогональном наружном точении тонкостенного стакана на токарном станке I6K20. Режим резания подбирали таким образом, чтобы по возможности работать вне зоны наростообразования (малая скорость резания) и при минимальной толщине срезаемого слоя (чтобы роль поверхностных процессов смазки преобладала бы над влиянием чисто объемного деформирования и, таким образом, эффект смазочного действия проявлялся бы ярче).

Для получения параметров рельефа производили следующие операции:

— получали образцы стружек в условиях ортогонального резания при различных условиях обработки и составах СОТС;

— образец стружки шириной 4 мм и длиной 10...15 мм зажимали в специально изготовленную струбцину с помощью прокладок из отожженной меди с вылетом на половину ширины образца и прошлифовывали на плоскошлифовальном станке для получения продольного сечения;

— помещали струбцину с зажатым в ней образцом на предметный столик металлографического микроскопа и делали фотоснимки продольного профиля рельефа стружки с 100...200-кратным увеличением;

— с помощью проекционного аппарата получали увеличенное изображение границы профиля в масштабе 1000:1 (некоторые примеры характерных профилей такого рода показаны на рис. 1);

— с увеличенного изображения профиля снимали ординаты с продольным шагом 4 мкм;

— полученные числовые вектора вводили в память ПК и производили обработку данных с помощью пакета прикладных программ статистической обработки данных – «быстрое Фурье-преобразование»).

Обработка числовых векторов включала в себя следующие этапы:

— вычисление средне-арифметической высоты R_α шероховатости надрезцовой поверхности стружки;

— получение спектральных характеристик рельефа по методике быстрого Фурье-преобразования (коэффициенты при синус- и косинус-членах ряда Фурье и «мощности» соответствующих гармоник.

Для переменной, содержащей временной ряд. по методу быстрого преобразования Фурье производится вычисление амплитуд синусоидальных α_i, косинусоидальных b_i и мощностных $c_i = \sqrt{(\alpha_i^2 + b_i^2)}$ составляющих спектра с «гармоник» для частот i от 0 до $(n-1)/2$ где n – размер временной серии.

Анализ результатов быстрого Фурье-преобразования стружек различных металлов показал, что, как правило, мощности гармоник высокого (свыше 15) порядка оказались явно незначимыми.

Чтобы извлечь из данных спектрального анализа полезную информацию о влиянии состава СОТС, строили зависимость от концентрации СОТС для параметра мощности четырех главных гармоник. На рис. 2 а показаны примеры такого рода зависимости для ортогонального резания нержавеющей стали при обработке в растворе

СРЖН, а на рис. 2 б – раствора СРЖН при изменении концентрации присадки Гц 1.

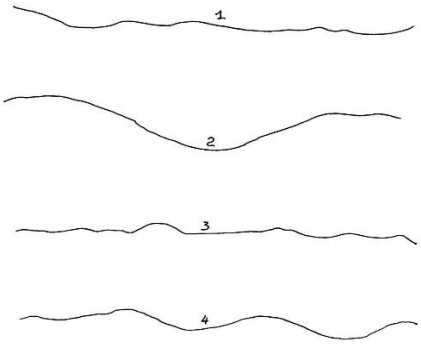


Рис. 1. **Увеличенное (х 1000) изображение профиля надрезцовой поверхности стружки, полученное с помощью проекционного аппарата после резания в среде различных растворов: 1 – СРЖН (5 мас. %); 2 – СРЖН – Гц 1 (0.01 мас. %); 3 – СРЖН – Гц 1 (0.5 мас. %); 4 – СРЖН – Гц 1 (5 мас. %).**

Из анализа результатов, можно заключить следующее:

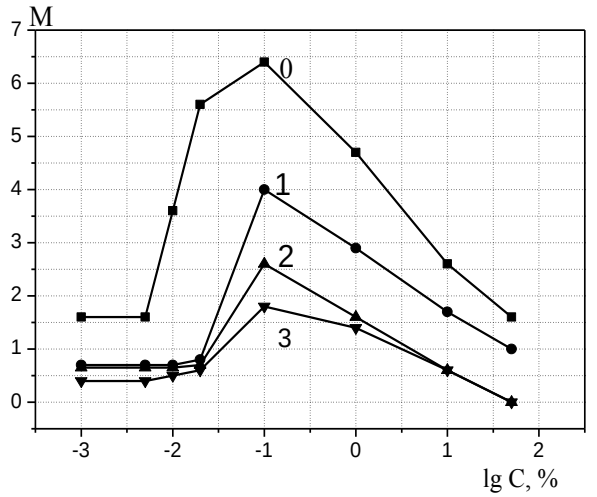
— спектральный анализ кривой профиля надрезцовой поверхности стружки позволяет оценить характер деформационных процессов, происходящих в зоне сдвига и влияние на эти процессы компонентов смазочной среды;

— наиболее информативными при такой методике опытов являются несколько первых гармоник Фурье-разложения. Величина мощности гармоник от пятого порядка и выше, как правило, вляется статистически незначимой. Нами не установлена корреляция этих величин с измеряемыми параметрами процесса стружкообразования в условиях выполненного эксперимента;

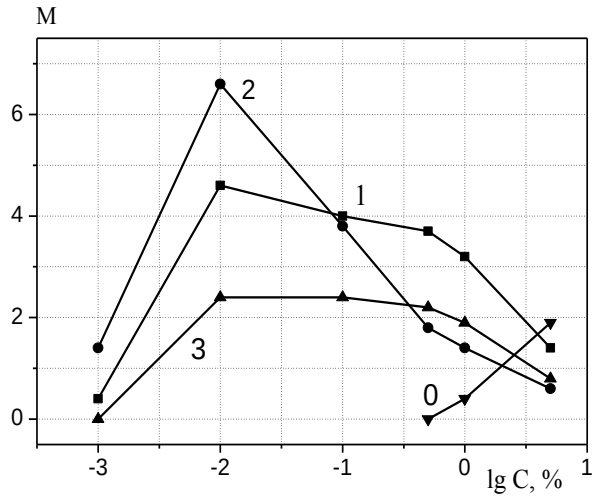
— максимум мощности гармоник соответствует для ПАВ диапазону концентрации примерно 0.1 %, а для Гц-присадки примерно на порядок ниже, то есть приблизительно в диапазоне 0.01 %.

Таким образом, данные спектрального анализа подтверждают факт наличия характерных малых концентраций исследуемых присадок. Этому концентрационному диапазону свойственна повышенная адсорбционная активность присадки, а следовательно, ее усиленное влияние на процесс пластической деформации срезаемого слоя металла. Разница в молекулярном строении ПАВ и производных фталоцианина находит соответствующее отражение в формах спектров шероховатости профиля стружки.

[1] Williams J.A. The action of lubrication in metal cutting. – J. Mech. Eng. Sci. 1977., 19., p. 202-212.



а)



б)

Рис. 2. **Зависимость мощности М первых четырех гармоник спектра рельефа надрезцовой поверхности стружки от концентрации компонентов СОТС в воде при ортогональном резании нержавеющей стали: а) С – концентрация СРЖН в воде; б) С – концентрация Гц 1 при постоянной концентрации СРЖН – 0.5 мас. %.**

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПРИСАДКАМИ НАНОСТРУКТУРНОГО ДЕЙСТВИЯ

[1]Березина Е.В., [1]Корчагин А.М., [2]Смирнова А.И., [3]Парфенов А.С., [2]Усольцева Н.В., [4]Шилов М.А., [5]Гвоздев А.А.

E-mail: elena_berezina@mail.ru

[1]Ивановский государственный университет, Иваново, Россия;
[2]Ивановский государственный университет, НИИ Наноматериалов Иваново, Россия;
[3]Ивановская государственная медицинская академия, Иваново, Россия;
[4]Ивановский государственный энергетический университет, Иваново, Россия;
[5]Ивановская государственная сельскохозяйственная академия, Иваново, Россия.

Экспериментально исследовано влияние углеродных наночастиц (УНЧ) различной природы (графена, одностенных и многостенных нанотрубок) на трибо-технические характеристики пластичных смазочных материалов (ПСМ). Показано, что коэффициент трения зависит не только от природы УНЧ, но и от базовых ПСМ, что приводит как к снижению, так и к увеличению коэффициента трения.

Ключевые слова: пластичные смазочные материалы, углеродные наночастицы, нанотрубки, графен, коэффициент трения, трибология.

TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF PLASTIC LUBRICANTS WITH NANOSTRUCTURAL ADDITIVES

Berezina E.V., Korchagin A.M., Smirnova A.I., Parfenov A.S., Usol'tseva N.V., Shilov M.A., Gvozdev A.A.

The influence of carbon nanoparticles of various nature (graphene, single-walled and multi-walled nanotubes) on the tribotechnical characteristics of plastic lubricants has been studied experimentally. It is shown, that the coefficient of friction depends not only on the nature of the VLF, but also on the basic PSM, which leads to both a decrease and an increase in the coefficient of friction.

Keywords: plastic lubricant materials, carbon nanoparticles, nanotubes, graphene, coefficient of friction, tribology.

Оптимизация триботехнических процессов привлекает в последние годы большое внимание. Одним из методов улучшения триботехнических характеристик смазочных материалов и смазочно-охлаждающих технических средств является их модификация при помощи присадок.

Целью работы является изучение трибологических характеристик пластичных смазочных материалов (ПСМ), модифицированных путем введения в них углеродных наночастиц (УНЧ).

В качестве исследуемых ПСМ были отобраны несколько образцов: Литол-24, Claas AGRIGREASE EP2, Газпромнефть LX EP2. Трибологические характеристики данных веществ, представлены в табл. 1.

В качестве присадок вводились следующие УНМ: графен многослойный окисленный производства «ТТПН» ТГТУ и ООО «НаноТехЦентр», г. Тамбов, одностенные (SWNT) и многостенные(MWNT) углеродные нанотрубоки производства фирмы *Arry GmbH Germany*. Ранее [1] было исследовано влияние данных присадок на увеличение нагрузки задира.

Трибологические исследования проводились на универсальной машине трения МТУ-01 (ТУ 4271-001-29034600-2004).

Результаты представлены на графиках зависимости коэффициента трения от показаний на датчике нагрузки.

Таблица 1. **Трибологические характеристики ПСМ**

	Температура каплепадения, °С	**Пенетрация при 25°С, мм**	**Предел прочности при 20°С, Па**	**Вязкость при 0°С и 10°С, Па*с, не более**	**Коллоидная стабильность, %, не более**
Литол-24	>=185	220-250	500-1000	280	12
Claas AGRIGREASE EP2	190	265-295	200	90	15
Газпромнефть LX EP2	>250	265-295	–	220	–

Исследовались присадки в концентрации 0,5 % и 1 %. В ходе эксперимента было установлено, что ПСМ с концентрацией присадок 1% показывают более высокий коэффициент трения в эксперименте, что соответственно увеличивает риск задира.

В результате сопоставления триботехнических характеристик ПСМ можно говорить о том, что эффект введения УНМ существенно зависит от типа смазки, что может приводить как к улучшению, так и к ухудшению триботехнических показателей. Так, введение УНМ в AGRIGREASE EP2 приводит к повышению коэффициента трения и ухудшению характеристик ПСМ (рис.1), в то же время присадки для Литол-24 приводят к снижению коэффициента трения (рис.2). В ПСМ Газпромнефть LX EP2 введение графена снижает коэффициент трения, тогда как углеродные нанотрубки ухудшают характеристики смазки (рис.3).

Такое поведение смазочных композиций может быть связано с (взаимодействием уже находящихся в ПСМ присадок с УСМ, что подтверждается тем, что «чистый» Литол-24 лучше всего реагирует на введение углеродных наноматериалов).

Вместе с тем требуются дальнейшие исследования для обоснования оптимальной концентрации новых добавок в перспективные пластичные смазки.

Работа поддержана программой Минобрнауки РФ «Наука будущего», грант Ивановского государственного университета № 16.1037.2017/4.6.

[1] Гвоздев А.А., Смирнова А.И., Березина Е.В., Дунаев А.В., Ткачев А.Г., Усольцева Н.В. Исследование триботехнических характеристик перспективных смазочных материалов с углеродными наночастицами // Жидк. крист. и их практич. использ. = Liq. Cryst. and their Appl., 2018, 18 (1), 66–72.

[2] Berezina E.V., Godlevskiy V.A., Usol'tseva N.V. Investigation of Cholesteric Liquid Crystals and Carbon Nanotubes Additives on Mineral Oil Antifrictional and Rheological Characteristics // Procedia Engineering (2nd International Conference on Industrial Engineering (ICIE-2016)). 2016, 150, 579–583. DOI: 10.1016/j.proeng.2016.07.044.

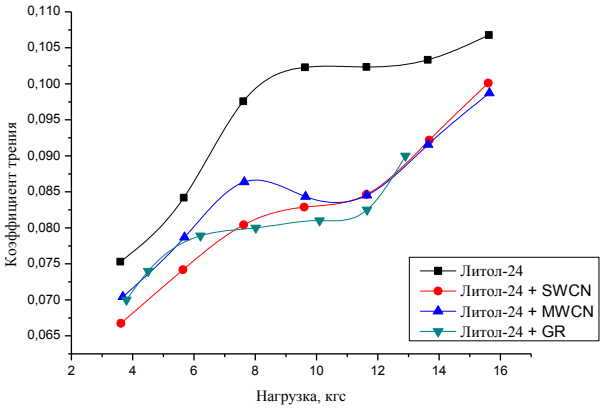


Рис 1. **Влияние УНЧ на коэффициент трения в пластичном смазочном материале Литол-24**

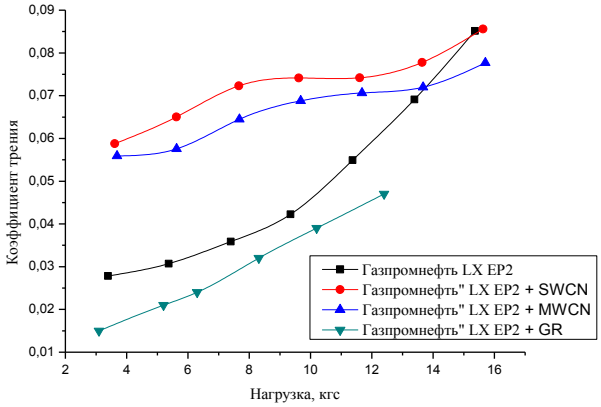


Рис 2. **Влияние УНЧ на коэффициент трения в пластичном смазочном материале Газпромнефть LX EP2**

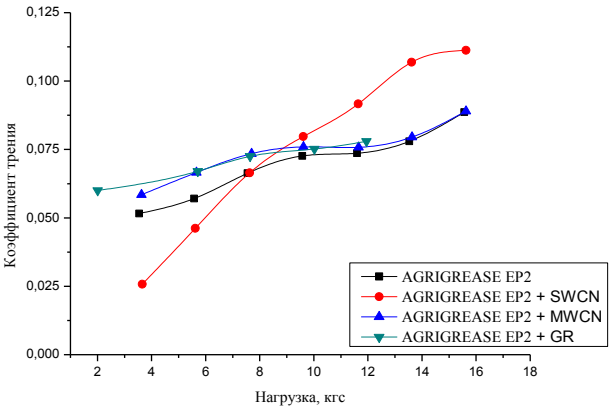


Рис 3. **Влияние УНЧ на коэффициент трения в пластичном смазочном материале AGRIGREASE EP2**

ОЦЕНКА ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОКРЫТИЙ НАПЛАВЛЕННЫХ ЛАЗЕРНЫМ ЛУЧОМ

Бирюков В.П., Гудушаури Э.Г., Чурляева О.Н.

E-mail: laser-52@yandex.ru

[1]ФГБУН Институт машиноведения имени А.А. Благонравова РАН, Москва, РФ.

В работе представлены результаты металлографических исследований покрытий полученных при лазерной наплавке порошков на основе никеля и с добавками порошка карбида титана. Определены коэффициенты износо-стойкости покрытий с помощью склерометрирования и абразивного изнашивания.

Ключевые слова: лазерная наплавка, порошок на основе никеля, абразивное изнашивание.

EVALUATION OF WEAR RESISTANCE OF COATINGS DEPOSITED WITH THE LASER BEAM

Biryukov V.P., Gudushaury E.G.

The paper presents the results of metallographic studies of coatings obtained by laser surfacing of powders based on Nickel and with additives of titanium carbide powder. The coefficients of wear resistance of coatings using sclerometry and abrasive wear are determined.

Keywords*:* laser cladding, powder on a Nickel-base, abrasion wear.

Целью настоящей работы является определение коэффициента износостойкости покрытий, полученных лазерной наплавкой при склерометрировании и абразивном изнашивании.

Оборудование для наплавки образцов и методы исследований

Эксперименты проводили на автоматизированном комплексе ИМАШ РАН [1]. Для наплавки выбраны порошки на основе никеля с размером частиц 40—100 мкм. Образцы изготавливали из стали 40Х и чугуна ВЧ60-2 с размерами 15 × 20 × 60 мм. Толщина наплавленного слоя составляла 0,7 - 0,8 мм. Металлографические исследования выполняли с использованием, микротвердомера ПМТ-3 при нагрузке 0,98Н. Испытания на абразивное изнашивание проводили по схеме Бринелля – Хаворта [2]. К вращающемуся резиновому диску прижимался плоский образец с наплавленным покрытием или образец из основного материала с нагрузкой 15Н. В зону трения подавался кварцевый песок с размером частиц 0,2-0,6 мм. Продолжительность испытаний составляла 10 минут. Кроме того, оценку коэффициента износостойкости покрытия и основного материала выполняли склерометрированием [3]. Нагрузка на индентор при царапании составляла 0,98Н на приборе ПМТ-3. Скорость перемещения алмазного индентора составляла 10 мм/с.

Результаты экспериментальных исследований

В первой серии экспериментов лазерную наплавку выполняли порошком ПР-НХ15СР2 на образцы из чугуна ВЧ60-2. Мощность излучения варьировали в пределах 800-1200 Вт, при скорости перемещения луча 5 – 10 мм/с. Удельная плотность мощности составляла 38 – 126 Дж/мм^2. В таблице 1 представлены результаты определения микротвердости и износостойкости, по ширине царапины в сравнении с испытаниями на абразивное изнашивание при наплавке чугуна.

Таблица 1. **Определения коэффициента износостойкости при наплавке чугуна**

№ п/п	Марка материала основы или порошка и микро-твердость, МПа	Ширина царапины, мкм	Коэф-фициент С	Коэф-фициент износо-стойкости, расчет/ эксперимент
1	Чугун ВЧ60-2, 3910-4380	35	1	1/1
2	ПР-НХ15СР2, 4950-5520	28	1,2	1,5/1,53
3	ПР-НХ15СР2 4680-5220	28,5	1	1,18/1,22
4	ПР-НХ15СР2 4390-4960	28,9	0,7	0,85/0,088

При лазерной наплавке образца №2 глубина зоны оплавления основного материала не превышала 100 мкм. Зона наплавки образцов № 3 и 4 имеет пониженное значение микротвердости связанное с глубоким проплавлением основы на 0,4 – 0,5 и 0,7 – 0,8 мм соответственно, что вызвано превышением погонной энергии при обработке образцов. Коэффициент износостойкости определялся из соотношения [3]:

$$K = C\, b/d,$$

где b – ширина царапины основного материала, d – ширина царапины наплавленного слоя, измеряемые в микрометрах.

C = 0,7-5,5 – коэффициент, определяемый с учетом особенностей процесса лазерной наплавки (твердость покрытия, режимы обработки и добавки).

Во второй серии экспериментов лазерную наплавку на образцы стали 40Х выполняли порошком ПР-НХ17СР4. При оптимальных режимах обработки получены значения микротвердости наплавленного покрытия 7840-10600 МПа. При этом коэффициент износостойкости при склерометрировании равен 10, а при испытании на абразивное изнашивание 10,3 (табл. 2).

При отклонении от оптимальных режимов наплавки и проплавлении основы на глубину более 0,1 мм наблюдается уменьшение износостойкости покрытия.

Выводы

Разработана методика определения износостойкости покрытий при лазерной наплавке с помощью склерометрирования.

Отклонение коэффициентов износостойкости покрытий при склерометрировании и абразивном изнашивании составило не более 5%.

[1] Бирюков В.П., Дозоров А.В. Лазерные системы для упрочнения, наплавки деталей и точного раскроя листового материала / Проблемы машиностроения и надежности машин. № 1, 2006. - С. 60-66.
[2] Хрущов М.М., Бабичев М.М. Абразивное изнашивание. М.: Наука. 1970. 256 с.
[3] Бирюков В.П. Способ определения износостойкости покрытия / Патент на изобретение №2 644 440, МПК G01N 3/56. – 2018.

Таблица 2. **Определения коэффициента износостойкости при наплавке стали**

№ п/п	Марка материала основы или порошка и микротвердость, МПа	Ширина царапины, мкм	Коэф-фициент, С	Коэф-фициент износо-стойкости, расчет/ эксперимент
1	Сталь 40Х, 1970-2260	40	1	1/1
2	ПР-НХ17СР4, 7840-10600	18	4,5	10/10,3
3	ПР-НХ17СР4, 7180-9640	19,2	3	6,25/6,2
4	ПР-НХ17СР4, 6120-9180	20,3	1,8	3,54/3,52
5	1360 с добавками карбида титана, 8670-11200	18	5	11,1/11,2
6	1360 с добавками карбида титана, 7650-9870	18,7	3	6.41/6,5
7	1360 с добавками карбида титана, 6580-8960	20,1	1,9	3,78/3,9

Примечание: глубина проплавления основы образцов 6 и 7 составила 0,4 и 0,8 мм соответственно.
При повышенной мощности излучения или низкой скорости перемещения детали (луча) происходит проплавление материала основы на глубину 0,4-1,0 мм. Это приводит к резкому уменьшению микротвердости наплавленного слоя и появлению дефектов в виде пор и трещин.

ПОЛУЧЕНИЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКЕ

Бирюков В.П., Фишков А.А.

E-mail: laser-52@yandex.ru

[1]ФГБУН Институт машиноведения имени А.А. Благонравова РАН, Москва, РФ.

В работе представлены результаты металлографических исследований покрытий полученных при лазерной наплавке порошка на основе железа ФБХ6-2, с добавками нано порошка оксида меди. Определена оптимальная концентрация оксида меди по интенсивности изнашивания и нагрузке заедания.

Ключевые слова: лазерная наплавка, нано порошок оксида меди, интенсивность изнашивания, нагрузка заедания.

OBTAINING COMPOSITE COATINGS BY LASER CLADDING

Biryukov V.P., Fishkov A.A.

The paper presents the results of metallographic studies of coatings obtained by laser deposition of iron-based powder FeCrBH6-2, with additives of nano copper oxide powder. The optimal concentration of copper oxide was determined by the wear intensity and the seizing load.

Keywords: laser cladding, nano copper oxide powder, wear rate, seizing load.

Железоуглеродистые сплавы, легированные медью [1-5], относятся к группе материалов, применение которых рационально для изготовления изделий антифрикционного назначения. По мнению специалистов, в ряде случаев они способны заменить широко используемые в настоящее время дорогостоящие бронзы. В первую очередь речь идет об изготовлении крупногабаритных механизмов с тяжело нагруженными узлами трения скольжения. Отмечено уменьшение коэффициента трения для низкоуглеродистой стали [1] и чугуна [2] при введении в их состав меди. На снижение

коэффициента трения, оказывает влияние медьсодержащих частиц размером от нескольких нанометров до десятков микрометров. Такие частицы могут быть сформированы, как при длительных изотермических отжигах закаленной стали [6–9], так и в процессе кристаллизации литых железоуглеродистых сплавов [1–4].

В условиях трения скольжения со смазкой износостойкость заэвтектоидной стали, содержащей 8,97 % меди на 23 % выше износостойкости антифрикционного чугуна АЧС-1.

При лазерной наплавке легирующие элементы вводят в тонкий слой покрытия, не затрагивая всего объема изделия. При этом количество легирующих элементов по массе может быть уменьшено в 100-1000 раз.

Целью настоящей работы является определение влияния содержания нано частиц оксида меди в составе шихты на основе железа на интенсивность изнашивания и задиростойкость покрытий, полученных лазерной наплавкой.

Оборудование для наплавки образцов и методы исследований

В экспериментальных исследованиях использовали лазерный комплекс ИМАШ РАН [11]. Образцы изготавливали из стали 20Х размерами 15×20×80 мм. Для наплавки выбран порошок на основе железа ФБХ6-2. В присадочный порошковый материал добавляли нано порошок оксида меди 3–9 % от массы [12].

В качестве варьируемых факторов при планировании экспериментов [13] были выбраны мощность излучения P=700–1000 Вт, скорость обработки V=5–9 мм/с и диаметр пучка d=2-3 мм. Откликами эксперимента были высота наплавленного валика H (мм), ширина валика B (мм) и глубина зоны термического влияния (ЗТВ) Z (мм). В качестве дополнительного дискретного фактора рассматривалось сканирование луча с фиксированной частотой $f = 220$ Гц. Использовался сканатор резонансного типа с упругим элементом, на котором закреплено зеркало. Наплавка производилась при максимальных и минимальных значениях уровней факторов, которые обозначены соответственно $z+$ и $z–$. Верхний и нижний уровни факторов выбирались по результатам предварительных экспериментов, при которых визуально отмечалось устойчивое формирование наплавленных слоев.

Металлографические исследования наплавленных покрытий проводились на микротвердомере ПМТ-3 при нагрузке 0,98 Н, металлографическом микроскопе Альтами МЕТ 1С и цифровом микроскопе AM413ML.

Структура и химический состав наплавленных слоев исследовались на сканирующем электронном микроскопе TESCAN VEGA 3 SBH с системой энергодисперсионного анализа с применением режимов отраженных и вторичных электронов.

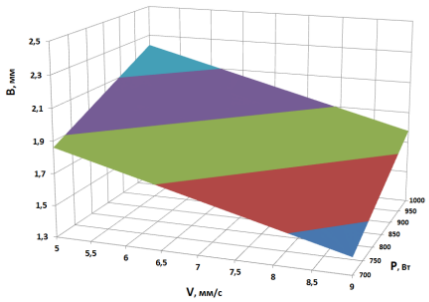
Для определения задиростойкости упрочненных образцов применялась универсальная машина трения МТУ-01. Испытания проводили по схеме «плоскость–кольцо». Сравнительный анализ проводили между образцами с наплавкой шихтой порошка ФБХ6-2 и образцами, наплавленными с добавками в шихту нанопорошка оксида меди 3–9 %. Кольцо изготавливали из стали ШХ-15 с внутренним диаметром 24,5 мм и внешним диаметром 30,5 мм, с твердостью 60-62 HRC. В качестве смазочного материала использовали СОЛИДОЛ Ж. Скорость скольжения и давление на образец изменялись дискретно в интервале 0,1–1,1 м/с и 1–4 МПа соответственно. Время испытания составляло 2 часа. После испытаний образцы обезжиривались ацетоном согласно ГОСТ 2786-84 и подвергались сушке в печи при температуре 70 °С в течение 30 мин.

Результаты экспериментальных исследований

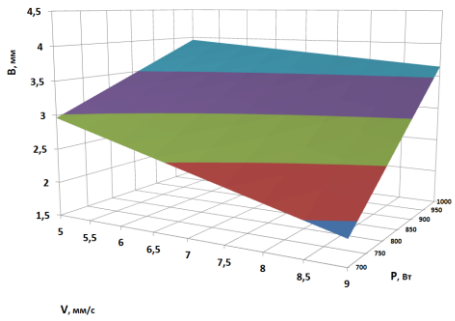
С целью учета дискретного фактора сканирования эксперименты производились в две серии – со сканированием и без него. Согласно рекомендациям [13], в качестве математической модели принят алгебраический линейный полином.

Полученные математические модели были проверены на адекватность по критериям Стьюдента и Фишера. Анализ полученных уравнений показывает прямо пропорциональную зависимость между мощностью излучения и высотой валика и обратно пропорциональную зависимость между скоростью перемещения луча и высотой наплавленного слоя. Ширина валика возрастает с увеличением мощности и диаметра луча и уменьшается при увеличении скорости обработки. Сканирование приводит к росту ширины с одновременным уменьшением высоты валика и повышает производительность наплавки в 1,3–1,9 раза. Увеличение скорости перемещения луча приводит к уменьшению глубины ЗТВ, что объясняется меньшей мгновенной энергией, поглощенной наплавляемым материалом в единицу времени. Для сравнения построены поверхности для ширины зон наплавки B и $B_{скан} = f(P,V)$ при d=3 мм (рис. 1).

При использовании круглого лазерного пятна для упрочнения или наплавки время воздействия в его центре определяется отношением диаметра луча к скорости его перемещения, а по краям пятна время воздействия стремится к нулю. При этом для упрочнения или наплавки эффективно используется только часть энергии 30–60 % в зависимости от степени дефокусировки лазерного луча, а остальная энергия расходуется на бесполезный нагрев зон рядом с упрочненной или наплавленной дорожкой. При высокочастотных колебаниях луча по нормали к вектору его перемещения эта потерянная энергия участвует в процессе наплавки, оказывая влияние на производительность процесса.



а



б

Рис. 1. **Зависимость ширины валика от мощности излучения и скорости обработки: *а* – наплавка расфокусированным лучом; *б* – наплавка сканирующим лучом**

Согласно полученным данным, характер линейной зависимости, полученной при расчетах, тот же, что и для экспериментальных значений, однако расчетная функция растет несколько быстрее. Максимальное отклонение расчетных данных от экспериментальных значений составило 3 %.

Наплавленный слой толщиной 0,8 мм имеет высокую твердость, порядка 762–806 HV, под ним располагается ЗТВ с твердостью 540–720 HV, толщина этого слоя 0,8 мм, ниже следуют зоны троостита и сорбита. Основной металл – сорбитообразный перлит и феррит с твердостью 190–210 HV. Наличие зоны оплавления основы на глубину 50–100 мкм свидетельствует о высокой прочности сцепления между покрытием и основным металлом. При наплавке покрытия, содержащего нано порошок оксида меди, происходит восстановление оксида меди до чистой меди с выгоранием кислорода. Оксид меди выбран по причине малой отражательной способности лазерного излучения. Введение мягкой фазы (Al, Cu, V и др.) широко используется при лазерной и плазменной наплавке. Эти элементы способствует релаксации напряжений, возникающих в наплавляемых покрытиях.

На рис. 2 представлены зависимости скорости скольжения от давления на образец при испытании на машине трения МТУ-01. Введение в шихту порошка ФБХ6-2 нанопорошка оксида меди приводит к повышению задиростойкости покрытия в 1,5 – 2 раза при ступенчатом изменении скорости скольжения 0,1–1,1 м/с и давления в пределах 1–4 МПа.

Для покрытия с добавлением нанопорошка оксида меди, скорость скольжения при которой наступает заедание выше в 1,2-3,3 раза, чем для цементованного образца в зависимости от концентрации оксида меди в шихте и контактного давления.

Интенсивности изнашивания для образцов, наплавленных порошком ФБХ6-2, с различными концентрациями оксида меди представлены в таблице 1.

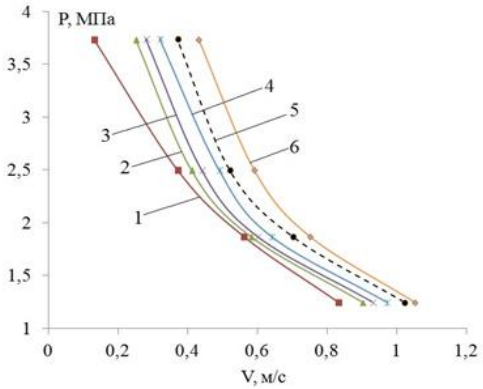


Рис. 2. **Зависимость нагрузки заедания от скорости скольжения в паре трения (наплавленный слой на стали 20 – сталь ШХ15) : 1-цементация; 2- ФБХ6-2; 3-ФБХ6-2+3%CuO; 4 - ФБХ6-2+5%CuO; 5 - ФБХ6-2+7%CuO; 6 - ФБХ6-2+9%CuO**

Установлено, что с ростом концентрации оксида меди в шихте задиростойкость увеличивается, а интенсивность изнашивания до концентрации оксида меди 7% снижается, и возрастает при концентрации 9%.

Таблица 1**. Интенсивность изнашивания образцов**

Исследуемый образец	Интенсивность изнашивания I
Цементация	$7{,}28 \cdot 10^{-9}$
ПГ-ФБХ6-2	$6{,}97 \cdot 10^{-9}$
ПГ-ФБХ6-2+3%CuO	$6{,}45 \cdot 10^{-9}$
ПГ-ФБХ6-2+5%CuO	$5{,}25 \cdot 10^{-9}$
ПГ-ФБХ6-2+7%CuO	$5{,}11 \cdot 10^{-9}$
ПГ-ФБХ6-2+9%CuO	$6{,}07 \cdot 10^{-9}$

Зависимости интенсивности изнашивания и нагрузки заедания от концентрации оксида меди представлены на рисунке 3.

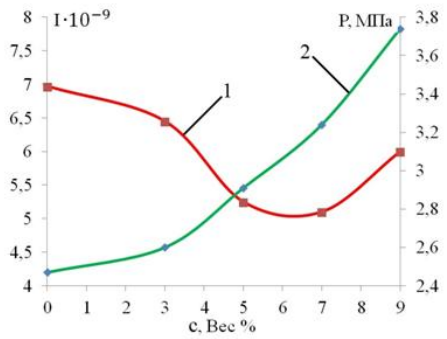
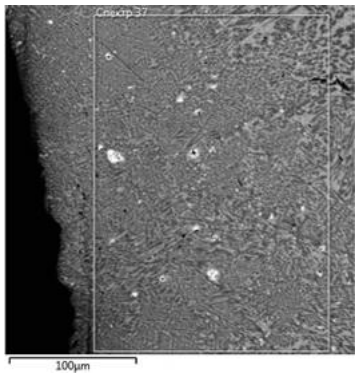


Рис.3. **Зависимости интенсивности изнашивания и нагрузки заедания от концентрации оксида меди при скорости скольжения 0,5 м/с: 1 – интенсивность изнашивания, 2 – нагрузка заедания**

На рис. 4 представлены фотографии микрошлифов наплавленных слоев порошком ПГ-ФБХ6-2 с добавлением нано порошка оксида меди, полученных с помощью сканирующего электронного микроскопа (СЭМ).

Установлен элементный состав в верхней части наплавленного слоя Fe–50,13%, Cr–33,66%, C–8,46%, Cu–3,63%, Mn–1,89%, Si–1,21%, O–1,02% (рис. 4 а). В составе структуры белые зоны представляют агломераты меди размером от 1 до 10 мкм, и общее их содержание 1,4% от содержания в шихте. Элементный состав зоны сплавления с основным металлом (рис. 4,б) представлен в таблице 2.



а



б

Рис. 4. **Микроструктуры (СЭМ) наплавленного слоя ФБХ6-2+5%CuO: а – верхний наплавленный слой; б - зона сплавления с основным металлом**

Таблица 2. **Элементный состав зоны сплавления ПГ-ФБХ6-2+5%CuO с основой**

Номер спектра	Содержание элемента, вес.%.						
	C	O	Si	Cr	Mn	Fe	Cu
38	4,14	2,45	0,64	1,04	4,49	15,56	71,67
39	4,42	0,84	0,26	2,35	3,01	5,21	83,9
40	4,64	1,49	0,33	2,48	3,54	4,26	81,26
41	4,78	1,12	1,26	34,21	1,79	53,44	3,4
42	4,87	1,15	1,13	19,77	1,38	67,9	3,8
43	0,21	0,9	0,73	0,24	0,57	97,87	0,12

Белые зоны (спектры 38, 39, 40) представляют агломераты меди размером до 10 мкм. Зона сплавления с основным металлом (спектр 42) содержит 3,4% меди, что свидетельствует о равномерном распределении меди от поверхности до основного металла.

Выводы

Установлено, что присутствие меди в наплавленных слоях повышает скорость скольжения, при которой развивается задир до 3,3 раза и интенсивность изнашивания до 30% по сравнению с цементованным образцом.

При высокочастотном сканировании луча производительность процесса наплавки в 1,3–1,9 раза выше, чем без сканирования луча.

Введение нано порошка оксида меди в состав шихты на основе порошка ФБХ6-2 повышает задиростойкость наплавленных покрытий в 1,5–2 раза.

[1] Stepanova N.V., Razumakov A.A. The effect of doping with copper and aluminium on structure, mechanical and friction properties of steel // Proceedings of the 8th International Forum on Strategic Technology (IFOST–2013), 28 June–1 July, Mongolian University of Science and Technology.– Ulaanbaator, Mongolia: IEEE organized. 2013. Vol. 2. – P. 240–242.

[2] Головин Е.Д., Кузнецов В.А., Кумар В., Попелюх П.А., Степанова Н.В. Влияние меди на антифрикционные свойства серых чугунов // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты) 2012. № 1 (54). С. 81–84.

[3] Stepanova N.V., Razumakov A.A., Lozhkina E.A. Structure and mechanical properties of Cu–alloyed cast iron // Applied Mechanics and Materials. 2014. Vol. 682. P. 178–182.

[4] Influence of Surfactants on the Structure and wear resistance of copper alloyed hypereutectoid steel / N. Stepanova, A. Razumakov, E. Lozhkina, I. Zhil'tsov, V. Kuznetsov // Advanced Materials Research. 2014. Vol. 1040. P. 53–58. – doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.1040.53.

[5] Sil'man G.I., Kamynin V.V., Tarasov A.A. Effect of copper on structure formation in cast iron // Metal Science and Heat Treatment. 2003. Vol. 45, iss. 7. – P. 254–258. – doi: 10.1023/A:1027320116132.

[6] Chairuangsri T., Edmonds D.V.The precipitation of copper in abnormal ferrite and pearlite in hypereutectoid steels // Acta Materialia. 2000. Vol. 48, iss. 15. – P. 3931–3949. – doi:10.1016/S1359-6454(00)00176-2.

[7] Cao L., Wu S., Liu B. On the Cu precipitation behavior in thermo mechanically embrittlement processed low copper reactor pressure vessel model steel // Materials and Design. 2013. Vol. 47. P. 551–556. – doi: 10.1016/j.matdes.2012.12.055.

[8] Fourlaris G., Baker A.J., Papadimitriou G.D. Microscopic characterisation of ε–Cu interphase precipitation in hypereutectoid Fe–C–Cu alloys // Acta Metallurgica et Materialia. 1995. Vol. 43. P. 2589–2604. - doi:10.1016/09567151(94)00474-V.

[9] Chairuangsri T., Edmonds D.V.Abnormal ferrite in hypereutectoid steels // Acta Materialia. 2000. Vol. 48, iss. 7. – P. 1581–1591. – doi: 10.1016/S1359-6454(99)00442-5.

[10] Степанова Н. В., Батаев А.А., Ситников А.А., Осколкова Т. Н. Износостойкость заэвтектоидной стали, легированной медью и алюминием // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты) 2015. № 4 (69). С. 72–79.

[11] Бирюков В.П., Дозоров А.В. Лазерные системы для упрочнения, наплавки деталей и точного раскроя листового материала // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006. № 1. С. 60–66.

[12] Пат. 2607278 Российская Федерация, МПК C23C 4/06. Состав шихты для шликерных покрытий / В.П. Бирюков, Э.Г. Гудушаури, Д.Ю. Татаркин, А.А. Фишков, О.Н. Чурляева; опубл. 10.01.2017. Бюл. № 1.

[13] Евдокимов Ю.А., Колесников В.И., Тетерин А.И. Планирование и анализ экспериментов при решении задач трения и износа. М: Наука. 1980. – 226 с.

О КРИТЕРИЯХ РАБОТОСПОСОБНОСТИ РОЛИКОВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

Блинов Д.С.

E-mail: dmitriyblinov@mail.ru

МГТУ им. Н.Э. Баумана, г. Москва, Россия.

В настоящее время в машиностроении широко применяются перспективные роликовинтовые механизмы, которые выходят из строя из-за износа винтовых поверхностей деталей, но рассчитываются по усталостному выкрашиванию. В работе доказывается, что износостойкость является основным критерием работоспособности этих механизмов, и приведены результаты уже выполненных этапов работы.

Ключевые слова: роликовинтовой механизм, виток резьбы, сила, скорость скольжения, износ.

ABOUT PERFORMANCE CRITERIA OF ROLLER-SCREW MECHANISMS

Blinov D.S.

Currently, machine building industry widely uses roller-screw mechanisms, which failures are due to wear of screw surfaces of parts but which are designed based on fatigue spalling. The paper proves that wear resistance is the main performance criterion for these mechanisms, and contains the results of work stages already completed.

Keywords: roller-screw mechanism, thread turn, force, speed of sliding, wear.

Введение. Основными тенденциями развития машиностроения являются: повышение нагрузочной способности, точности, КПД, быстродействия, надежности и долговечности.

Рассмотрим, как в соответствие с указанными тенденциями развивались винтовые механизмы, которые относятся к передаточным механизмам, преобразующим вращательное движение в поступательное. Уже несколько тысячелетий известна передача винт-гайка скольжения, которая имеет целый ряд достоинств, но обладает и многими недостатками [1]. Важнейшим из них является низкий КПД, из-за которого требуется мощный и большой по габаритам двигатель. Потерянная мощность превращается в тепло, а тепловыделения могут привести к целому ряду негативных явлений. Эту передачу нельзя использовать при высоких скоростях и ускорениях выходного звена. Она имеет низкий ресурс и т.д.

Для преодоления этих недостатков был изобретен шариковинтовой механизм (ШВМ), в котором реализуется трение качения с КПД около 90% [1]. В ШВМ шарики возвращаются в исходное положение по каналу возврата, что ограничивает быстроходность этого механизма. Кроме того, нагрузочная способность и осевая жесткость ШВМ невелики из-за малого числа контактирующих шаров.

Желание повысить нагрузочную способность, осевую жесткость и быстроходность привело к разработке роликовинтовых механизмов (РВМ), которые на сегодняшний день являются наиболее перспективными преобразователями вращательного движения в поступательное [1, 2]. Они по основным параметрам значительно превосходят ШВМ, не уступая эти механизмам по другим параметрам. РВМ превосходят ШВМ: по нагрузочной способности в 3 раза, по ресурсу в 20 раз, по осевой жесткости в 2 и более раз, по быстродействию в 2-3 раза и т.д. [2].

Конструкции РВМ. Эти механизмы имеют достаточно большое количество конструкций и исполнений [2], что также является дополнительным достоинством РВМ, так как можно выбрать наиболее рациональную конструкцию для заданных исходных данных.

На практике чаще других применяются две конструкции планетарных роликовинтовых механизмов (ПРВМ) с длинным винтом [2]: ПРВМ с цельной гайкой (с осевыми зазорами между витками резьбовых деталей); беззазорный ПРВМ со сборной гайкой.

На рис. 1 показан общий вид ПРВМ с цельной гайкой.

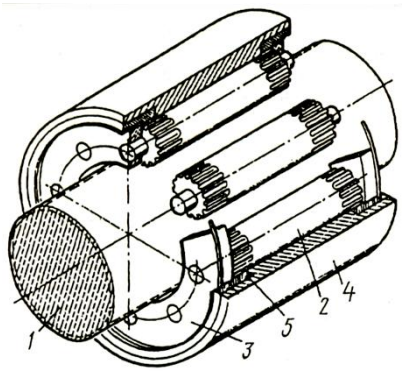


Рис. 1. **ПРВМ с цельной гайкой.**

Он состоит из многозаходного винта 1, резьбовых роликов 2 (чаще всего однозаходных), на торцовых шейках которых установлены сепараторы 3, многозаходной гайки 4. Для синхронизации работы роликов и предотвращения их самопроизвольного вывинчивания ролики дополнительно соединены с гайкой двумя зубчатыми зацеплениями.

Для этого на каждом ролике около его торцов прямо по резьбе выполнены наружные зубчатые венцы, которые зацепляются с внутренними зубчатыми венцами втулок 5, закрепленных в отверстии гайки (см. рис. 1) или ее корпуса.

Витки резьбы каждого ролика по одной образующей сопрягаются с витками винта, а по противоположной образующей – с витками гайки. В ПРВМ с цельной гайкой между сопрягаемыми витками резьбы винта и роликов, роликов и гайки имеются боковые зазоры, без которых невозможно собрать передачу. Из-за этих зазоров передача имеет осевой люфт, снижается ее точность и жесткость при малых и средних нагрузках. По сравнению с другими конструкциями ПРВМ механизм с цельной гайкой имеет более простую конструкцию и сборку и обладает наибольшей нагрузочной способностью.

При вращении винта механизма гайка по направляющей (не показана на рис. 1) совершает поступательное движение вдоль оси винта, а ролики, перемещаясь вместе с гайкой, совершают планетарное движение: вместе с сепараторами все ролики вращаются вокруг оси винта; каждый ролик вращается вокруг собственной оси. Возможно и обратное движение.

История вопроса. В ШВМ шары при работе перекатываются по винтовым канавкам винта и гайки. Поэтому фирмы-изготовители этих механизмов предложили по аналогии с подшипниками качения рассчитывать ШВМ по статической и динамической грузоподъемности, считая основным критерием работоспособности ШВМ усталостное выкрашивание.

Освоив производство ПРВМ, фирмы-изготовители предложили также по аналогии с подшипниками качения рассчитывать эти механизмы по статической и динамической грузоподъемности, то есть основным критерием работоспособности ПРВМ также предложено считать усталостное выкрашивание. Такая аналогия основывается на следующем. Совершая планетарное движение, ролики перекатываются по виткам резьбы гайки и винта, практически без скольжения. Профиль витка ролика радиусный с центром на его оси. Это позволило привести ролик к эквивалентным, наложенным друг на друга, шарам, число которых равно количеству витков ролика вдоль образующей, см. рис. 2.

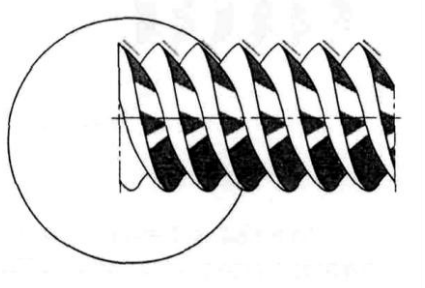


Рис. 2. **Приведение витка ролика к эквивалентному шару**

Как показывает кинематический расчет, эквивалентный шар обкатывается по витку гайки, а в точке контакта с витком винта он имеет практически равные скорости [2]. То есть для одного ряда шаров аналогом является упорно-радиальный подшипник с углом контакта 45° и количеством шаров равным числу роликов. Отсюда, если считать изготовление деталей ПРВМ абсолютно точным, то ролики можно рассматривать, как наложенные друг на друга приведенные шары, которые перекатываются по виткам винтовых канавок винта и гайки.

Обоснование износостойкости в качестве основного критерия работоспособности ПРВМ.

1. На это указывает КПД ПРВМ, значения которого чаще всего находятся в диапазоне 80-88% для механизмов с боковыми зазорами между сопрягаемыми витками резьбовых деталей. В отличие от подшипников качения теряется большая мощность, которая идет на преодоление трения скольжения на площадках контакта сопрягаемых витков резьбовых деталей ПРВМ. Это объясняется тем, что: осевая сила в ПРВМ передается через большое количество (измеряется сотнями) сопрягаемых витков; в ПРВМ резьбовые детали имеют осевое относительное перемещение; в точках площадок контакта, находящихся под действием давления, имеются скорости скольжения; резьбовые детали изготовлены с погрешностями; начальная точка контакта винта и ролика, а значит и площадка контакта при приложении нагрузки смещена относительно плоскости, проходящей через оси этих деталей [2].

2. Это подтверждают результаты измерений профилей резьбы деталей ПРВМ типоразмера 48 × 8 ($d_{2р}$ = 48 мм – средний диаметр резьбы винта, P_h = 8 мм – линейное перемещение выходного звена за 1 оборот входного) [3], которыми оснащались на автозаводах сварочные роботы. Длина резьбовой части винта в 10 раз превышала длину резьбы гайки. Измерения были выполнены на высокоточном сертифицированном приборе Form Talysurf со встроенной ЭВМ (фирма-производитель Taylor Hobson, Великобритания). Если ролики до начала эксплуатации имели выпуклый профиль, очерченный дугой окружности, то после начального периода эксплуатации в средней по высоте витка части образовался в результате износа прямолинейный участок, длина которого $L_{прям}$, см. рис. 3.

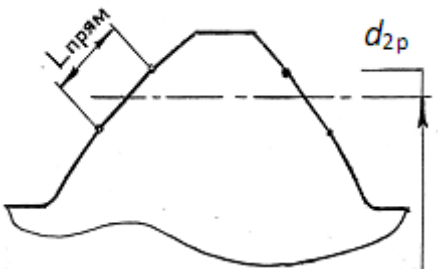


Рис. 3. **Профиль витка ролика после начального периода эксплуатации**

В процессе эксплуатации ПРВМ происходит увеличение длины $L_{прям}$ прямолинейного участка витков роликов, что также свидетельствует о том, что это происходит в результате износа.

3. Это подтверждает опыт эксплуатации беззазорных ПРВМ, в которых, кроме выборки зазоров между резьбовыми деталями, для повышения жесткости и точности механизма создается сжимающая эти детали сила (сила преднагрузки). Величина силы преднагрузки контролируется по крутящему моменту холостого хода. В процессе эксплуатации, контролируя момент холостого хода, выявлено его постепенное снижение, причиной которого является износ сопрягаемых резьбовых поверхностей деталей ПРВМ. Если момент холостого хода снизился ниже допустимой границы, то такой ПРВМ переналаживают.

4. Это подтверждает производственный опыт на АО «Москвич». Обследовались ПРВМ, отслужившие в составе сварочных роботов свой ресурс и вышедшие из строя. Следов усталостного выкрашивания на резьбовых поверхностях деталей механизмов обнаружено не было, а величины $L_{ПРЯМ}$ были значительно больше, чем после начального периода эксплуатации.

Практически все отказы, не считая случайных, прямо или косвенно являются следствием износа резьбовых поверхностей деталей ПРВМ. Например, заклинивание ПРВМ из-за того, что износились отверстия в сепараторах, разделяющих ролики, и последние перекосились и заклинили механизм. Износ отверстий в сепараторах стал возможным из-за того, что износились резьбовые поверхности деталей ПРВМ, и между роликами и винтом с гайкой образовались зазоры, в пределах которых ролики под действием нагрузки стали поворачиваться. При этом шейки роликов стали образовывать с отверстиями сепараторов подшипники скольжения с кромочными контактами.

Перспективы разработки методики расчета ПРВМ на износостойкость.

В настоящее время ПРВМ по аналогии с подшипниками качения рассчитываются по статической и динамической грузоподъемности. Это позволяет только выбрать типоразмер механизма для заданных условий эксплуатации.

Так как эти расчеты не соответствуют реальности, то они не позволяют получить ответы на целый ряд вопросов. Только расчеты ПРВМ на износостойкость позволят прогнозировать:

– изменение формы и размеров сопрягаемых резьбовых поверхностей деталей ПРВМ в зависимости от нагрузки, кинематических параметров и числа циклов нагружения витков резьбы винта, роликов и гайки;

– изменение осевого люфта ПРВМ с цельной гайкой во времени;

– изменение осевой жесткости ПРВМ во времени;

– изменение точности ПРВМ во времени;

– изменение допускаемой статической и динамической нагрузки ПРВМ во времени (из-за износа меняются размеры площадок контакта сопрягаемых витков резьбовых деталей механизма);

– изменение кинематических параметров (скоростей скольжения) в точках площадок контакта сопрягаемых витков ПРВМ во времени;

– изменение КПД ПРВМ во времени;

– снижение усилия преднагрузки во времени для беззазорных ПРВМ;

– срок работы ПРВМ до первой переналадки и между переналадками;

– ресурс работы ПРВМ с учетом переналадок и другое.

Целью исследования является разработка основ расчета планетарных роликовинтовых механизмов по реальному критерию работоспособности – износостойкости с учетом погрешностей изготовления их резьбовых деталей.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи.

1. Разработать математические модели ПРВМ для расчета параметров силового взаимодействия сопрягаемых витков резьбы деталей этих механизмов и параметров контактного взаимодействия (формы и размеров площадок контакта, контактных давлений) пары сопрягаемых витков винта и ролика, ролика и гайки.

2. Разработать методику расчета кинематических параметров при работе ПРВМ. В том числе, точек площадок контакта сопрягаемых витков деталей передачи, с целью оценки относительных скоростей в указанных точках.

3. Разработать методику расчета пути трения точек площадок контакта сопрягаемых витков деталей механизма.

4. Разработать методику расчета числа циклов нагружения витков резьбы деталей ПРВМ за полный ход гайки (рабочий ход + холостой ход).

5. На основе разработанных моделей и методик предложить трибологическую модель для расчета на износ деталей ПРВМ. Предполагается, что трибологическая модель будет базироваться на безразмерной величине интенсивности изнашивания, выборе элементного закона изнашивания, характеризующего механику разрушения материалов в трибоконтакте, и использовании величины предельно допустимого износа (для оценки ресурса работы передачи).

6. Разработать компьютеризированный испытательный стенд, позволяющий одновременно измерять основные параметры ПРВМ, и оснащенный электродвигателем постоянного тока, позволяющим программно управлять кинематическими параметрами ПРВМ.

7. Разработать программу испытаний опытных образцов ПРВМ и методики проведения экспериментов.

8. Выполнить экспериментальные исследования опытных образцов ПРВМ.

9. Выполнить математическую обработку данных метрологических и экспериментальных исследований, проанализировать полученные результаты.

10. Наложить данные экспериментальных исследований на данные теоретических исследований и разработать основы расчета ПРВМ на износостойкость.

Следует отметить, что хотя из-за износа, по различным данным, выходят из строя от 70% до 85% изделий, количество конструкций, которые рассчитываются на износостойкость, неоправданно мало. Объясняется это, во-первых, сложностью методов и методик расчета конструкций на износостойкость, во-вторых, большим объемом экспериментальных исследований, для которых требуется высокоточная измерительная техника и большие временные затраты. Поэтому в данной работе перечислены только некоторые выполненные разделы разрабатываемой методики.

Выполненные исследования ПРВМ с цельной гайкой для разработки методики расчета на износостойкость.

1. Разработана методика кинематического расчета ПРВМ [4, 5], позволяющая определить скорости скольжения в точках площадок контакта сопрягаемых витков деталей механизма.

2. Разработана методика расчета параметров контактного взаимодействия сопрягаемых витков резьбовых деталей ПРВМ [6-8], позволяющая определить эпюры контактных давлений на площадках контакта сопрягаемых витков.

3. Разработана методика расчета числа циклов нагружения витков резьбы деталей ПРВМ [9], позволяющая определить количество циклов нагружения витков гайки и роликов, а также витков винта, расположенных вдоль его оси, см. рис. 4.

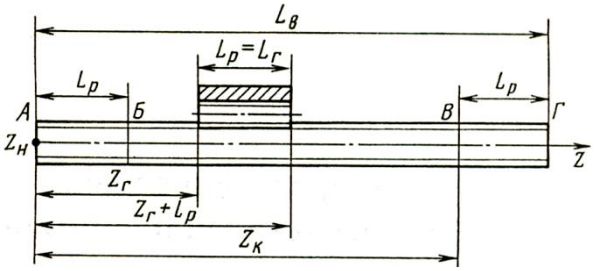


Рис. 4. **Схема перемещения деталей ПРВП с цельной гайкой вдоль оси *Z* винта**

На рис. 4: $L_в$, $L_г$ и $L_р$ – длина резьбовой части винта, гайки и ролика;
$Z_н$, $Z_к$ и $Z_г$ – начальная, конечная и произвольная координата выходного звена (гайки) ПРВМ.

Как видно из рис. 4, все витки ролика и гайки при перемещении последней из начального положения в конечное будут иметь одинаковое число циклов нагружения. Витки винта на его участке БВ также будут иметь одинаковое число циклов нагружения, а на участках АБ и ВГ – различное. Получены формулы по определению числа циклов нагружения витков всех деталей ПРВМ в зависимости от длин резьбовых участков его деталей.

4. Резьбовые детали ПРВМ планируется во время испытаний периодически подвергать метрологическому контролю, после которого надо обрабатывать его многочисленные результаты. Для этого разработаны математическое обеспечение и программы для ЭВМ, на которые получены свидетельства о государственной регистрации программ в ФИПСе РФ [10-13].

Имеются наработки по созданию испытательного стенда и проведению ресурсных испытаний [14, 15].

[1] Детали машин. Учебник. / Под ред. О.А.Ряховского. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 2014. 472 с.

[2] Блинов Д.С. Планетарные роликовинтовые механизмы. Конструкции, методы расчетов / Под ред. проф. О.А. Ряховского. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 2006. 222 с.

[3] Способ измерения профилей резьб роликов планетарных ролико-винтовых передач и обработка результатов / Д.С. Блинов, О.А. Ряховский, П.А. Соколов и др. // Вестник машиностроения. – 1998, № 7, 26-29.

[4] Кинематика планетарных роликовинтовых механизмов / П.А. Соколов, О.А. Ряховский, Д.С. Блинов и др. // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Машиностроение. – 2005, № 1, 3–14.

[5] Скорость скольжения в точке сопряжения винта и ролика в планетарной ролико-винтовой передаче / О.А. Ряховский, Д.С. Блинов, Ю.Д. Плешаков и др. // Вестник машиностроения. – 2000, № 8, 8–10.

[6] Блинов Д.С. Разработка методики расчета напряжений в местах контакта витков резьбовых деталей планетарных роликовинтовых передач // Справочник. Инженерный журнал. – 2003, № 8, 33-40.

[7] Блинов Д.С. Результаты расчетов на контактную прочность резьбовых деталей планетарных роликовинтовых передач. // Справочник. Инженерный журнал. – 2003, № 10, 29–34.

[8] Блинов Д.С. Разработка модели взаимодействия витков резьбы деталей планетарных ролико-винтовых передач. // Справочник. Инженерный журнал. – 2011, № 2, 22-33

[9] Блинов Д.С. Определение числа циклов нагружения витков резьбы деталей планетарных роликовинтовых передач // Справочник. Инженерный журнал. – 2003, № 7, 19–25.

[10] Блинов Д.С., Морозов М.И., Анисимов П.Д. Математическое и программное обеспечение для обработки результатов метрологических измерений деталей роликовинтовой передачи / Электронный журнал «Наука и образование: электронное научно-техническое издание» МГТУ им. Баумана. – 2015, № 1, 12-21.

[11] Блинов Д.С., Морозов М.И., Анисимов П.Д. Программа обработки результатов измерения на контурографе профиля треугольной или трапецеидальной резьбы, заданного точками / Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2015612274. Бюл. № 3, 20.03.2015 г.

[12] Анисимов П.Д., Блинов Д.С., Леонтьев С.К. и др. Программа обработки результатов измерения на контурографе резьбы с профилем витков, очерченных с двух сторон радиусом окружности / Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2015618732, Бюл. № 9, 20.09.2015 г.

[13] Анисимов П.Д., Блинов Д.С., Леонтьев С.К. и др. Программа преобразования осей координат для анализа результатов измерения на контурографе профиля резьбы / Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2015618733, Бюл. № 9, 20.09.2015 г.

[14] Блинов Д.С., Морозов М.И. Экспериментальные исследования безгаечной роликовинтовой передачи (Материальное обеспечение) / ж. Справочник. Инженерный журнал. – 2017, № 10, 11-18.

[15] Блинов Д.С., Морозов М.И. Экспериментальные исследования безгаечной роликовинтовой передачи (Результаты исследований) / Справочник. Инженерный журнал. – 2018, № 4, 18-27.

ЧИСЛЕННАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ АЛГОРИТМА УЗАВЫ ДЛЯ РЕШЕНИЯ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНТАКТНЫХ ЗАДАЧ С ТРЕНИЕМ

Бобылев А.А.

E-mail: abobylov@gmail.com

Московский государственный университет имени М. В. Ломоносова, Москва, Россия.

Рассмотрена контактная задача теории упругости с законом трением Амонтона. Получена вариационная формулировка в виде задачи отыскания седловой точки лагранжиана. Для решения задачи предложен вариант алгоритма Узавы с переменным шагом. Для дискретизации задачи используется гранично-элементный подход.

Ключевые слова: контактная задача, трение, вариационная формулировка, алгоритм Узавы.

A NUMERICAL IMPLEMENTAION OF THE UZAWA ALGORITHM FOR THREE-DINENSIONAL CONTACT PROBLEMS WITH FRICTION

Bobylev A.A.

A contact problem of the elasticity theory with Amontons' law of friction is considered. A variational formulation in the form of a saddle point problem for the Lagrangian is obtained. A variant of the Uzawa algorithm with a variable step size is proposed to solve the problem. The boundary-element approach is used to discretize the problem.

Keywords: contact problem, friction, variational formulation, Uzawa algorithm.

Контактные задачи с трением являются нелинейными задачами вследствие наличия в их постановке граничных условий в виде неравенств [1]. Один из возможных подходов к решению этого класса задач основан на использовании их вариационных формулировок [2]. Выбор алгоритма для численной реализации вариационного метода определяется видом вариационной формулировки задачи. При использовании для учета ограничений в виде неравенств множителей Лагранжа вариационная задача состоит в отыскании седловой точки соответствующего лагранжиана. Для решения этой задачи, как правило, используется алгоритм Узавы [3-5]. Применение алгоритма Узавы позволяет свести решение исходной контактной задачи с заранее неизвестными областями сцепления и проскальзывания к решению последовательности задач с заданными относительными тангенциальными смещениями контактирующих тел, для численного решения которых могут быть использованы различные численные методы, например, метод граничных элементов [3].

Теоретическая сходимость алгоритма Узавы с постоянным параметром подробно исследована в литературе, получены оценки для выбора значения параметра, обеспечивающего сходимость алгоритма [4-5]. Однако при практическом использовании алгоритма Узавы выбор параметра производится преимущественно путем подбора, причем скорость сходимости алгоритма существенно зависит от выбранного значения параметра.

Целью настоящей работы является разработка алгоритма выбора последовательности значений параметра, обеспечивающей сходимость алгоритма Узавы при решении пространственных контактных задач теории упругости с трением независимо от выбора начального значения параметра. Ранее в работах автора [6-7] был предложен вариант алгоритма Узавы с переменным параметром для решения контактных задач с односторонними связями при отсутствии трения.

Постановка задачи

Рассмотрим два упругих несогласованных по форме тела, которые в недеформированном состоянии соприкасаются в точке O. Будем считать контактирующие тела достаточно гладкими. Примем точку O за начало декартовой системы координат $Ox_1x_2x_3$. Ось Ox_3 выберем таким образом, чтобы она совпадала с общей нормалью к поверхностям тел в точке O, а плоскость Ox_1x_2, которую будем обозначать Γ, являлась касательной к обеим поверхностям. Обозначим через Γ_c проекцию на Γ зоны возможного контакта тел. Предполагается, что область Γ_c является выпуклой с кусочно-гладкой границей класса C^1, размеры Γ_c много меньше радиусов кривизны тел в точке O и каждое из контактирующих тел может рассматриваться как упругое полупространство.

Под действием внешних сил и моментов происходит фактический контакт упругих тел по площадке, проекцию которой на плоскость Γ обозначим Γ_0, причем $\bar{\Gamma}_0 \subset \Gamma_c$. На площадке фактического контакта действуют нормальные напряжения σ_{33} и касательные усилия $\boldsymbol{\tau}(\tau_{13},\tau_{23})$, обусловленные трением. Если рассматриваемые тела имеют одинаковые упругие свойства и являются однородными и изотропными, то контактная задача с трением расщепляется на две независимые задачи: задачу определения

нормальных напряжений σ_{33} и задачу определения касательных усилий $\boldsymbol{\tau}$ [8]. Будем считать известными форму и размеры области Γ_0, а также распределение нормальных напряжений σ_{33}. Далее рассмотрим лишь задачу определения касательных усилий $\boldsymbol{\tau}$.

Распределение сил трения по площадке контакта описывается законом трения Амонтона [8], связывающем касательные усилия и скорости взаимных смещений точек поверхностей соприкасающихся тел. В общем случае необходимо рассматривать процесс изменения контактных усилий и взаимных смещений тел, зависящий от истории нагружения. Далее будем считать, что внешние силы, приложенные к контактирующим телам, изменяются пропорционально одному общему параметру. В этом случае при формулировке закона трения вместо скоростей перемещений можно использовать сами перемещения [2]:

$$|\boldsymbol{\tau}| < f|\sigma_{33}| \quad \Rightarrow \quad \boldsymbol{U}_\tau = 0, \qquad (1)$$

$$|\boldsymbol{\tau}| = f|\sigma_{33}| \quad \Rightarrow \quad \boldsymbol{U}_\tau / |\boldsymbol{U}_\tau| = -\boldsymbol{\tau}/|\boldsymbol{\tau}|, \qquad (2)$$

где f – коэффициент трения; $\boldsymbol{U}_\tau = \boldsymbol{U}_\tau^{(1)} - \boldsymbol{U}_\tau^{(2)}$ – относительное тангенциальное смещение соответствующих точек контактирующих тел, имеющее компоненты (U_{13}, U_{23}); $|\boldsymbol{\tau}| = (\tau_{13}^2 + \tau_{23}^2)^{1/2}$.

Поля смещений тел представляют собой сумму $\boldsymbol{U}^{(i)} = \boldsymbol{V}^{(i)} + \boldsymbol{u}^{(i)}$, где $\boldsymbol{V}^{(i)}$ – смещения тела как жесткого целого, $\boldsymbol{u}^{(i)}$ – упругие смещения, $i = 1,2$. Будем считать, что смещения $\boldsymbol{V}^{(i)}$ заданы, а упругие смещения $\boldsymbol{u}^{(i)}$ и соответствующие им деформации малы. Тангенциальные компоненты относительных упругих смещений $\boldsymbol{u}_\tau = \boldsymbol{u}_\tau^{(1)} - \boldsymbol{u}_\tau^{(2)}$ связаны с касательными усилиями $\boldsymbol{\tau}$ интегральным оператором

$$\boldsymbol{u}_\tau(x_1, x_2) = \int_{\Gamma_0} \boldsymbol{G}(x_1, x_2, \xi_1, \xi_2)\boldsymbol{\tau}(\xi_1, \xi_2)\, d\xi_1 d\xi_2, \qquad (3)$$

где $\boldsymbol{G}(x_1, x_2, \xi_1, \xi_2)$ – матрица размером 2×2, элементы которой соответствуют компонентам решения Буссинеска-Черрути о действии сосредоточенной касательной силы на поверхности упругого полупространства [8].

Задача состоит в нахождении касательных усилий $\boldsymbol{\tau}(\tau_{13}, \tau_{23})$ и тангенциальных относительных упругих смещениях $\boldsymbol{u}_\tau(u_{13}, u_{23})$, удовлетворяющих соотношениям (1)-(3) при заданных предельных значениях касательных усилий $g(x_1, x_2) = f|\sigma_{zz}(x_1, x_2)|$ и заданных относительных тангенциальных смещениях $\boldsymbol{V}_\tau = \boldsymbol{V}_\tau^1 - \boldsymbol{V}_\tau^2$ тел как жестких целых. Подчеркнем, что границы областей сцепления Γ_1 и проскальзывания Γ_2, в которых выполняются соответственно соотношения (1) и (2), априори неизвестны и подлежат определению в процессе решения задачи.

Вариационная формулировка задачи

Для решения задачи (1)-(3) используется вариационный подход. Будем считать, что касательные усилия $\boldsymbol{\tau}(\tau_{13}, \tau_{23})$ являются элементами функционального пространства $H \equiv H_{00} \otimes H_{00}$, где H_{00} – подпространство пространства $H^{-1/2}(\Gamma)$

$$H_{00} = \left(q \in H^{-1/2}(\Gamma) : supp\, q \subset \bar{\Gamma}_0\right).$$

Образуем множество касательных усилий, удовлетворяющих условиям (1)-(2)

$$Q = \{\boldsymbol{q}(q_{13}, q_{23}) \in H : |\boldsymbol{q}|^2 - g^2 \le 0\}.$$

При этом будем предполагать, что выполняются условия

$$g \in H_{00}, \ \|g\|_{H^{-1/2}(\Gamma)} < C = const. \qquad (4)$$

Далее канонические билинейные формы, спаривающие пространства $H^{1/2}(\Gamma)$ и $H^{-1/2}(\Gamma)$, $[H^{1/2}(\Gamma)]^2$ и $[H^{-1/2}(\Gamma)]^2$, $L^1(\Gamma)$ и $L^\infty(\Gamma)$ будем обозначать одинаково $<\cdot,\cdot>$, так как, вообще говоря, путаница здесь исключена.

Введем билинейную $a(\cdot,\cdot): H \otimes H \to R$ и линейную $b(\cdot): H \to R$ формы

$$a(\boldsymbol{\tau}, \boldsymbol{q}) = <\boldsymbol{u}_\tau(\boldsymbol{\tau}), \boldsymbol{q}>, \quad b(\boldsymbol{q}) = -<\boldsymbol{V}_\tau, \boldsymbol{q}>,$$

где $\boldsymbol{u}_\tau(\boldsymbol{\tau})$ – перемещения, определяемые по формуле (3); $\boldsymbol{V}_\tau$ – заданные относительные тангенциальные смещения тел как жестких целых.

Используя результаты работ [2, 4-5], можно показать, что справедливы следующие утверждения.

Утверждение 1. Пусть выполняются условия (4). Тогда решение $\boldsymbol{\tau}$ исходной задачи (1)-(3) удовлетворяет вариационному неравенству: найти элемент $\boldsymbol{\tau} \in Q$ такой, что

$$a(\boldsymbol{\tau}, \boldsymbol{q} - \boldsymbol{\tau}) - b(\boldsymbol{q} - \boldsymbol{\tau}) \ge 0 \quad \forall \boldsymbol{q} \in Q. \qquad (5)$$

Утверждение 2. Пусть выполняются условия (4) и $\boldsymbol{\tau}$ – решение вариационного неравенства (5). Тогда сумма смещений $\boldsymbol{V}_\tau$ тел как жестких целых и упругих смещений $\boldsymbol{u}_\tau(\boldsymbol{\tau})$, вычисленных по формуле (3), удовлетворяет (по крайней мере в обобщенном смысле) условиям (1)-(2).

Утверждение 3. Вариационное неравенство (5) эквивалентно следующей экстремальной задаче: найти элемент $\boldsymbol{\tau} \in Q$ такой, что

$$J(\boldsymbol{\tau}) = \inf_{\boldsymbol{q} \in Q} \left\{ J(\boldsymbol{q}) = \frac{1}{2} a(\boldsymbol{q}, \boldsymbol{q}) - b(\boldsymbol{q}) \right\}. \qquad (6)$$

Введем для функционала $J(\boldsymbol{q})$ возмущение типа Эрроу-Гурвица [2, 4]

$$\Psi(\boldsymbol{q}, p) = J(\boldsymbol{q}) + \chi(\boldsymbol{q}, p), \qquad (7)$$

где $\chi(\boldsymbol{q}, p)$ – индикаторная функция множества

$$K = \left\{ (\boldsymbol{q}, p) \in H \otimes L^1(\Gamma) : |\boldsymbol{q}|^2 - g^2 \le p \right\}.$$

Введем также множество

$$S = \left\{ s \in L^\infty(\Gamma) : \quad s \le 0 \right\}.$$

Можно показать [2, 4], что преобразование Юнга-Фенхеля-Моро возмущения (7) приводит к задаче отыскания седловой точки лагранжиана

$$L(\boldsymbol{\tau}, w) = \sup_{s \in S} \inf_{\boldsymbol{q} \in H} L(\boldsymbol{q}, s), \qquad (8)$$

где

$$L(\boldsymbol{q}, s) = J(\boldsymbol{q}) + \frac{1}{2} < g^2 - |\boldsymbol{q}|^2, s > . \qquad (9)$$

Учитывая, что $\forall q \in H$ функционал $s \to L(\boldsymbol{q}, s)$ дифференцируем по Гато и $\forall s \in S$ функционал $\boldsymbol{q} \to L(\boldsymbol{q}, s)$ дифференцируем по Гато, задача (8) эквивалентна системе

$$a(\boldsymbol{\tau}, \boldsymbol{q} - \boldsymbol{\tau}) - b(\boldsymbol{q} - \boldsymbol{\tau}) - < \boldsymbol{w}\boldsymbol{q}, \boldsymbol{q} - \boldsymbol{\tau} > = 0 \quad \forall \boldsymbol{q} \in Q, \qquad (10)$$

$$< g^2 - |\boldsymbol{q}|^2, s - w > \le 0 \quad \forall s \in S, \qquad (11)$$

где $\boldsymbol{w}(w, w)$ – векторная функция с равными друг другу компонентами w. Можно показать, что

$$w(x_1, x_2) = \boldsymbol{U}_\tau(x_1, x_2) / g(x_1, x_2), \qquad (12)$$

т. е. величина w представляет собой отношение относительного проскальзывания точек тел в направлении скольжения к предельному значению касательных усилий.

Метод решения

Для отыскания седловой точки $(\boldsymbol{\tau}, w)$ лагранжиана L применим итерационный алгоритм Узавы с переменным параметром ρ^n, на каждом шаге которого необходимо выполнить следующую последовательность действий:

1) зная w^n, определяем касательные усилия $\boldsymbol{\tau}^{n+1}$ как решение вариационного уравнения

$$a(\boldsymbol{\tau}^{n+1}, \boldsymbol{q} - \boldsymbol{\tau}^{n+1}) - b(\boldsymbol{q} - \boldsymbol{\tau}^{n+1}) - < \boldsymbol{w}^n \boldsymbol{\tau}^{n+1}, \boldsymbol{q} - \boldsymbol{\tau}^{n+1} > = 0;$$

$$\forall \boldsymbol{q} \in Q; \qquad (13)$$

2) зная касательные усилия $\boldsymbol{\tau}^{n+1}$ и значение параметра ρ^{n+1}, выполняем корректировку величины w^{n+1} по формуле

$$w^{n+1} = inf\left(0, w^n + \rho^{n+1}(g^2 - |\boldsymbol{q}|^2)\right). \qquad (14)$$

Проведенные вычислительные эксперименты по исследованию сходимости алгоритма Узавы с постоянным параметром $\rho^n = const$ показали, что существует оптимальное значение этого параметра ρ^*, при котором итерационный процесс будет сходиться за наименьшее число итераций. Если значение параметра будет меньше оптимального значения, то итерационный процесс будет сходиться, но скорость сходимости существенно снижается. При увеличении значения постоянного параметра происходит потеря сходимости итерационного процесса. Установлено также, что если итерационный процесс расходится, то последовательность разностей друг за другом следующих приближений величины w является знакочередующейся. С учетом этого предлагается следующий алгоритм выбора последовательности значений параметра ρ^n.

Пусть определено приближение $\boldsymbol{\tau}^n$ и значение параметра ρ^n. Используя (13)-(14), вычислим два последующих приближения $(\boldsymbol{\tau}^{n+1}, w^{n+1})$ и $(\boldsymbol{\tau}^{n+2}, w^{n+2})$, полагая $\rho^{n+2} = \rho^{n+1} = \rho^n$. Далее обозначим

$$\delta_{n+1} = w^{n+1}(x_1^*, x_2^*) - w^n(x_1^*, x_2^*)$$

где $(x_1^*, x_2^*) \in \Gamma_0$ – точка, в которой величина $g^2 - |\boldsymbol{q}|^2$ достигает наибольшего значения.

Если выполняется условие

$$\delta_{n+1} \cdot \delta_{n+2} \ge -\alpha \delta_{n+1}^2, \qquad (15)$$

где $0 < \alpha < 1$ – коэффициент сжатия итерационного процесса, то два очередных шага считаются удачными и итерационный процесс продолжается дальше. Если при этом левая часть неравенства (15) положительна, то значение параметра ρ можно увеличить, положив

$$\rho^{n+4} = \rho^{n+3} = \beta \rho^n, \qquad (16)$$

где β – коэффициент увеличения шага итерационного процесса.

Если условие (15) не выполняется, то необходимо повторить вычисление $(n+1)$-го и $(n+2)$-го приближений, положив

$$\rho^{n+2} = \rho^{n+1} = \gamma \rho^n, \qquad (17)$$

где γ – коэффициент уменьшения шага итерационного процесса.

В качестве критерия окончания итерационного процесса используется условие типа

$$\frac{1}{\rho^{n+2}} \sup_{(x_1, x_2) \in \Gamma_0} \left| \boldsymbol{\tau}^{n+2}(x_1, x_2) - \boldsymbol{\tau}^{n+1}(x_1, x_2) \right| \le$$

$$\le \varepsilon \sup_{(x_1, x_2) \in \Gamma_0} \left| \boldsymbol{\tau}^{n+2}(x_1, x_2) \right|, \qquad (18)$$

где ε – параметр, характеризующий погрешность приближенного решения.

На каждом шаге итерационного алгоритма Узавы необходимо решить вариационное уравнение (13). Несложно показать, что оно эквивалентно

интегральному уравнению

$$\boldsymbol{w}^{n}(x_1,x_2)\boldsymbol{\tau}^{n+1}(x_1,x_2)- \qquad (19)$$

$$-\int_{\Gamma_0}\boldsymbol{G}(x_1,x_2,\xi_1,\xi_2)\boldsymbol{\tau}^{n+1}(\xi_1,\xi_2)d\xi_1 d\xi_2=\boldsymbol{V}_{\tau}(x_1,x_2).$$

Для решения уравнения (19) можно применять различные численные методы. В настоящей работе используется гранично-элементный подход. Для дискретизации уравнения (19) применяются прямоугольные граничные элементы с постоянным распределением касательных усилий. Разрешающая система линейных алгебраических уравнений (СЛАУ) строится методом Бубнова-Галеркина. В этом случае её матрица A является симметричной положительно определенной квадратной матрицей, состоящей из $N\times N$ блоков размера 2×2, где N – общее количество граничных элементов. Для решения СЛАУ используется метод сопряженных градиентов, не требующий формирования матрицы A в явном виде. Достаточно лишь организовать эффективный расчет ее произведения на вектор.

В качестве расчетной области выбирается область Γ_c прямоугольной формы, содержащая область Γ_0. В области Γ_c строится равномерная сетка из $M_1\times M_2$ одинаковых прямоугольных элементов, общее количество граничных элементов равно $N=M_1\times M_2$. Ядро интегрального уравнения (19) является разностным, поэтому для вычисления произведения матрицы A на вектор в памяти ЭВМ достаточно хранить только прямоугольную матрицу, состоящую из $M_1\times M_2$ блоков, например, первой строки блочной матрицы A. Это позволяет в $4\times M_1\times M_2$ раз сократить затраты памяти, необходимой для хранения матрицы A, и эффективно распараллеливать вычисления по данным для использования графических процессоров.

Таким образом, разработанный вычислительный алгоритм представляет собой двойной итерационный процесс: внешний цикл – уточнение w в узлах гранично-элементной сетки по формуле (14) алгоритма Узавы, внутренний цикл – решение СЛАУ методом сопряженных градиентов. В качестве начального приближения при решении СЛАУ выбирается решение, полученное на предыдущей итерации внешнего итерационного цикла. Также исследованы возможности выполнения фиксированного количества итераций внутреннего итерационного процесса, т. е. построения вычислительного алгоритма типа Эрроу-Гурвица.

Анализ численных результатов

Разработанный вычислительный алгоритм реализован в виде отдельных модулей пакета прикладных программ для решения контактных задач. Для верификации вычислительного алгоритма и программного обеспечения в качестве тестовой рассматривалась задача с герцевским распределением нормальных напряжений [8]. Получены соответствующие распределения касательных усилий для различных направлений относительного сдвига контактирующих тел и различных соотношений размеров полуосей эллиптической площадки контакта.

Оптимальные значения параметров α, β и γ для предложенного вычислительного алгоритма определены путем вычислительных экспериментов.

Анализ полученных численных результатов показал, что итерационный процесс предложенного варианта алгоритма Узавы с переменным параметром ρ^n сходится независимо от выбора начального значения параметра ρ^0. В процессе итераций параметр ρ^n становится близким к оптимальному значению ρ^* итерационного процесса с постоянным параметром. При отклонении начального значения параметра ρ^0 от ρ^* скорость сходимости итерационного процесса снижается, однако не так сильно, как в случае итерационного процесса с постоянным параметром.

Выводы

Проведенные вычислительные эксперименты показали, что предложенный вариант алгоритма Узавы с переменным параметром может быть использован для решения контактных задач с законом трением Амонтона. При его практическом использовании не требуется проведения дополнительных вычислительных экспериментов для подбора значения параметра алгоритма Узавы, обеспечивающего приемлемую скорость сходимости вычислительного алгоритма.

Предложенный алгоритм может быть эффективно распараллелен для вычислений с использованием графических процессоров.

В дальнейшем разработанный вычислительный алгоритм может быть обобщен для учета истории нагружения при использовании закона трения Амонтона в скоростях, а также для задач с трением, описываемым двучленным законом Кулона.

[1] Горячева И.Г. Механика фрикционного взаимодействия. – М.: Наука, 2001.
[2] Кравчук А.С. Вариационные и квазивариационные неравенства в механике. – М.: МГАПИ, 1997.
[3] Кравчук А. С. О решении трехмерных контактных задач с трением // Прикладная математика и механика. – 2008, вып. 3, 485-496.
[4] Экланд И., Темам Р. Выпуклый анализ и вариационные проблемы. – М.: Мир, 1979.
[5] Гловински Р., Лионс Ж.-Л., Тремольер Р. Численное исследование вариационных неравенств. – М.: Мир, 1979.
[6] Бобылев А. А. Применение алгоритма Удзавы с переменным параметром в задачах теории упругости с односторонними связями // Вісник Дніпропетровського університету. Механіка. – 2004 (8), № 6, т. 1, 130-137.
[7] Бобылев А.А. Численная реализация двойственной гибридной вариационной формулировки контактных задач теории упругости с односторонними связями // Прикладні проблеми механіки і математики. – 2004, вип. 2, 141-147.
[8] Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. – М.: Мир, 1989.

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ И КИНЕТИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ЗОНЕ ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

Бойко М.В., Колесников В.И., Булгаревич С.Б.

E-mail: bulgarevich@rambler.ru

ФГБОУ ВО «Ростовский государственный университет путей сообщения», г. Ростов-на-Дону, Россия.

Детально рассмотрены термодинамические и кинетические аспекты физико-химических процессов в зоне фрикционного контакта с позиций механоактивации при трении скольжения и качения.

Ключевые слова: термодинамика, химическая кинетика, термодинамика неравновесных процессов, трение скольжения, трение качения, смазочные материалы.

THERMODYNAMIC AND KINETIC ASPECTS OF PHYSICAL-CHEMICAL PROCESSES IN THE FRICTION CONTACT ZONE

Boiko M.V., Kolesnikov V.I., Bulgarevich S.B.

The thermodynamic and kinetic aspects of physicochemical processes in the zone of friction contact from the viewpoint of mechanoactivation in sliding and rolling frictions.

Keywords: thermodynamics, chemical kinetics, thermodynamics of nonequilibrium processes, sliding friction, rolling friction, lubricants

В настоящее время особенно развиты теории трения, основанные на континуальных представлениях о свойствах трущихся тел и смазочной среды. Микроскопические представления чаще всего связаны с дислокационными структурами и их изменениями в трущихся телах. Что же касается остальных микроскопических представлений, то они, как правило, обсуждаются лишь на качественном или полуколичественном уровнях. Согласование микроскопических и макроскопических теорий возможно, если к рассмотрению процессов фрикционного взаимодействия применять фундаментальные представления физической химии. Применение фундаментальных принципов физической химии и, особенно химической кинетики, к описанию процессов механоактивации практически не осуществлялось.

Несмотря на то, что в основе активации физико-химических процессов, протекающих в зоне фрикционного контакта, лежит механоактивация, нами проведен термодинамический и кинетический анализы вероятных химических реакций и адсорбционных процессов в зависимости от их энергетики и температуры в рамках традиционных кинетических и термодинамических теорий, которые полагают, что активация процессов осуществляется термически [1]. Найдено, что возможна равновесная физическая адсорбция, которая практически прекращается в соответствии с принципом Ле-Шателье, так как она является экзотермическим процессом. Эндотермические реакции, инициированные термически, не играют существенной роли в формировании полезных свойств трибосистем. Лишь смазочные адсорбционные пленки на поверхностях трущихся тел, сформированные за счет механоактивированных реакций играют существенную роль в улучшении фрикционных свойств трибосистем скольжения.

Рассмотрена инверсная заселенность переходных состояний трибохимических реакций. Большинство химических реакций – активированные процессы, требующие определенной энергии для преодоления их потенциальных барьеров. Оценены заселённости переходных состояний трибоактивированных химических реакций по сравнению с аналогичными по энергетике термоактивированными реакциями. Найдено, что главной особенностью трибоактивированных химических реакций является инверсная заселённость их переходных состояний. Показано, что заселённость переходных состояний в материале шероховатости при трибоактивации больше заселённости таких состояний при термоактивации при 300 К в 10^{11} - 10^{14} раз. Это исключительно важный результат, на который не обращали соответствующего внимания. Полагали, что наиболее вероятным маршрутом протекания механоактивированных реакций является такой, при котором заселенность переходного состояния химической реакции задается механоактивацией, а дальнейшее продвижение активированного комплекса химической реакции через вершину потенциального барьера быстро осуществляется термически.

Произведена оценка энергетики несамопроизвольных процессов, инициируемых трением. Учитывая необратимость процесса трения и то, что при взаимодействии шероховатостей трущихся тел преодолеваются практически любые потенциальные барьеры, так как запас механической энергии достаточно большой, в силу макроскопичности тел, нами с помощью неравновесной термодинамики сделаны оценки величин химического сродства A несамопроизвольных процессов запускаемых трением в зоне фрикционного контакта. Сравнение модулей полученных величин A с данными по теплотам плавления и испарения конструкционно

важных металлов, а также величин *A* с известными химическими сродствами ряда энергетически невыгодных несамопроизвольных реакций показало, что в трибосистемах могут быть запущены практически любые несамопроизвольные процессы, вплоть до полного разложения химических соединений и остается энергия для образования трибоплазмы. При проектировании трибосистем необходимо учитывать протекание несамопроизвольных процессов и планировать эти процессы так, чтобы они гарантировали минимальные потери механической энергии в трибоузле и обеспечивали бы минимальный износ трущихся тел.

Разработана кинетическая модель взаимного влияния компонентов смазки на её динамическую вязкость. Одна из непростых задач – создание жидких смазочных композиций с заданными вязкостными свойствами в определенных температурных диапазонах. Предложена кинетическая модель вязкого течения многокомпонентной жидкости, учитывающая взаимное влияние компонентов, которое сводится к изменению энергии активации вязких перескоков молекул, как при катализе. Модель легко обобщается на многокомпонентные системы. Предложенная модель позволяет осознано подбирать компоненты жидких смазочных материалов с учетом их каталитического или ингибиторного взаимодействия. Характер такого действия может предсказываться исходя из структур молекул компонентов.

Предложена осмотическая модель возникновения расклинивающего давления при смешанном трении при наличии жидкой смазки. Считают, что переход от граничного к смешанному трению происходит в результате возникновения гидродинамических микроклиньев в полостях между соприкасающимися шероховатостями. Их гидродинамические силы частично уравновешивают внешнюю нагрузку и снижают коэффициент трения. Полагаем, что эта трактовка не вполне обоснована потому, что конфигурации таких клиньев случайны в своей ориентации, как и случайны формы полостей между шероховатостями, и в среднем, они не соответствуют известному гидродинамическому клину между валом и подшипником, удерживающим скольжение вала в гидродинамическом режиме. Считаем, что природа расклинивающего давления при смешанном режиме трения совершенно другая и имеет осмотический характер. В тех местах, где шероховатости непосредственно не соприкасаются, возникают большие градиенты скорости в слоях смазки. При скорости скольжения 1 м/с и зазоре 1 мкм градиент скорости равен 10^6 $с^{-1}$. Это огромная величина сильно упорядочивает ориентацию молекул смазочного материала. Молекулы ориентируются вдоль ориентации тензора градиента скорости (45º по направлению скольжения тел). При наличии ПАВ, образуется хотя бы один слой плотного лэнгмюровского молекулярного адсорбционного частокола на поверхностях тел. В градиентном потоке этот слой наклоняется, что увеличивает площадь эффективного пятна контакта молекулы ПАВ и приводит к их десорбции в углубления между шероховатостями. Резко повышается их концентрации в этих объемах и возрастает осмотическое расклинивающее давление. Рассчитаны расклинивающие давления при градиенте 10^6 $с^{-1}$ и при зазоре, равном 1000 Å для смазочных материалов, содержащих следующие ПАВ: стеариновая кислота 1,17 атм; изостеариновая кислота 0,75 атм; сложные эфиры 1,08 атм; спирты одноатомные 1,10 атм; *n*-толуидин 0,93 атм; 3-*n*-крезилфосфат 0,25 атм. Для быстрого перехода к режиму смешанного трения нужно подбирать такие адсорбционные присадки, которые под влиянием градиента скорости создавали бы большие избыточные концентрации ПАВ в полостях между шероховатостями и большие расклинивающие давления.

В зависимостях коэффициента трения трибологических систем от времени обнаруживают сложные осцилляции. Одними механическими колебаниями это объяснить невозможно. Причиной осцилляций химических процессов на поверхностях трения в трибоузле мы считали обратные связи между трибохимическими реакциями. Изучено влияние ряда гидразидов органических кислот в качестве потенциальных антиоксидантов, добавляемых в моторное масло ТНК SAE 5w40 на торцевой машине трения в паре сталь 45 по стали 45. При трении моторного масла с гидразидами средний период колебаний составил 0,3 с, а для масла без добавок – 0,5 с. Полагали, что колебания в трибосистеме вызваны релаксационными процессами образования-разрушения антифрикционной полимерной плёнки. В результате трибодеструкции смазочного материала во фрикционном зазоре образуются непредельные углеводороды, которые затем полимеризуются на поверхности трущихся тел, образуя полимерный антифрикционных слой. Слой разрушается за счёт фрикционного контакта и вновь периодически «залечивается» за счёт новых порций появляющихся непредельных углеводородов, которые полимеризуются. Эта реакция 1 порядка по концентрации непредельных углеводородов в смазочной среде. Определена константа скорости залечивания разрушенных адсорбционных слоев по периоду фрикционных колебаний и найдена энергетика реакций залечивания, которая соответствует энергетике полимеризации алкенов.

Исследованы структура и состав смазочных слоев, сформировавшихся с участием координационных соединений переходных металлов и сложных эфиров органических кислот, а также трибохимические процессы, протекающие в медицинском вазелиновом масле глубокой очистки как смазочной основе [2]. Испытания проводились на машине торцевого трения, образцы тел

изготавливались из стали 45 и бронзы. Нагружение – ступенчатое со скоростью 0,8 м/сек. Фиксировались максимальная нагрузка, при которой сохраняется устойчивый режим трения и коэффициент трения. Износ определялся весовым методом. Лиганды и координационные соединения вводились в смазочную среду в концентрации 0,2-0,3% по массе. Триботехнические исследования композиций, содержащих комплексообразующие соединения показали, что нагрузочные характеристики масла возрастают в 1,5-2 раза, коэффициент трения снижается в 1,5-2 раза, а износ – в 2-4 раза в парах трения сталь-бронза. Свойства композиций значительно отличаются для лигандов разного химического строения и состава. Устойчивость эффективности лигандов как присадок позволяет предположить, что введение комплексов меди в масла в парах трения сталь-сталь также покажет эффективные результаты. Введение координационных соединений меди (II) и никеля (II) таких как салицилальгексиламинаты, салицилальдециламинаты, салицилальдодециламинаты, салицилальоктадециламинаты, 2-гидрокси-7-нафталь-n-толуидинаты, 1(2-тиазолилазо)-2-нафтолат, 4-хлор-2-(1-финилиминоэтил)феноляты, 2-оксинафталь-алкил(С10-С16)аминат, 3-метокси-салицилаль-n-анизидинаты в состав вазелинового масла неизменно улучшали его триботехнические характеристики. На сопряженных стальных поверхностях появлялась сервовитная пленка меди, наблюдаемая визуально. Введение координационных соединений меди и никеля улучшают нагрузочные и противоизносные характеристики композиций в парах трения сталь-сталь, они близки к полученным для трения бронзы по стали, а антифрикционные свойства в 2-3 раза лучше, чем у исходного масла. Фактором, сопутствующим процессу избирательного переноса является формирование на поверхностях трения трибополимерной пленки. Добавление сложных эфиров карбоновых кислот приводит к появлению на поверхностях трения полимерной пленки. При граничном и смешанном трении протекает процесс трибополимеризации сложных эфиров. Трибополимерная пленка наблюдается в виде геля, набухшего в смазочной среде. Совместное введение в смазочную композицию координационных соединений и сложных эфиров приводит к повышению нагрузочных характеристик в 3,9-4,6 раз, снижению коэффициента трения в 2,7- 6,9 раз, интенсивности износа – в 12-23 раза. На основе проведенных исследований предложены новые смазочные композиции, содержащие сложные органические эфиры и хелатные комплексы меди, цинка, кобальта и никеля показавшие высокие антифрикционные и противоизносные свойства.

Рассмотрена возможность реализации избирательного переноса в трибосистемах со смазочной средой на основе растительных масел. К достоинствам этих материалов (жиров), которые являются экологически чистыми, относится то, что благодаря полярной природе своих молекул, они обеспечивают хорошую смачиваемость поверхностей трущихся тел, что делает их хорошими растворителями загрязнений поверхностей. Растительные жиры подвержены гидролизу с образованием глицерина, свободных жирных кислот и промежуточных продуктов реакции – моно- и диглицеридов. Инициаторами процесса являются щелочи и кислоты. Мы попытались использовать гидролиз как полезную реакцию. Полагали, что в результате гидролиза растительного масла в паре латунь-сталь возможно достижение эффекта безызносного трения в результате избирательного переноса при образовании комплексных соединений Cu (II) с продуктами гидролиза – глицерином и замещенными моно- и диацилглицеридами. Масляной основой выбрано кукурузное масло. Эксперимент проводили на машине торцевого трения «три пальца по плашке». Исследовали системы «латунь – смазочный образец – сталь» в течение 5 часов при нагрузке на палец 190 Н. Установлено, что избирательный перенос при трении латуни по стали в смазочной среде на основе растительных масел реализовался только в том случае, если предварительно созданы условия для протекания процесса неполной переэтерификации триацилглицеридов.

Изучены борная кислота и бура как противозадирные присадки к смазочному материалу на основе глицерина. В рамках повышения экологичности производств и эксплуатируемой техники создаются новые экологически чистые биоразлагаемые смазочные материалы. Представляют интерес борсодержащие вещества – борная кислота и бура, как экологичные противозадирные присади к глицерину как биоразлагаемому смазочному материалу. Свойства материалов изучали на четырехшариковой машине трения по ГОСТ 9490. Изучены зависимости коэффициентов трения от времени на торцевой машине при различных нагрузках в течение 3 часов. Адсорбция способствует образованию поверхностных пленок, которые разделяют трущиеся тела и потому увеличивает нагрузки сваривания. С помощью метода рентгеноэлектронной спектроскопии поверхностных соединений бора нами не обнаружено, поэтому адсорбция физическая и оценена по уравнению Ленгмюра. Добавление 5% буры заметно улучшает противозадирные свойства смазочного материала. Определили зависимости коэффициента трения от приложенной нагрузки для глицерина и 5% раствора буры в глицерине на торцевой машине трения. При малых нагрузках значения коэффициентов трения для чистого глицерина ниже, чем для раствора буры, а величины износа практически одинаковы и находятся в пределах погрешности эксперимента. При повышенных нагрузках коэффициент трения для 5 % раствора буры снижается относительно чистого глицерина и износ тел в растворе буры

меньше, чем в чистом глицерине. Полученные результаты позволяют рекомендовать буру в качестве противозадирной присадки к экологически безопасному смазочному материалу.

Рассмотрены сегрегационные процессы в поликристаллических материалах. Отдельные зерна поликристаллических сплавов обладают на порядок лучшей износостойкостью, чем сами сплавы. Причина – существование межкристаллитных границ, связь между которыми определяется структурным несовершенством и элементным составом тонких атомарных слоев на границах. Элементный состав слоёв межкристаллитных границ определяется явлением сегрегации – смещением растворённых атомов примесных и легирующих элементов из тела зерна поликристаллического материала на поверхность раздела между зёрнами. Установлено, что одни и те же элементы могут обладать как упрочняющими, так и охрупчивающими свойствами и наблюдаются сложные взаимосвязи между ними. Термодинамический анализ разрушения показал, что главной работой термодинамического цикла сегрегации в поликристаллическом материале является разрушение материала изделия, а практической задачей является торможение этой работы. Энергетическая оценка сегрегации также показывает её кинетическую и термодинамическую неизбежность.

Обсуждены термодинамические и кинетические аспекты микроскопического механизма разрушения колесной стали под действием силовых и температурных нагрузок. Металл поверхности катания железнодорожного колеса в процессе эксплуатации трибосистемы «колесо-рельс-тормозная колодка» испытывает огромные температурные и силовые нагрузки, следствием которых является образование разного рода дефектов на поверхности колеса: трещины, выщербины и т.д. У колеса, сопряженного с композиционной тормозной колодкой на границах зерен металла на поверхности катания и на глубинах до 8 мм методами оже- и рентгено- электронной спектроскопии обнаружено большое количество атомов химических элементов (сегрегантов), отрицательно влияющих на механические характеристики межзеренных границ: P, S, Sr, Ba, Ca, K и др. Растровой электронной микроскопией исследованы фрагменты разрушения: трещины, образовавшейся на глубине 1 мм под дефектом рабочей поверхности колеса, и обнаружено, что их рельеф образован ямками, размером от 0,2 мкм и больше. Установлено, что наряду с сегрегацией атомов на зернограничной поверхности сегрегируют и вакансии, если их концентрация в материале превзойдёт порог насыщения. Найдено, что при данной температуре равновесная концентрация вакансий одновременно является и насыщенной. При перепадах температур на поверхности колеса постоянно создаются пересыщенные концентрации вакансий в кристаллических зёрнах, что вызывает их «выпадение в осадок» на границах зёрен с образованием ямок, снижающих прочность материала.

Разработана трибологическая гипотеза прочности поликристаллического материала. Адсорбционные пленочные слои легирующих и примесных элементов, сформировавшиеся на зернограничных поверхностях рассматривали как третье тело (смазка) между трущимися телами – телом и контртелом (соприкасающиеся зерна). Эти слои понижают максимальный коэффициент трения покоя и скольжения, как и положено смазке. В результате прочность поликристаллического материала резко уменьшается. Высказанные соображения мы называем «трибологической гипотезой прочности». Проанализировано как накапливаются слои сегрегантов на поверхности зерен со временем, облегчая проскальзывание зерен и обусловливая разрушение материала в предположении, что краевые дислокации ускоряют сегрегацию. Найдено, что прочность поликристаллического материала экспоненциально убывает с течением времени в результате выхода сегрегантов на зернограничную поверхность кристаллитов.

Оценка коэффициента трения взаимного проскальзывания кристаллических зерен железа по слоям атомов-сегрегантов на зернограничных поверхностях произведена исходя из трибологической гипотезы прочности. Коэффициент трения скольжения между зернами поликристаллического материала оценен по формуле (21) для слоев сегрегантов на поверхности кристаллических зерен α-Fe, как функции порядкового номера атомов сегрегантов в таблице Д.И. Менделеева. Считали, что при проскальзывании зерен структура адсорбционного монослоя полностью разрушается. Обнаружена периодическая зависимость коэффициентов трения скольжения между зернами поликристаллического железа от порядкового номера элемента-сегреганта в соответствии с Периодическим законом Д.И. Менделеева. Наши оценки согласуются с литературными данными о роли легирующих элементов, как охрупчивающих или упрочняющих поликристаллические стали, в частности, речь идет о таких элементах как углерод, бор, азот.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект №18-19-00292). Бойко М.В. выполнены работы по исследованию структуры и состава смазочных слоев, изучены борная кислота и бура как противозадирные присадки к смазочному материалу на основе глицерина.

[1] Булгаревич С.Б., Бойко М.В. Химические взаимодействия в трибосистемах // Монография. Рост. гос. ун-т путей сообщения. – Ростов н/Д, 2014. - 118 с.

[2] Ponomarenko A.G., Boiko M.V., Kalmykova A.G., Boiko T.G., Shiryaeva T.A., Burlov A.S. Tribochemical processes in engine oil with copper nanoparticles and azomethine ligand // Journal of Friction and Wear. 2016. V. 37. I.5. P. 435-440.

СИНТЕЗ И АБРАЗИВНЫЕ СВОЙСТВА АЛМАЗОСОДЕРЖАЩИХ МАТЕРИАЛОВ С КЕРАМИЧЕСКОЙ МАТРИЦЕЙ

[1]Болотов А.Н, Новиков В.В., Новикова О.О.

E-mail: alnikbltov@rambler.ru

[1]Тверской государственный технический университет, Тверь, Российская Федерация.

Приведено описание основы технологии получения инструментального алмазо-содержащего материала на тугоплавкой керамической связке. Исследована его износостойкость в зависимости от зернистости и концентрации алмазов, входящих в состав материала. Приведено сравнение его работоспособности с аналогичными материалами на метал-лической и органической связке.

Ключевые слова: алмазосодержащий материал, трение, износ, тугоплавкая керамическая связка.

SYNTHESIS AND ABRASIVE PROPERTIES DIAMOND-CONTAINING MATERIAL WITH CERAMIC MATRIX

Bolotov A.N., Novikov V.V., Novikova O.O.

We adduced the description of the technology for getting instrumental diamond-containing material on high-melting ceramic bond. We researched its wear properties in terms of gritness and concentration of diamonds compose the material. We supplied the comparison its working capacity with analogous material on metal and organic bond.

Keywords: diamond bearing material, friction, wear, high-melting ceramic bond (matrix).

Для обработки деталей из высокотвердых материалов: керамики, природного камня, синтетических алмазов, стекла, твердых сплавов, железобетона и др. необходимо применение современного высокопроизводительного абразив-ного режущего инструмента. Одним из его видов являются алмазосодержащие компо-зиционные материалы (АКМ). Инструменты, созданные на основе связующего из органических и металлических материалов, удовлетворительно работают при низких скоростях резания и нагрузках, так как при других параметрах трения проявляются их значительные недостатки: высокий расход алмазов, низкая механическая прочность, засаливание поверхности инструмента и обрабатываемых деталей. Эти факторы существенно снижают производительность и качество абразивной обработки [1].

Использование абразивного инструмента с керамической связкой, на основе стеклокерамики [2] более рационально, так как за счет улучшения физико-механических свойств матрицы, повышения ее твердости, износостойкости, он стабильно работает при более интенсивных режимах резания [2, 3]. Однако этим материалам так же требуется частая принудительная правка рабочей поверхности. Для качественного повышения работоспособности режущего инструмента и его износостойкости необходимо применение принципиально нового материала в качестве матрицы для абразивных алмазных зерен. С одной стороны, он должен обеспечивать удержание в себе алмазного зерна, а с другой при его значительном затуплении своевременно разрушаться с удалением изношен-ного алмаза из зоны трения.

В настоящее время отработана технология получения керамического износостойкого материала методом микродугового оксидирования (МДО). Согласно ей керамический слой из оксидов алюминия различных модификаций, формируется на поверхности детали из вентильного металла, например, алюминиевого сплава [4]. Данное покрытие имеет высокую твердость, износостойкость и показало высокие триботехнические характеристики в различных узлах трения. Получение нового абразивного материала, с керамической матрицей из оксидов алюминия, полученного методом МДО и внедренного дисперсного алмаза, представляется весьма трудной, но перспективной задачей.

Основная проблема создания материала заключается в разработке технологии инкорпорирования алмазов в керамическую матрицу, обусловленная тем, что температура формирования алмазоносных композиций лимитирована температурой графитизации алмазов. Проведенные нами эксперименты [5, 6] показали, проведя микродуговое оксидирование поверхности деталей, полученных методом порошковой металлургии из алюминиевой пудры и мелкодисперсного алмаза, при определенных электрохимических параметрах, можно получить новый триботехнический алмазосодержащий керамический материал. Целью данной работы являлась проведение сравнительных испытаний фрикционных свойств полученного материала с традиционными.

Триботехнические испытания были проведены на машине трения МТ-2, разработанной на кафедре прикладной физики ТвГТУ. Ее конструкция реализует схему трения палец-кольцо, позволяет проводить испытания в диапазоне скоростей от 0,1 до 36 м/с и давлений до 6 МПа, а также применять различные смазочные материалы. Износ контробразца и круга из исследуемого абразивного материала определялся весовым методом.

В качестве параметров, определяющих триботехнические характеристики работоспособности полученного материала были выбраны: интенсивность объемного износа контробразца $J_к$, отражающая производительность шлифования и интенсивность износа шлифовального круга из АКМ с различными связками J_a. Интенсивность износа шлифовального круга, оценивается как удельный расход алмазов и определяется как отношение массы алмазов, содержащихся в объеме изношенного слоя АКМ, к массе изношенного материала контртела. В качестве сопоставляемых материалов были выбраны АКМ традиционно выпускаемые промышленностью: с металлической матрицей - М1 (смазочная жидкость – электролит) и органической бакелитовой матрицей - Б1. Для образцов с керамической и органической матрицами смазкой была техническая вода. Материал контробразца - керамика состава $BaO\text{-}SiO_2\text{-}AI_2O_3$, твердостью 16 ГПа. Испытания проводились при давлении – 1 МПа. Линейная скорость скольжения – 30 м/с.

Исследовалась влияние дисперсности (зернистости) алмаза и его концентрации на величину износа кругов из АКМ. При исследовании влияния концентрации была выбрана зернистость алмазов для всех композиционных материалов – 63/40. Результаты испытаний приведены в таблицах 1 и 2.

Таблица 1. **Влияние зернистости алмазов на износ образцов из АКМ с матрицами различных типов**

Зернистость	J_a, мг/г		
	АКМ на оксидной керамике	АКМ на металлической связке	АКМ на органической связке
63/40	0,38	1,28	4,82
80/63	0,24	1,09	4,38
100/80	0,18	0,92	3,97
125/100	0,14	0,88	3,42

Таблица 2. **Влияние концентрации алмазов на износ образцов из АКМ с матрицами различных типов**

Концентрация	J_a, мг/г		
	АКМ на оксидной керамике	АКМ на металлической связке	АКМ на органической связке
25	0,71	1,52	5,04
50	0,61	1,41	4,92
75	0,54	1,34	4,88
100	0,38	1,28	4,82
150	0,29	1,12	4,73

Сравнивая результаты испытаний на износ алмазосодержащих композиционных материалов можно отметить следующую закономерность: интенсивность износа АКМ с керамической матрицей на основе оксида алюминия при одинаковых условиях трения существенно ниже, чем у материалов на металлической и органической связке. Повышение износостойкости АКМ при увеличении зернистости и концентрации алмазов можно объяснить повышением агрегатной твердости в целом всего материала, а также повышенным сопротивлением к абразивному воздействию со стороны керамического контробразца и отделившихся керамических частиц износа так как разница между величинами твердости алмаза и связки, керамического контртела минимальна.

Проведены исследования интенсивности объемного износа контробразца от пути трения для различных АКМ. Результаты представлены на рисунке 1.

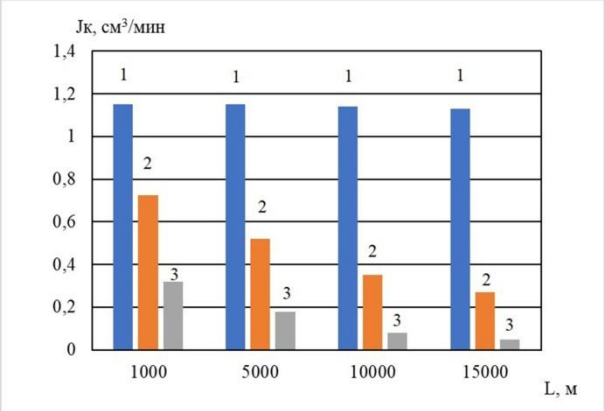


Рис. 1. **Зависимость интенсивности объемного износа контробразца от пути трения (1 –АКМ со связкой на оксидной керамике, 2 – АКМ с металлической связкой, 3 – АКМ с органической связкой)**

На рисунке видно, что интенсивность объемного износа контробразца практически не зависит от пути трения при использовании АКМ на керамической связке. При аналогичных режимах испытаний интенсивность износа керамического контробразца при трении о АКМ с металлической или органической связкой существенно снижается. Это можно объяснить следующими факторами.

Во-первых, керамическая матрица, созданная в плазме микроразрядов, гораздо более прочно удерживает алмазные зерна, по сравнению с традиционными связками, не позволяя им выкрашиваться под действием сил трения. Однако, когда изгибающий момент, возникающий под их действием, становится больше, чем силы удерживающие зёрна в связке, они выкрашиваются из неё. Чем большая часть алмазного зерна выступает над поверхностью связки, тем действующие на него силы выше, более интенсивно идёт процесс выпадения алмазов, и соответственно существенно снижается износостойкость АКМ. Тугоплавкая керамическая связка на основе оксида алюминия обладает высокой удерживающей способностью так как обеспечивает вылет алмазного зерна до одной трети его характерного размера над поверхностью связки. Если зерно алмаза выступает над поверхностью связки на половину, то оно практически не удерживается и может свободно удалиться из связки. Однако, так как алмазные зёрна имеют неправильную форму и впадины на их поверхности, заполняются материалом связки, ее алмазоудерживающая

способность повышается за счёт хорошего обжатия алмазов в процессе микродугового оксидирования.

Во-вторых, так как керамическая матрица, созданная из различных модификаций оксида алюминия, имеет высокую твердость, скорости изнашивания керамической матрицы и алмазов в процессе трения, будут соизмеримы. В результате, изношенные алмазы удаляются с поверхности вместе с частью окружающей их матрицы, обнажая новые зерна. Таким образом, в процессе работы шлифовального круга из АКМ с керамической связкой реализуется режим самозатачивания, в отличие от традиционных шлифовальных кругов, которым для сохранения их абразивных качеств требуется регулярная правка.

Так же, можно предположить, что увеличению графитизации алмазных зерен и соответственно снижение их режущих свойств препятствует высокая теплопроводность алюминиевой подложки, которая обуславливает хороший отвод из зоны трения тепла.

На основе оригинальной технологии, включающей метод порошковой металлургии с последующим модифицированием поверхности анодно-искровым методом получен новый по составу и свойствам композиционный алмазный керамический материал. Проведенные сравнительные триботехнические испытания подтвердили его преимущества, а именно высокую износостойкость и стабильные абразивные свойства, по сравнению с традиционными аналогами.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 17-48-690826, грант 18-48-690001).

[1] Инструменты из сверхтвердых материалов / под. ред. Н.В. Новикова и С.А. Клименко. – Изд. 2-е, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 2014. – 608 с.
[2] Судник Л.В. Алмазосодержащие абразивные нанокомпозиты / Л.В. Судник, П.А. Витязь, А.Ф. Ильющенко; Нац. акад наук Беларуси, Ин-т порошковой металлургии. - Минск: Беларуская навука, 2012. – 319 с.
[3] Sachsel H.G. Precision Abrasive Grinding in the 21st Century: Conventional, Ceramic, Semi Superabrasive and Superabrasive. Xlibris Corp., 2010. 680 p.
[4] Малышев В.Н., Голуб М.В. Структура и триботехнические характеристики износостойких композиционных материалов и покрытий // Долговечность трущихся деталей / Сб. науч. стат. под ред. Д.Н. Гаркунова – М.: Машиностроение, 1990, – Вып. 4. – С. 119-130.
[5] Болотов А.Н., Новиков В.В., Новикова О.О. Анализ работы трибосопряжений на основе керамических алмазосодержащих материалов // Трение и износ. – 2005. – Том. 26, №3. – С. 279-284.
[6] Способ изготовления композиционного материала: патент Российской Федерации RU 2055696 C1 6 B 22 F 3/14,3/24/ А.Н. Болотов, В.В. Новиков и др. (Россия). – 6 с.

О ФИЗИЧЕСКОЙ СУЩНОСТИ ПОНЯТИЯ ФРИКЦИОННОЙ СВЯЗИ

Бородай А.В.

E-mail: borodai11@yandex.ru

Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова, Новочеркасск, Россия.

На основе развития волновых представлений о процессах трения и макроскопического движения как факторе самоорганизации предложены схемы формирования и функционирования фрикционных связей и трибосистем и повышения уровня их эффективности, раскрывающие сущность процессов.

Ключевые слова: поперечный волновой процесс, поверхностные пленки, поверхностные стержневые системы.

ON THE NATURE OF FRICTION BOND
Borodai A.V.

On the base of the wave conception of friction and macroscopic motion, according to which these processes are the universal and main factor of self-organization, the schemes of formation, functioning and improvement of effectiveness of friction bonds are presented.

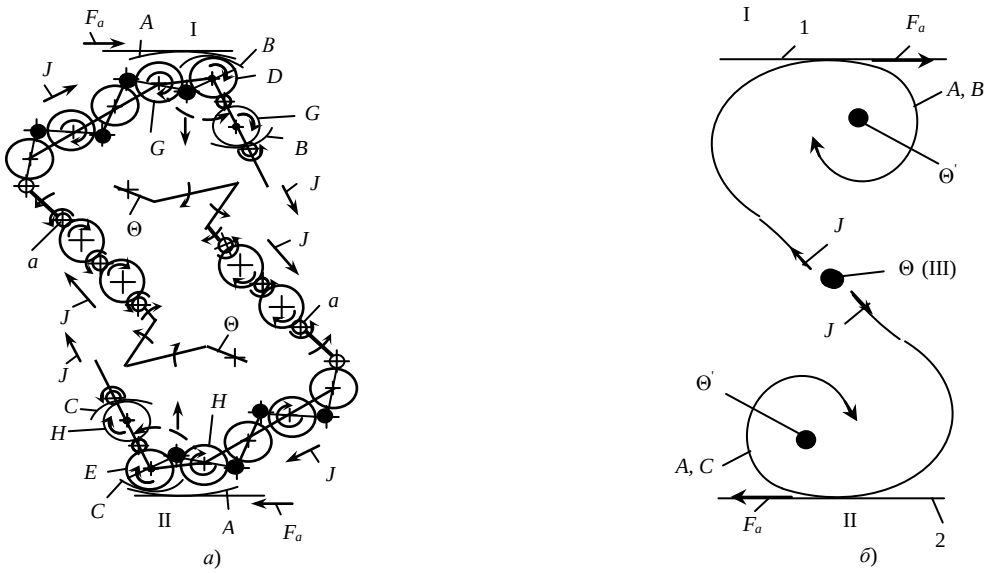
Keywords: transverse wave, surface films, surface rod systems.

Развитие представлений о процессах функционирования фрикционной связи и трения тел как замкнутой (стоячей) поперечной волне позволяет рассматривать указанный процесс в качестве основного фактора естественной организации (самоорганизации), под которой понимается единство формирования систем тангенциального макроскопического движения и повышения параметров их эффективности.

Реализация указанного подхода в проектировании технических систем требует его конкретизации и решения задач:

– раскрытия механизмов формирования связи и трибосистемы и разработки их общей схемы;

– разработки структурных схем и схем функционирования связей и трибосистем, выявления важнейших структурных и кинематических элементов систем;



а) *б*)

Рис. 1. **Схема строения вихревых цепей, процесса излучения волнового импульса в первичных средах (*а*) и образования систем вторичных вихрей и поверхностных слоев (*б*); *a, D, E, G, H* – элементы структуры цепи**

– описания механизмов образования продуктов функционирования связей и определения их основных категорий;

– разрешения вопросов, касающихся видов и режимов действия связей и систем;

– уточнения волновой концепции трения и относительного тангенциального перемещения тел;

– определения основных направлений разработки (синтеза) трибосистем и их применения в качестве элементов и факторов высокоэффективных систем движения.

Исходным в разработке механизма формирования связи может быть принято положение о повсеместном присутствии первичной всепроникающей среды, состоящей из субмикроскопических быстро вращающихся вихрей, содержащей множество центральных излучателей первичного волнового импульса Θ [1]. Особенностями действия излучателей являются сосредоточенность процесса излучения и материализация траектории движения носителей импульса *J*, представляющей собой линейную совокупность первичных вихрей (нить или пленку, характеризующуюся вихревым строением, рис. 1, *а*). Основу процесса излучения составляет процесс реализации энергии упругих складок, образуемых вихревыми цепями в некоторых участках пространства.

Особенностью системы взаимодействия излучателей и элементов среды является также наличие энергетических близко расположенных друг другу барьеров 1 и 2, отчасти изначально присутствующих в среде, а отчасти образуемых самим процессом излучения, ориентированных таким образом, что взаимодействие носителя импульса с барьером происходит под углом, близким прямому. Результатом указанного взаимодействия является образование системы вторичных вихрей *A*, *B*, *C*, вторичных Θ' и первичных излучателей Θ (третьих тел) и поверхностного слоя, отделенного от вещества тел и окружающей среды границами 1 и 2 (рис. 1, *б*).

Система вторичных вихрей организуется в форме совокупности вихревых ячеек, структура и кинематика которых обеспечивает возможность относительного тангенциального перемещения полупространств или трущихся тел I, II. Ветви ячеек, являющихся одной из основных составляющих структуры поверхностных слоев, располагаются в смежных активной *p* и пассивной *r* плоскостях (рис. 2).

Можно видеть, что непрерывно самопроизвольно осуществляющийся процесс образования и воспроизводства вторичных вихрей, вихревых структур и поверхностных слоев является результатом падения-отражения носителей излучаемого первичного волнового импульса, реализующегося во внутреннем пространстве периферии ячеек и поверхностных слоев. Важным отличительным признаком процесса является наличие выраженного тангенциального участка траектории движения носителя импульса в зонах взаимодействия носителя импульса с барьером, обусловленного эффектом действия тангенциальных движущих сил F_a, возникающим вследствие усиления момента вращения периферии первичных вихрей носителей импульса в моменты его падения на поверхность барьера (см. рис. 1, *б*).

Периферия вторичных вихрей представляет собой пучковую структуру, обусловленную процессом многократной навивки вихревых цепей на поверхность периферии. Последнее сообщает периферии свойства фактора интенсивно возрастающего сжатия вещества вихрей и вещества поверхностных слоев (действия полей поверхностных адгезионных сил притяжения F_{ad}).

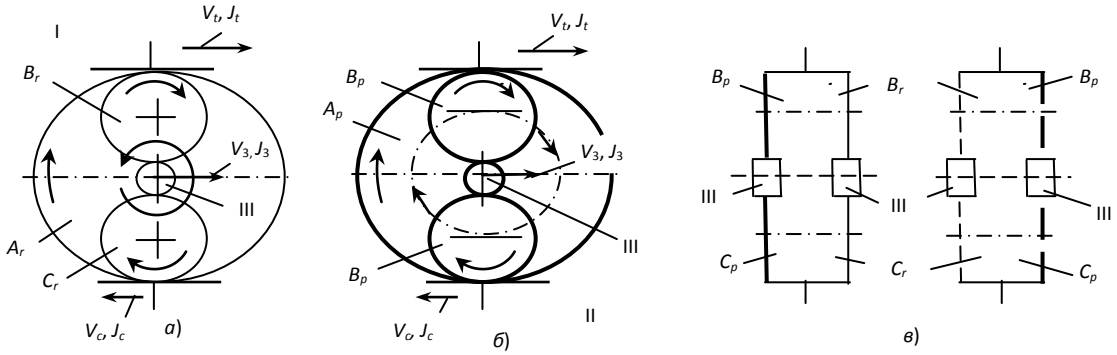


Рис. 2. **Схема строения вихревых ячеек поверхностного слоя; *а* – пассивная, *б* – активная плоскости, *в* – поперечное сечение ячеек; V_t, V_c, V_3 – скорости тангенциального движения, J_t, J_c, J_3 – тангенциальные импульсы элементов системы; III – третье тело.**

Действие полей сил F_{ad}, осуществляется не только на вещество внутренней части вихрей, но и происходит между периферией вихрей, составляющих ячейки, в результате часть слоев периферии вихрей *A* отрывается от периферии (теряет устойчивость) и попадает в зазор между вихрями *B* и *C*, стремясь частично заблокировать их вращение, повышая при этом механическую жесткость вихрей в направлении, нормальном поверхностному слою. Тем самым внутри вихрей возникает продольно жесткая стержневая структура *P, R*, противодействующая сжимающему действию сил F_{ad} (рис. 3, *а*). Совокупность периферии вихрей и стержневых систем, образующихся внутри периферии, и является в общем виде связью, внутри которой реализуется поперечный колебательный, волновой процесс. Физическая сущность этого процесса состоит в формировании продуктов действия связи – тангенциально движущихся потоков среды и вещества различного пространственно-временного масштаба (рис. 3, *б*). Можно выделить следующие группы или классы продуктов: *J* – поток носителей комплексного трибоимпульса, излучаемый с поверхности третьего тела; *k* – совокупность поверхностных пленок, проникающих в объемы тел и среды и обеспечивающих формирование пространственной конфигурации трущихся тел; *l* – *K, L*-пленки, сосредоточивающие в себе энергию носителей импульса *J* в фазе их падения на поверхность подслоя; *m* – потоки частиц износа; *n, x* – потоки массопереноса, распространяющиеся внутри связи в направлении, близком нормали к поверхности; сами тела I и II. Несмотря на существенность всех компонентов продукта трения, в качестве его особого продукта следует выделить комплекс тончайших и практически не регистрируемых пучков *K, L*-пленок, обеспечивающих подвод энергии среды в систему и тем самым ресурс образования продуктов трения, формирования самих трибосистем и непрерывного повышения уровня их организации. Последнее в особенности относится к процессу образования частиц износа, являющихся зародышами формирования новых систем движения и трибосистем и фактором их распространения в среде.

Пространственное распределение множества образующихся в поверхностном слое связей является случайным.

В настоящей работе принимается, что приведенные схемы формирования и функционирования связей являются универсальными и различие типов связей является следствием

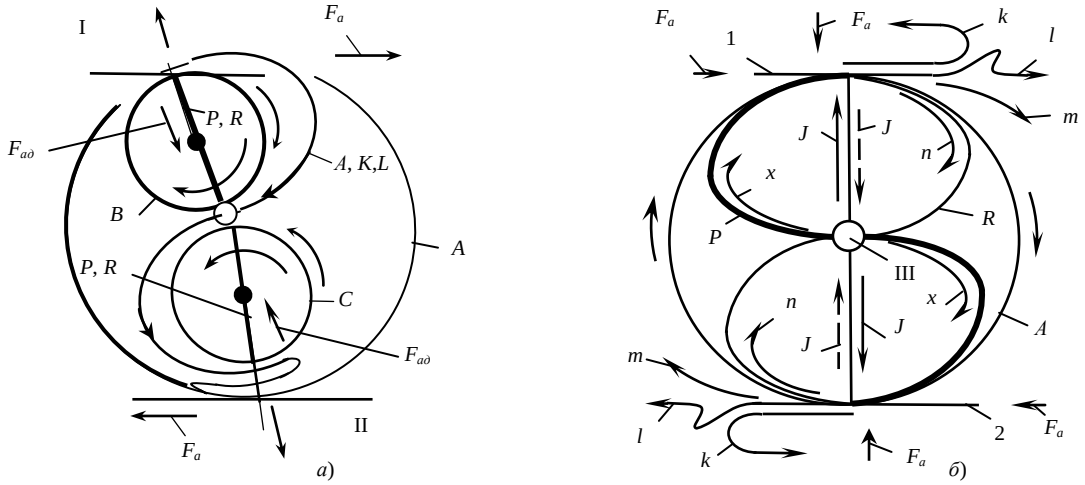


Рис. 3. **Схема образования стержневых систем в составе вихревых ячеек (*а*) и формирования продуктов функционирования связи (*б*)**

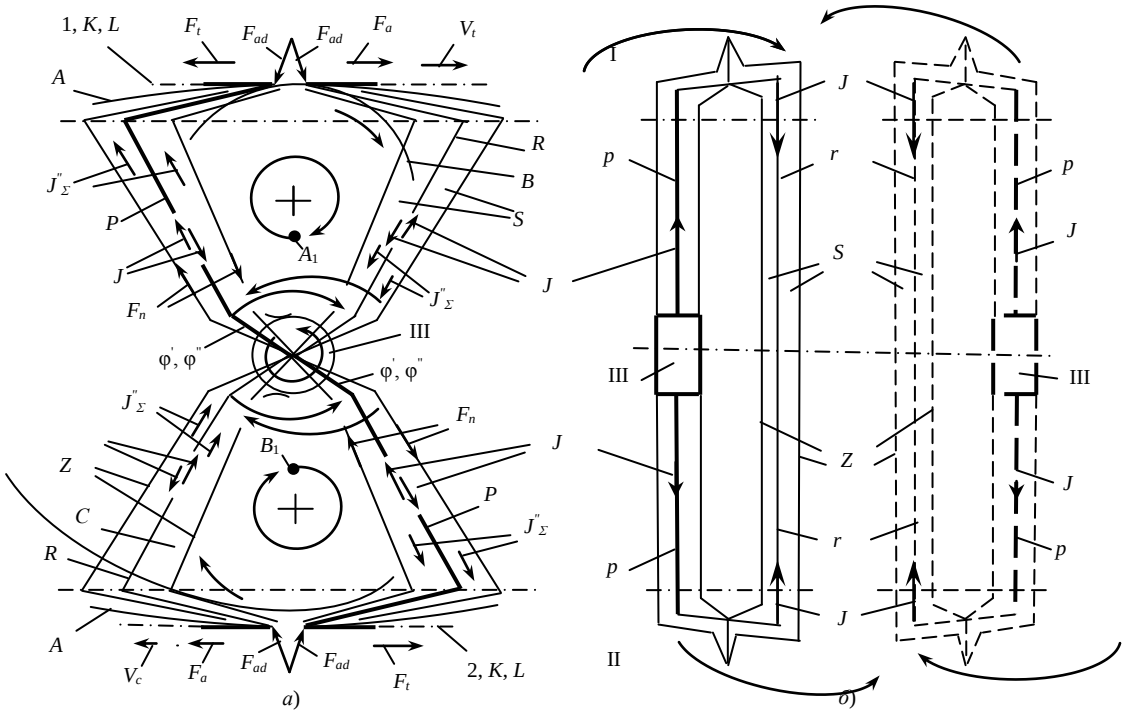


Рис. 4. Схема строения и функционирования фрикционной связи, *а* – продольное, *б* – поперечное сечение; A_1, B_1– центры масс системы; φ', φ" – зоны трибопотенциала.

достижения связью того или иного иерархического уровня в процессе самоорганизации при сохранении при этом основы их кинетики и структуры. Иерархия связи определяется уровнем энергии взаимодействия и потенциала системы (трибопотенциала), обеспечиваемым связью в условиях действия полей сил F_{ad}. В соответствии с приведенным, связями высшего уровня следует считать фрикционные связи, высокие значении трибопотенциала которых (потенциала излучения трибоимпульса J) обеспечивается присутствием в системе конденсированной фазы, высоким уровнем напряженности полей сил F_{ad}, высокой жесткостью стержневых систем – ветвей связи –, и эффективным действием проводников трибоимульса и потоков массопереноса (рис. 4).

Из приведенной схемы следует, что плоскости сосредоточения систем вихрей и стержневых систем фрикционной связи ориентированы в направлении возможного тангенциального перемещения тел, обеспечивая тем самым присутствие двух ветвей стержневых систем и двух ветвей связи P и R, образующих замкнутый контур. Каждая из ветвей стержневой системы имеет *s*-образную конфигурацию и характеризуется наличием осевой симметрии по отношению к участку системы, располагающемуся в смежной ветви. В результате конфигурация системы в продольном направлении (совместно с подсистемой скин-слоев S, окружающих стержни, и скин-пленок Z, ограничивающих скин-слои) представляет собой некоторую восьмерку-многоугольник (рис. 4, *а*) [2].

Ветви стержневых систем связи являются фактором действия взаимно противоположно направленных тангенциальных движущих сил F_a, развиваемых каждой из ветвей, и одновременно сил трения F_t, что обеспечивает присутствие фактора противоборства ветвей связи. Ветвь P, характеризующаяся преобладающими значениями сил F_a, является активной, обеспечивающей действие тангенциальных движущих сил на тела (обозначена толстыми линиями), а менее активная (пассивная) ветвь R – действие сил трения, приложенных к телам. Под действием указанных сил тело и контртело совершают относительное тангенциальное движение со скоростями, соответственно, V_t и V_c, а стержневые системы совместно с третьим телом III – поступательное движение со скоростью $V_3 = (V_t + V_c)/2$.

Наличие скин-слоев S, являющихся каналами перемещения частиц потоков массопереноса в структуре фрикционной связи, обеспечивает возможность распространения потоков носителей J''_Σ (переноса массы) в системе. Тем самым, присутствие комплекса стержневых систем и скин-слоев, составляющего основу структуры связи и являющегося универсальным проводником трибоимпульса, представляет собой важнейший фактор обеспечения кинетики функционирования трибосистемы. Одной из основных составляющих механизма действия связи является обеспечение действия тангенциальных движущих сил F_a, создаваемого натяжением Z-пленок, окружающих скин-слои S, и присутствием в системе момента нормальных движущих сил F_n. Действие движущих сил и моментов в системе имеет место в фазах излучения трибоимпульса с поверхности третьего тела.

Приведенное выше относится к связям, действующим в режиме преобладания в системе поверхностных (адгезионных) сил, обеспечивающем

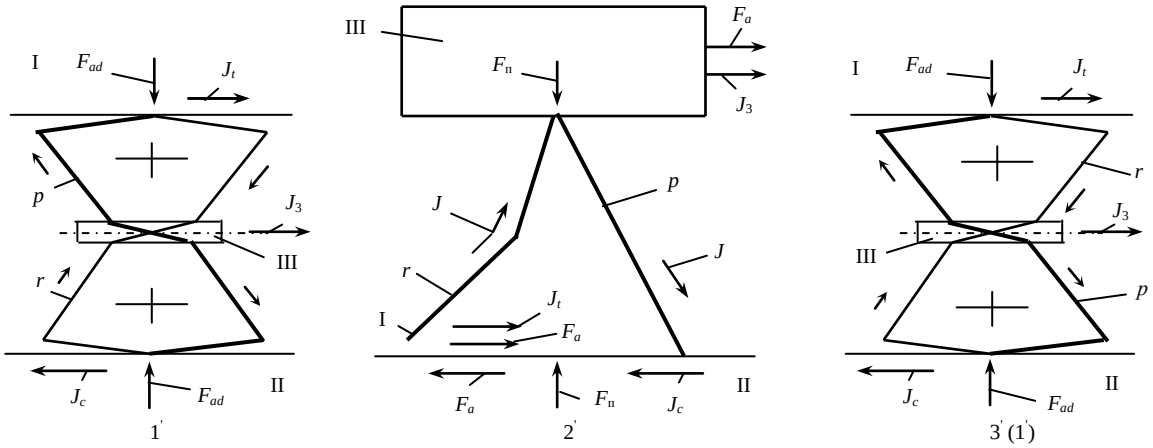


Рис. 5. **Схема реализации гиперцикла взаимодействий в трибосистеме**

эффективный подвод энергии среды в систему. Этот режим является начальным режимом $1'$ общего процесса функционирования связи (рис. 5). По мере накопления подведенной и поглощенной энергии в структуре связи происходит повышение длины и жесткости ее пассивной и активной ветвей, сопровождающееся снижением уровня напряженности сил F_{ad} и присутствия периферии вторичных вихрей *A*, *B*, C, которые практически устраняются из состава связи. При этом роль полей, формирующих трибопотенциал системы, переходит к полям сил тяготения и полям упругих сил $F_п$. Система переходит к организованному режиму взаимодействий – режиму скачков или перешагивания –, характеризующемуся значительными силами F_a, при котором происходит эффективное превращение подведенной энергии в энергию относительного движения тел (режим $2'$, рис. 5).

По мере реализации энергии, накопленной системой, ветви связи укорачиваются, силы F_{ad} в системе возрастают и система возвращается к исходному режиму подвода энергии среды $3'(1')$. Тем самым, фрикционное взаимодействие представляет собой гиперцикл процессов, характеризующийся низкой частотой реализации.

Приведенное позволяет заключить, что процессы образования и функционирования фрикционной связи протекают по единой схеме и их комплекс является всеобщим процессом организации систем. Указанный комплекс процессов реализуется в форме гиперцикла функционирования системы, обеспечиваемого действием совокупности поверхностных пленок, генерируемых фрикционным взаимодействием, и полей поверхностных и потенциальных сил.

[1] Максвелл Д.К. Избранные сочинения по теории электромагнитного поля. – М.: ГИТТЛ, 1952. – С. 129-159.

[2] Бородай А.В. О фрикционной связи как всеобщем факторе формирования и перемещения физических объектов // Проблемы синергетики в трибологии, трибоэлектрохимии, материаловедении и мехатронике: материалы XI Междунар. науч.-практ. конф., г. Новочеркасск, 19 нояб. 2012 г. / Юж.-Рос. гос. техн. ун-т (НПИ). – Новочеркасск: ЮРГТУ (НПИ), 2012. – С. 92-98.

О МЕХАНИЗМЕ СЦЕПЛЕНИЯ ТЕЛ ПРИ ФРИКЦИОННОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ

Бородай А.В., Скринников Е.В., Васильев Б.Н.

E-mail: borodai11@yandex.ru

Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова, Новочеркасск, Россия.

Описан предполагаемый механизм эффекта сцепления при трении, в соответствии с которым сцепление поверхностей является фактором обеспечения потенциала взаимодействия и поперечности процесса трения и относительного перемещения тел.

Ключевые слова: поверхностные пленки, поверхностные силы, трибопотенциал, подвод энергии среды.

Эффект сцепления тел, близкий или тождественный эффекту адгезионного взаимодействия, играет существенную роль во всех естественных процессах и в особенности при трении и перемещении физических объектов. Его природа не вполне ясна.

Результаты анализа и обобщения данных позволяют выявить следующие основные закономерности сцепления:

– осуществление сцепления и адгезионного взаимодействия главным образом между телами и другими компонентами трибосистемы, а не между отдельными частицами. Это означает, что тела, поверхностные слои, элементы поверхностных слоев и среда пространственно ограничены действием энергетических барьеров, в том числе наличием эффективно действующих пленок;

– существенную нелинейность зависимости сил взаимодействия от расстояния между телами и компонентами системы, в особенности сил притяжения, что во многих случаях сопровождается резким переходом от весьма значительных к практически нулевым значениям сил;

– дискретность взаимодействия, сосредоточение действия сил сцепления на весьма малых площадках и, соответственно, высокую напряженность полей поверхностных сил, являющихся в значительной мере результатом развития процесса сцепления;

– незначительность перемещений вещества тел и поверхностных слоев и наличие нормальной и тангенциальной компоненты перемещения (связанность перемещений и колебаний тел и вещества поверхностного слоя) в режиме сцепления;

– наличие тенденции перехода от режима неподвижного контактирования к подвижному контакту. Процессу относительного тангенциального перемещения тел всегда предшествует процесс неподвижного контакта и нарастания сил сцепления (режим предварительного смещения).

ON THE MECHANISM OF ACTION OF COHESION FORCES IN TRIBOSYSTEMS

Borodai A.V., Skrinnikov E.V., Vasiliev B.N.

The supposed mechanism of cohesion of surfaces in friction contact is presented. As presumed, the effect of cohesion is factor of providing of tribopotential and factor of realization of friction and movement of bodies in the form of transverse wave process.

Keywords: surface films, cohesion forces, tribopotential, power supply to system.

Развитие положений волновой триботехники, в соответствии с которыми трение представляет собой поперечную волну, замкнутую в поверхностном слое [1, 2], позволяет предположить, что физическая сущность сцепления состоит в обеспечении потенциала контактного волнового процесса (трибопотенциала) являющегося потенциалом процесса относительного перемещения тел.

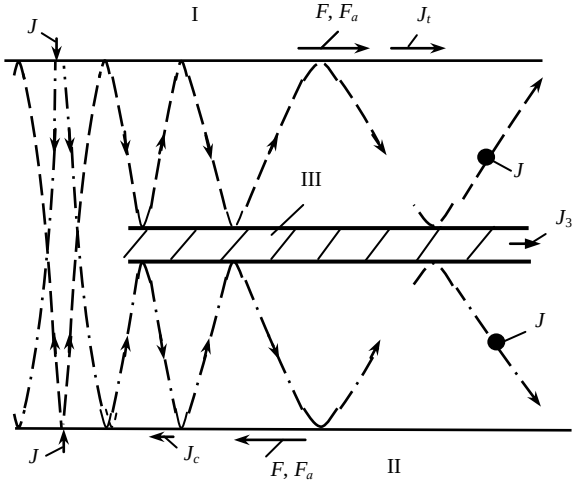


Рис. 1. **Принципиальная схема строения и функционирования трибосистемы: I – тело, II – контртело, III – третье тело; J_t, J_c, J_3 – тангенциальные импульсы тела, контртела и третьего тела**

Из рис. 1, на котором приведена схема волновых процессов в трибосистеме, следует, что основной составляющей трибопотенциала системы является первичный потенциал излучения волнового трибоимпульса J с поверхности третьего тела в направлении, нормальном подслою тел. Процесс взаимодействий представляет собой циклический процесс падения носителей импульса на поверхность подслоя тел, отражения от поверхности подслоя и поглощения импульса третьим телом. Процессы излучения и падения импульса

осуществляются сосредоточенно путем распространения импульса вдоль оси активных ветвей *p* фрикционных связей (тангенциально перемещающихся жестких стержневых систем – вихревых цепей, – ориентированных нормально поверхности), генерируемых системой и являющихся проводником импульса (рис. 2). Основным результатом этого процесса являются возникновение тангенциальных движущих сил F, F_a, обеспечение тангенциального движения элементов трибосистемы и одновременное формирование спектра объектов указанного движения, в том числе тончайших и трудно регистрируемых весьма прочных и плотных *K, L*-пленок. Ресурсом процесса является захват и подвод энергии среды в систему.

Приведенное позволяет предложить следующую схему реализации процесса сцепления. Начальной фазой процесса является резкий разворот под прямым углом возникающих и интенсивно продвигаемых головных частей *K, L*-пленок (носителей трибоимпульса) и их встречное движение в направлении парных поверхностей, происходящие под действием полей поверхностных сил. При этом происходит огибание пленками вихрей D_p (D_r), E_p (E_r), G_r, H_r, составляющих структуру поверхностного слоя, стремящееся блокировать (и практически блокирующее) процессы вращения вихрей и относительного перемещения тел (рис. 3, *а*). Указанный процесс является процессом формирования (индуцирования) пассивных ветвей фрикционной связи *r*, противодействующих действию активных ветвей и являющихся фактором действия сил трения F_t в системе.

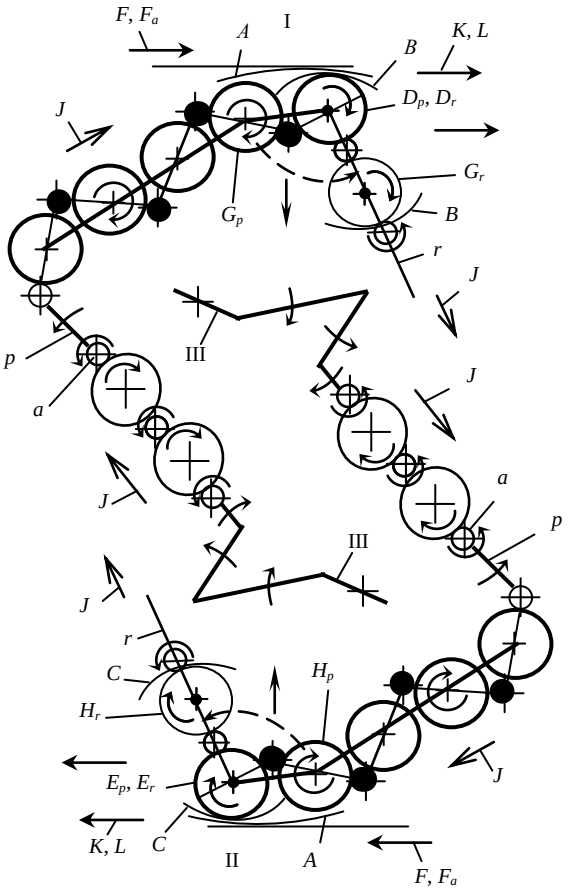


Рис. 2. **Совмещенная схема строения ветвей связи, процессов излучения, распространения, падения-отражения, поглощения носителей трибоимпульса поверхностным слоем; *A, B, C* – элементы вихревой структуры поверхностного слоя; *a*, D_p, D_r, E_p, E_r, G_p, G_r, H_p, H_r – элементы структуры фрикционной связи**

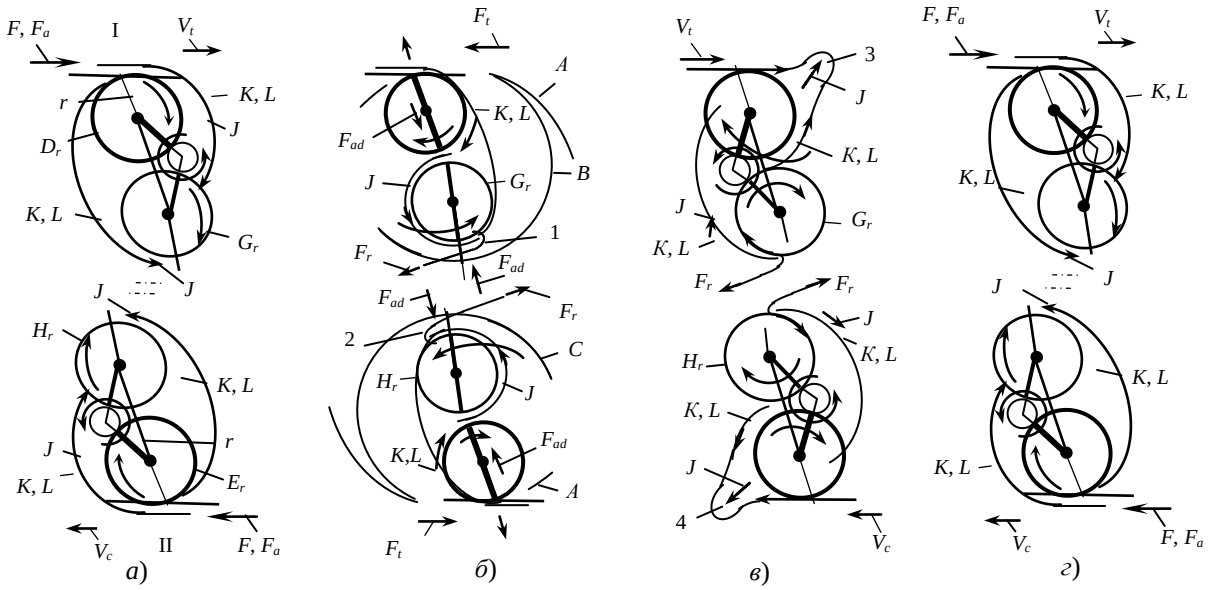


Рис. 3. **Схема реализации основных фаз процесса сцепления; V_t , V_c – скорости тангенциального движения тела и контртела**

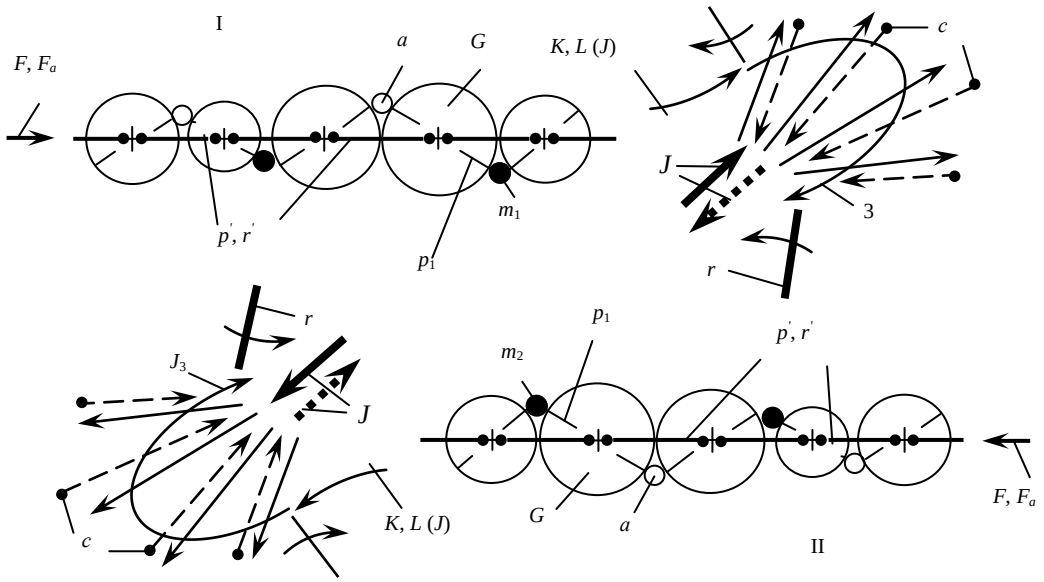


Рис. 4. **Схема строения *K, L*-пленок и процесса захвата и подвода энергии среды в систему; *a, G, p_1, p', r', m_1, m_2* – элементы структуры пленок**

Дальнейшее развитие процесса сцепления, как результат движения пленок и пронизывания ими вихревой среды, приводит к образованию и заклиниванию складок 1 и 2, образуемых пленками в зонах, расположенных между периферией вторичных *B* и *C* и первичных вихрей E_r и H_r, и интенсивному нелинейному возрастанию напряженности полей поверхностных сил F_{ad}, сжимающих поверхностный слой и в особенности вещество складок. Действие сил F_{ad} обусловлено формированием периферии вторичных вихрей *A*, *B*, *C* в системе. Процесс, вследствие образования складок, сопровождается возрастанием длины стержневых участков вблизи подслоя тел и незначительным поворотом указанных участков связи в направлении, противоположном движению часовой стрелки (рис. 3, *б*). Из приведенной схемы следует, что описываемый процесс интенсивного поперечного сжатия складок 1, 2 и преодоления мощного действия полей сил F_{ad} стержневыми элементами связи является процессом формирования зон вторичного трибопотенциала системы. Основной особенностью процесса является его сосредоточение на границах подслоя в направлении, нормальном поверхности, поскольку поля сил F_{ad} характеризуются весьма высокой напряженностью, а нормальные деформации поверхностных слоев, в большинстве случаев весьма малые, благодаря приведенному механизму действия пленок, оказываются соизмеримыми или большими тангенциальных.

Следующей фазой процесса является фаза реализации энергии зон потенциала. Устранение складок 1 и 2, происходящее под действием сил F_r, развиваемых пассивными ветвями связи, приводит к разблокированию системы и интенсивному излучению энергии зон потенциала (возникновению процесса интенсивного распространения носителя трибоимпульса *J*) в направлении подслоя тел. При этом *K*, *L*-пленки утрачивают контакт с поверхностью первичных вихрей D_r, G_r и E_r, H_r поверхностного слоя и вихри зоны контакта приобретают возможность свободного вращения, а контактирующие тела – свободного относительного тангенциального перемещения (рис. 3, *в*). Тем самым сцепление элементов системы сопровождается их последующим расцеплением и процессы сцепления-расцепления следует рассматривать в качестве единого процесса сцепления, фрикционного взаимодействия и перемещения тел.

Процесс излучения носителей импульса, сопровождающийся образованием петель 3, 4 на участках *K*, *L*-пленок в зоне подслоя тел, приводит к частичному преодолению энергетического барьера, отделяющего подслой от поверхностного слоя, и к захвату пленкой частиц ресурса окружающей среды или вещества трущихся тел *c*, который затем подводится (втягивается) внутрь системы (рис. 4). Процесс захвата ресурса обеспечивается неравновесными тепловыми диссипативными процессами и интенсивным электрическим силовым взаимодействием, возникающим между частицами, составляющими носитель импульса, и частицами среды в данной фазе процесса.

Фаза подвода ресурса и вовлечения петель, образуемых *K*, *L*-пленками, внутрь системы, эквивалентная начальной фазе процесса, завершает цикл процесса сцепления-расцепления тел (рис. 3, *г*) и обеспечивает его непрерывное воспроизводство.

Следует отметить, что процесс первичного излучения трибоимпульса, происходящий в фазе расцепления тел, характеризуется одновременным переносом части вещества складок 1, 2 в направлении третьего тела (первичного излучателя), являющимся фактором пополнения первичного

потенциала, замкнутого движения носителей импульса и *K*, *L*-пленок, действия тангенциальных движущих сил и энергетического барьера в системе.

Выводами из приведенного являются:

– сцепление тел представляет собой фактор обеспечения потенциала функционирования трибосистемы;

– особенности кинематики (механизм) процесса сцепления обусловливают протекание процессов трения и относительного перемещения тел в форме замкнутого поперечного волнового процесса;

– особая роль при реализации механизма сцепления принадлежит весьма тонким трудно регистрируемым поверхностным пленкам, генерируемым контактным взаимодействием;

– возможность достижения значительных величин потенциала и тем самым обеспечения высокой эффективности процессов посредством сцепления обусловливает тенденцию реализации комплекса естественных процессов в форме совокупности, спектра поперечных волн (поверхностных состояний).

[1] Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машгиз. – 1962.
[2] Бородай А.В. О процессах самоиндукции в трибосистемах // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2007, № 2, – С. 3-19.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СИЛЫ ТРЕНИЯ НА ПРЕДЕЛЬНУЮ ВЕЛИЧИНУ СТЕПЕНИ ДЕФОРМАЦИИ И НАПРЯЖЕНИЯ ВОЛОЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ СПЛАВА АД-31

Боткин А.В., Абрамов А.Н.

E-mail: rosoil@rosoil.ru

«ФГБОУ ВО УГАТУ», г. Уфа, Россия.

Приведены результаты экспериментальных исследований по оценки степени влияния силы трения на энергосиловые параметры и величину степени деформации до разрушения при волочении заготовок в виде полос из алюминиевого сплава АД-31. Показано влияние дробности деформации на степень деформации до разрушения и величину напряжения волочения.

Ключевые слова: роликовая волока, степень деформации, напряжение волочения, дробность, сила трения, разрушение.

STUDY OF THE INFLUENCE OF THE FRICTION FORCE TO LIMIT THE DEGREE OF DEFORMATION AND STRAIN DRAWN BLANKS FROM ALLOY Al-31

Botkin A.V., Abramov A.N.

The results of experimental studies to assess the extent of the influence of the friction force on the power settings and the amount of deformation degree before breaking down with lug billet in strips of aluminum alloy Al-31. Shows the effect of fragmentation on the degree of deformation strain before breaking down and the voltage drawn.

Keywords: roller voloka, deformation, tension lugs, divisibility, friction, destruction.

Введение

Взаимодействие поверхностей инструмента и заготовки при холодной пластической деформации металлов характеризуется высокими контактными давлениями. Контактное трение при таких условиях оказывает определяющее влияние на характер деформации, деформируемость тела, напряженное состояние обрабатываемого материала, необходимые силы деформирования, качество получаемых изделий и срок службы инструментальной оснастки.

Оценить деформируемость тела можно с помощью величины допустимой деформации тела до начала образования трещин, количества образовавшихся трещин и их размеров при данной величине произведенной деформации или до полного разрушения деформируемого тела [1].

Хорошо известно, что технологическую деформируемость металлов и сплавов можно повысить путем разделение заданной деформации на несколько переходов, т. е. за счет дробности. [2-4].

В настоящей работе авторы хотели экспериментально установить влияние величины силы трения и дробностью деформации на энергосиловые параметры и величину степени деформации до разрушения при волочении заготовок в виде полос из алюминиевого сплава АД-31.

Методика исследований

Для определения средних по очагу значений силы трения, нормальной нагрузки и коэффициентов трения был разработан специальный стенд, на котором реализована схема волочения заготовок в виде прутков и полос различного

сечения с использованием роликовой не приводной волоки (рис. 1).

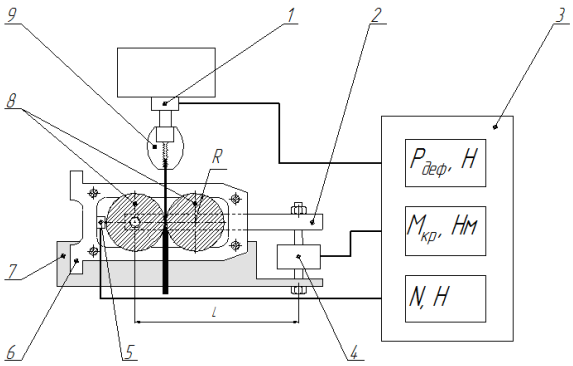


Рис. 1. **Схема экспериментального стенда:**
1 - Датчик силы разрывной машины, 2 - рычаг механизма торможения, 3 - блок регистрации данных с датчиков силы, 4 - датчик силы, фиксирующий момент от силы трения на роликах, 5 - датчики силы, регистрирующие нормальную силу на ролики, 6 - станина с подшипниками и механической системой регулировки зазора между роликами и зубчатой передачей, 7 - подвижная траверса разрывной машины, 8 - ролики, 9 - захват разрывной машины

Кроме стандартной силоизмерительной системы с программным обеспечением машина дополнительно была оснащена двумя независимыми измерительными системами [5]. Для замера силы трения, создающей крутящий момент на роликах при волочении заготовки, использовалась силоизмерительная система с тензорезисторным датчиком силы, работающим на растяжение, а для измерения нормальной силы - силоизмерительная система с двумя датчиками силы мембранного типа, работающими на сжатие. При этом определяли полную силу волочения образцов (рис. 2 кривая 1), из которой вычитали силу, определенную при свободновращающихся роликах.

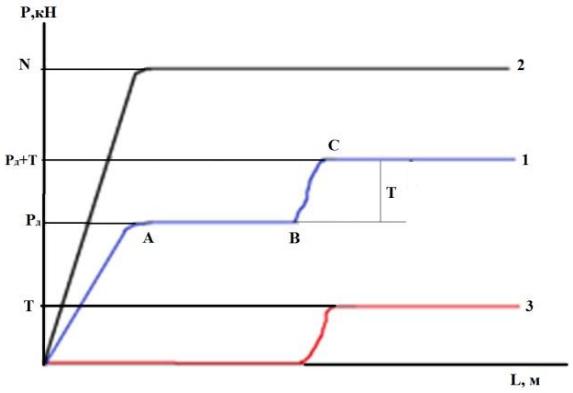


Рис.2. **Силовые зависимости параметров деформирования для образцов в виде полос и прутков (б):**
1 - «сила деформирования-перемещение траверсы»; 2 - «нормальная нагрузка-перемещение траверсы»; 3 - «сила трения - перемещение траверсы»; Рд - сила, затраченная только на деформацию заготовки; Т- сила трения; Рд + Т - суммарная сила деформирования заготовки; N - нормальная сила на ролики. На участке А - В ролики свободно вращаются, в точке В ролики стопорятся, и начиная с точки С идёт процесс волочения с силой Рд + Т

Кроме того, с помощью датчиков силы фиксировали нормальную силу на ролики (рис. 2, кривая 2). Момент торможения роликов определяли с помощью специального рычага и силоизмерительного датчика, который фиксировал силу трения при застопоренных роликах (рис. 2, кривая 3). Силу деформирования регистрировали датчиком силы, установленным на машине [5]. Степень деформации определяли по формуле (1)

$$|e| = \ln\frac{h_к}{h_0}, \qquad (1)$$

где h_0 и $h_к$ - толщина заготовки до и после деформирования, соответственно.

Напряжение волочения определяли по формуле (2)

$$\sigma_в = \frac{P}{S}, \qquad (2)$$

где P - сила деформирования (волочения), S - площадь сечения заготовки после волочения.

При протягивании образцов в виде прутков разного сечения через свободно вращающиеся ролики диаметром 47 мм из стали ХВГ, с твердостью HRC 55-60 и шероховатостью поверхности R_a = 0,09 мкм, определяли силу, необходимую только для деформирования металла. При этом пренебрегали трением в подшипниках и принимали с допущениями, что отсутствует относительное скольжение контактной поверхности деформируемой заготовки по инструменту (роликам), следовательно, и трение скольжения отсутствует (рис. 2).

Оценку влияния степени деформации на силу деформирования, силу трения, коэффициенты трения осуществляли при деформировании алюминиевых полос различного сечения из сплава АД-31 с условным пределом текучести 160 МПа и временным сопротивлением разрыву 216 МПа. Длина заготовок составляла 300мм, толщина 2 мм, ширина 25 мм. Диаметр валков 47 мм, материал роликов сталь ХВГ с твердостью HRC55-60 и шероховатостью поверхности R_a = 0,095 мкм.

Экспериментальные результаты и их обсуждение

Деформирование осуществляли двумя способами:

- образец деформировали с добавлением степени обжатия в процессе волочения одной заготовки. Степень деформации увеличивали через равные промежутки времени или расстояния (по меткам, нанесённым на боковой поверхности образцов) с помощью механической регулировки расстояния между роликами. Степень деформации увеличивали до тех пор, пока образец не разрушится.

- деформирование заготовки осуществляли на всю длину. Перед каждым последующим деформированием степень обжатия добавляли с помощью механической регулировки расстояния между роликами, и образец деформировали с добавленной степенью деформации на всю длину,

т.е. деформация была дробной. И так пока образец не разрушится.

Результаты испытаний по первому способу.

Серию образцов деформировали без нанесения смазочного материала при свободно вращающихся роликах до разрушения (принималось допущение, что сила трения скольжения при этом отсутствует [2,5]). Затем ролики стопорили и деформировали другую серию образцов до разрушения. На рисунке 3 показана область действия силы трения при деформировании полосы с разными степенями обжатия до разрушения. (Каждое значение есть среднее арифметическое из пяти опытов).

В случае деформирования образцов из сплава АД-31 по первому способу видно, что за счет величины силы трения можно снизить энерго-силовые параметры волочения полос из алюминиевого сплава АД-31 от 30 до 62% и увеличить степень деформации образцов до разрушения на 43%.

При деформировании полос с применением смазочных материалов различной эффективности, значения сил деформирования попадают именно в область, показанную на рисунке 3 [5,6].

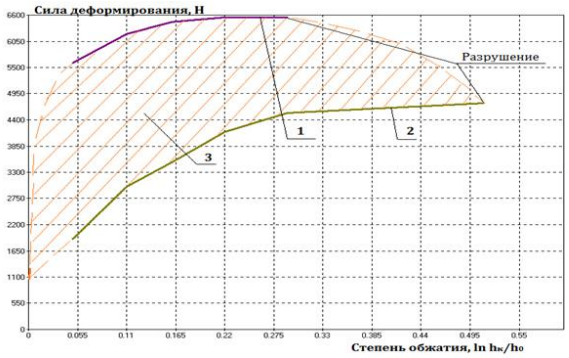


Рис. 3. **Экспериментальная оценка влияния сил трения на степень деформации до разрушения и силу деформирования при волочении полос из сплава АД-31 через роликовую волоку:** 1 - ролики застопорены; 2 - ролики свободно вращаются; 3 - область влияния сил трения на силу волочения (деформирования). Скорость деформирования $1{,}7 \times 10^{-4}$ м/с

Результаты испытаний по второму способу.

Напомним, что по этому способу образец деформировали с одним заданным обжатием на всю длину. Перед каждым последующим дефор-мированием степень обжатия добавляли и деформировали тот же образец на всю длину. И так до тех пор, пока образец не разрушится. Влияние степени деформации на напряжение волочения полос из сплава АД-31 через роликовую волоку для различных контактных условий показано на рисунке 4. (Каждое значение есть среднее арифметическое из пяти опытов).

При испытаниях по второму способу, рисунок 4, видно, что в случае деформирования образца за 4 прохода при застопоренных роликах (кривая 1) предельная степень логарифмической деформации составляет 0,6, а при деформировании образца за 8 проходов, когда ролики свободно вращаются (кривая 2) предельная степень логарифмической деформации составляет 1,4.

В то же время величина напряжения волочения в момент разрушения образцов при наличии трения скольжения (ролики застопорены), и в его отсутствии (ролики свободно вращаются) одинаковая (см. рис. 4). Другими словами, дробность деформации влияет на величину предельной степени деформации до разрушения, а на величину напряжения волочения в момент разрушения не влияет.

Известно, что для большинства металлов и сплавов предельная степень деформации при холодной обработке, которая возможна без промежуточных отжигов, ограничена. Однако некоторые металлы, например медь, алюминий, серебро и золото удается протягивать в очень тонкую проволоку или прокатывать в тончайшую фольгу без промежуточных отжигов, не опасаясь разрушения материала. Причина этого явления, как будто противоречащего понятию о холодном деформировании, не совсем ясна. Можно предпо-ложить, что для таких материалов, температура разупрочнения которых лежит лишь немного выше 100°С, разупрочнение наступает уже под действием теплоты деформирования и трения при высоких значениях степеней деформации.

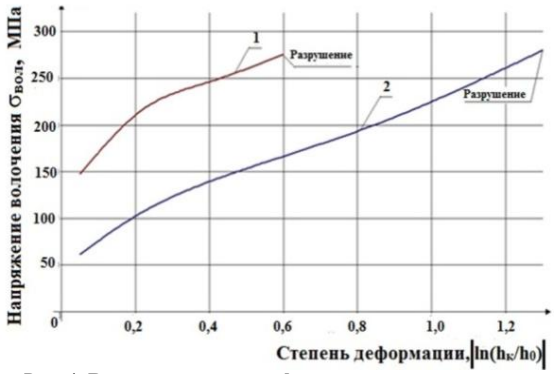


Рис. 4. **Влияние степени деформации на напряжение волочения полос из сплава АД-31 через роликовую волоку для различных контактных условий:** 1 - ролики застопорены, дробность - 4 прохода; 2 - ролики свободно вращаются, дробность - 8проходов

Выводы

1. В результате проведенных исследований установлено, что за счет снижения силы трения можно увеличить степень деформации образцов до разрушения на 43% и снизить энергосиловые параметры волочения полос из алюминиевого сплава АД-31 от 30 до 62%.
2. В рамках проведенных исследований выявлено, что дробность деформации не влияет на величину напряжения волочения в момент разрушения при волочении заготовок из алюминиевого сплава АД-31.

[1] Дзугутов М.Я. Напряжения и разрывы при обработке металлов давлением - М.: Металлургия, 1974. - 280 с.

[2] Перлин И.Л., Ерманок М.З.. Теория волочения - М.: Металлургия, 1971. - 2-е изд. - 448 с.
[3] Потемкин В.К. , Полухин В.П., Вишняков Я.Д. и др. Влияние суммарного обжатия при холодной прокатке на штампуемость отожженного листа из стали 08кп // Черная металлургия. - 1975. - С 65-68.
[4] Хартман Х., Полухин В.П., Потемкин В.К. Влияние суммарного обжатия на стабильность процессов холодной прокатки // Изв. Вуз. Черная металлургия. - 1981. - С 62-64.
[5] Абрамов А.Н., Тюленев Д.Г., Филиппова Н.А. Экспериментальная методика оценки сил деформирования, трения и нормального напряжения при волочении заготовок через роликовую волоку // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. - 2014. - № 5. - С. 13 - 17.
[6] Шолом В.Ю., Жернаков В.С., Абрамов А.Н. Методология исследований триботехнических характеристик и выбора смазочных материалов для процессов холодной обработки металлов давлением // Кузнечно - штамповочное производство. Обработка материалов давлением. - 2016. - № 4. - С. 10 -15.

ТРИБОЛОГИЯ И МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ

Броновец М.А.

E-mail: brnovets@ipmnet.ru

ИПМех РАН, Москва, Россия.

В докладе рассмотрены проблемы трибологии в космической технике и использование материалов для узлов трения, применяемых в открытом космосе. Обсуждаются направления разработки материалов, результаты испытаний материалов на трение и износ в вакуумных камерах, приводятся конкретные характеристики материалов.

Ключевые слова: трение, износ, фрикционные характеристики, космос, методы испытаний.

TRIBOLOGY AND MATERIALS FOR SPACE ENGINERY

Bronovets M.A.

The report examines the problems of tribology in space technology and the use of materials for friction unites in open space. The directions of materials development, results of materials testing on friction and wear in vacuum chambers are discussed, characteristics of materials are given.

Keywords: friction, wear, friction characteristics, space, test methods.

Введение

По мере развития космонавтики все более возрастает роль работы подвижных сопряжений и узлов трения космических изделий. При создании новых спутников, космических станций и межпланетных кораблей происходит повышение удельных давлений и скоростей взаимодействия трущихся элементов, а также требуется существенное возрастание требуемой долговечности узлов трения.

Освоение дальнего космоса, создание транспортных средств и устройств для забора грунта для Марса и доставки его на землю, создание машин и механизмов для Луны, реализация ряда других проектов требуют дополнительного изучения особенностей работы узлов трения, как в герметичных объёмах аппаратов, так и в открытом космосе. Причём число забортных негерметичных узлов непрерывно возрастает.

Актуальность поставленных проблем связана с повышением работоспособности систем, агрегатов и узлов, расположенных на космических станциях, спутниках и космических аппаратах длительного функционирования, устранением необходимости их замены вследствие изношенности и выхода из строя, обеспечение надёжности систем жизнеобеспечения обитаемых станций, повышение комфортабельности пребывания космонавтов на орбите.

В проблеме трибологии особое место занимают материалы для узлов трения. Глубокий вакуум, перепады температур в сотни градусов, радиация, атомарный кислород вызывают изменение характеристик материалов, условия их работы.

К настоящему времени разработано большое количество материалов самого различного рода. Они имеют различное назначение, созданы на основе самых различных подходов. Но их общей чертой, за исключением нескольких примеров, является ограниченный срок службы. До настоящего времени они в той или иной мере устраивали создателей космической техники. Но новый этап развития космонавтики требует разработки перспективных конструкционных и смазочных материалов, которые обеспечат работоспособность и на орбите земли, и в дальнем космосе в течение длительного срока функционирования изделий.

Работоспособность узлов трения должна быть в перспективе не ниже срока функционирования изделия в целом.

Проблемы в работе космических изделий, связанные с трибологией

1. Сбои при выходе космических объектов на орбиту.
2. Потеря ориентации при старте с орбиты Земли.
3. Заклинивание парашютов в процессе спуска на Землю.
4. Нарушение герметичности стыковочных узлов.
5. Ограниченный срок службы узлов трения.

Особенности работы узлов трения в открытом космосе

- Отсутствие кислорода (глубокий вакуум) приводит к схватыванию поверхностей трения металлов при их относительном перемещении;
- Невесомость влияет на характер поведения частиц износа и меняет механизмы изнашивания;
- Воздействие космических излучений приводит к повреждению поверхностей трения материалов;
- Широкий диапазон температур требует применения специальных резино-технических, полимерных и композитных материалов;
- Смазочные и другие органические материалы должны обладать высокой стойкостью к испарению и высокими температурно-вязкостными характеристиками.

Условия работы узлов трения сильно различаются в зависимости от назначения устройств, в которых они стоят. Скорости скольжения, как правило, не превышают 1,5 м/сек, удельные давления для пар скольжения 100 кг/см^2. Это предельные значения, за исключением редких случаев (например, шасси «Бурана»).

В некоторых случаях играют первостепенную роль трение без скачков (stick-slip) при очень малых переменных скоростях относительного перемещения (например, при наблюдении за пролетающими объектами или поверхностями планет).

Для стыковочных узлов чрезвычайно важны адгезия и статическое трение контактирующих поверхностей.

Области применения магнитных жидкостей в космической технике

- Системы герметизации подвижных узлов;
- Магнитожидкостные опоры;
- Узлы трения с магнитными смазочными маслами;
- Демпфирование и виброгашение.

Трибоэлектромеханические системы содержат рабочие контуры с источниками электромагнитной или магнитостатической энергии, взаимодействующей с рабочей средой, обладающей электромагнитными свойствами и являющейся одновременно трибологическим элементом.

Магнитные наножидкости (МНЖ) представляют собой коллоидный раствор тонкодисперсного магнетика (диаметр до 10 нм) в жидкости-носителе. В качестве магнетика применяют магнетит, железо, никель и кобальт, а в качестве жидкости-носителя - кремнийорганические и фтороорганические жидкости, минеральные и синтетические масла, эфиры, керосин, воду и другие жидкости в зависимости от назначения МНЖ. В МНЖ необычно сочетаются свойства твердого вещества и жидкости, что открывает новые возможности управления магнитным полем ее ориентацией в пространстве, вязкостью, намагниченностью, триботехническими, тепловыми, оптическими и акустическими свойствами.

Уникальные свойства разработанных МНЖ позволили создать высокоэффективные герметичные магнитожидкостные уплотнения (МЖУ) валов и штоков возвратно-вращательного и возвратно-поступательного движений; быстроразъемные уплотнения крышек и фланцевых соединений; герметичные подшипниковые узлы и зубчатые передачи с магнитоуправляемыми смазочными материалами (МСМ) для работы в широком диапазоне температур; демпфирующие и виброизолирующие устройства.

МЖУ применены в уникальных изделиях единичного использования: “Буран”, “Фобос”, “Марс”, космической станции “Мир”.

Триботехнические характеристики пластичных смазок

Пластичные смазки, используемые в узлах трения механизмов, работающих в условиях космического пространства, должны обладать широким температурным диапазоном применения, низкой испаряемостью при повышенных температурах в вакууме.

Среди большого количества смазок предлагавшихся ранее разработчиками для применения в узлах трения механизмов, работающих в условиях космического пространства, наибольшего внимания заслуживают смазки ВНИИНП-274Н, ЦИАТИМ-221, НИКА.

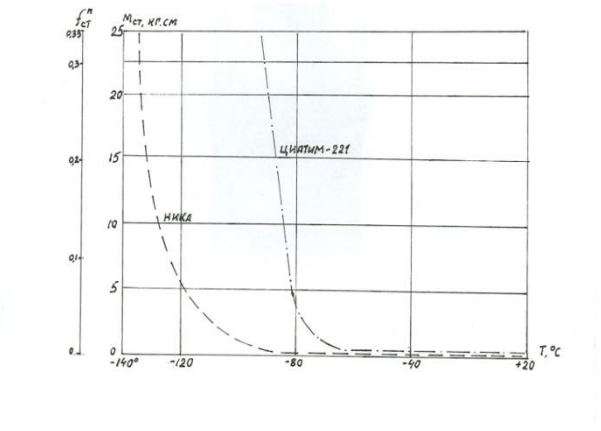


Рис 1. **Зависимость момента трения и приведенного коэффициента трения от температуры при страгивании шарикоподшипника 6-60202 ЮТ с пластичными смазками НИКА и ЦИАТИМ-221 при нагрузке 1000 Н**

Антифрикционные твердосмазочные покрытия

Твердые смазочные покрытия на основе веществ имеющих слоистую структуру, нанесенные на металлическую основу, получили широкое распространение в изделиях космической техники благодаря простоте их применения и эффективности работы узлов трения с использованием этих покрытий. Нанесение таких покрытий осуществляется различными методами, в зависимости от условий работы узла трения.

Наиболее часто используются твердосмазочные покрытия, имеющие в своем составе мелкодисперсный порошок MoS_2 – дисульфид молибдена, основной смазочный материал и связующее вещество: фенольные, эпоксидные, кремнийорганические смолы. Опытным путем установлено, что оптимальной толщиной является пленка 15 ± 5 мкм.

Достоинства твердосмазочных покрытий: малая испаряемость (связующего) в вакууме, низкий коэффициент трения, работоспособность в широком диапазоне температур (-200…+350°С), удовлетворительная радиационная стойкость, работоспособность в широком диапазоне нагрузок, простота нанесения.

МДО-покрытия

Заслуживают внимания результаты испытаний покрытия микродугового оксидирования (МДО) с композиционным материалом на основе углерод-углеродного волокна ЭПАН. Испытания проводились по схемам торцевого нагружения кольцо-кольцо и вал-втулка вращательного движения в атмосфере воздуха. Длительность испытаний 120 минут. Обобщенные результаты испытаний по схеме кольцо-кольцо приведены в таблице 1.

Таблица 1. **Коэффициенты трения покрытий МДО по ЭПАНу**

Материал	**$P_{уд.}$ кг/см^2**	**V м/с**	***f***
МДО-ЭПАН	0,4	0,2	0,006
		1	0,006
		2	0,08
	0,8	0,2	0,003…0,03
		1	0,006…0,003
		2	0,2→0,003
	1,2	0,2	0,03
		1	0,01→0,004
		2	0,04→0,002

Как видно из результатов испытаний коэффициент трения пары МДО-ЭПАН в большинстве случаев составляет величину менее 0,01; величины более 0,01 наблюдаются в режиме приработки поверхности.

Во всех рассмотренных случаях износ образца из материала ЭПАН был минимальным, износ покрытия МДО не наблюдался.

Алмазоподобные покрытия

Одним из методов упрочнения поверхностей трения является метод нанесения алмазоподобных покрытий, которые значительно превосходят по износостойкости стальные, в том числе термообработанные и подвергнутые цементации поверхности. Технология нанесения таких покрытий позволяет наносить их на различные металлы, контролируя толщину наносимого слоя. Проведены оценочные испытания алмазоподобного покрытия нанесенного на стальной диск.

При трении в условиях атмосферы воздуха покрытия ВНИИНП-504 по алмазоподобному покрытию коэффициент трения был несколько ниже f = 0,09…0,1, чем в аналогичных условиях со стальной втулкой f = 0,1…0,12.

Спеченные самосмазывающиеся материалы
Металлофторопластовые ленты

Для средне и тяжелонагруженных узлов трения, работающих в вакууме в широком диапазоне температур, могут быть рекомендованы спеченные антифрикционные материалы. Одним из таких материалов является металлофторопластовая лента, представляющая собой стальную ленту, медненную с двух сторон с напеченными частицами порошка оловянистой бронзы и пропитанную суспензией фторопласта с дисульфидом молибдена.

Основные свойства металлофторопластовой ленты (МФЛ) приведены в таблице 2.

Таблица 2. **Триботехнические свойства образцов МФЛ при трении по стали ВНС-17 в вакууме**

№ п/п	**T, ^{0}C**	**Коэффициент трения при числе циклов**						**Износ, мкм**
		0	1200	2400	3600	5800	6000	
1	20	0,15	0,14	0,13	0,12	0,13	0,13	39,1
2	100	0,07	0,07	0,08	0,09	0,09	0,10	36,0
3	200	0,06	0,07	0,07	0,07	0,07	0,08	54,5
4	300	0,04	0,05	0,04	0,04	0,06	0,05	75,8
5	350	0,04	0,04	0,08	0,13	0,14	0,2	-

ОЦЕНКА ИЗНОСА ДЕРЕВОРЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Буглаев А.М.

E-mail: an.buglaev@yandex.ru

ФГБОУ ВО «Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия.

В статье приведены результаты исследований износа дереворежущих инструментов: ножей рейсмусовых и шпонострогальных станков, гильотинных ножниц, сборных и насадных фрез, круглых пил с твердосплавными пластинами. Установлена модель и параметры износа. Проведены испытания дереворежущих инструментов в производственных условиях. Методика оценки износа дереворежущих инструментов может быть использована при выборе материалов для их изготовления, а также методов упрочняющей обработки.

Ключевые слова: оценка, износ, исследование, дереворежущий инструмент.

ASSESSINNG WOOD-CUTTING TOOLS WEAR

Buglaev A.M.

The article presents the results of studying wood-cutting tools wear: knives of panel planer veneer machines, guillotine shears, interlocking side mills and arbour-type cutters, circular saws with carbide plates. The model and parameters of wear are established. Wood-cutting tools are tested in production conditions. Techniques of assessing wood-cutting tools wear can be used while choosing the materials for their production and methods of strengthening treatment.

Keywords: assessing, wear, study, wood cutting tool.

Качество изделий из древесины и древесных материалов во многом определяется стойкостью дереворежущих инструментов, поэтому оценка их износа в процессе эксплуатации является актуальной проблемой.

Основной причиной отказов дереворежущих инструментов, таких как ножи рейсмусовых и шпонострогальных, станков, гильотинных ножниц, насадных и сборных фрез, а также круглых пил с твердосплавными пластинами является износ режущих элементов (82-93 %). Выкрашивание режущих кромок составляет 2-11 %, сколы и отрывы твердосплавных пластин круглых пил - 5-7%.

Нами были проведены исследования по оценке износа дереворежущих инструментов. В процессе работы изнашиваются передние и задние поверхности, происходит формоизменение режущей кромки и укорочение резца. В связи с этим была принята модель износа резца, приведенная на рис. 1.

В качестве параметров износа использовались: укорочение резца Ак, изменение радиуса округления режущей кромки ρ , величина износа передней поверхности Кп, величина износа задней поверхности Кз. Также определялась площадь износа в сечении перпендикулярном режущей кромки.

Укорочение резца определяется по формуле:

$$A_к = \ell_н - \ell_к \qquad (1)$$

где $l_н$ – длина резца до изнашивания;

$l_к$ – длина резца после изнашивания.

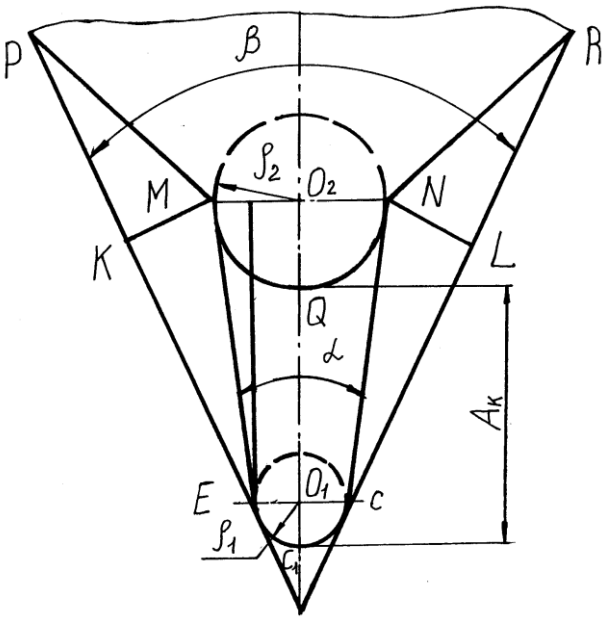


Рис. 1. **Схема определения параметров износа резца**

Изменение радиуса округления определяется следующим образом:

$$\Delta\rho = \rho_p - \rho_d = \rho \qquad (2)$$

где ρ_p – радиус округления резца после изнашивания (ρ_2)

ρ_d – радиус округления резца до изнашивания (ρ_1)

Площадь износа можно определить как сумму элементарных геометрических фигур:

$$S_u = 2\,S_{O1EMO2} - \frac{\pi\cdot\rho_2^2}{2} + \frac{\pi\cdot\rho_1^2}{2} + 2\,S_{EKM} + S_{KMP} + S_{LNR}, \quad (3)$$

где S_{O1EMO2} – площадь четырехугольника O_1EMO_2;
S_{EKM} – площадь треугольника EKM;
S_{KMP} – площадь треугольника KMP;
S_{LNR} – площадь треугольника LNR.

Площадь четырехугольника O_1EMO_2 определяется по формуле:

$$S_{O1EMO2} = \frac{(\rho_1+\rho_2)\cdot O_1O_2}{2}. \quad (4)$$

Площадь треугольника EKM определяется следующим образом:

$$S_{EKM} = KM\,KE/2; \quad EK = EM\cdot\cos\left(\frac{\beta}{2}-\frac{\alpha}{2}\right);$$

$$KM = EM\cdot\sin\left(\frac{\beta}{2}-\frac{\alpha}{2}\right); \quad (5)$$

$$EM = \frac{EU}{\cos\frac{\alpha}{2}}; EU = O_1O_2; \frac{\alpha}{2} = arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{O_1O_2}; \quad (6)$$

$$S_{EKM} = \frac{O_1O_2}{2\cdot\cos\left(arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{O_1O_2}\right)}\cdot\frac{O_1O_2\cos\left(\frac{\beta}{2}-arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{O_1O_2}\right)}{\cos\left(arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{O_1O_2}\right)} =$$

$$= \frac{O_1O_2^2\cos\left(\frac{\beta}{2}-arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{O_1O_2}\right)}{2\cos^2\left(arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{O_1O_2}\right)} \quad (7)$$

Площадь треугольника KMP:

$$S_{KMP} = \frac{O_1O_2.PK}{\cos\left(arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{O_1O_2}\right)}, \quad (8)$$

а площадь треугольника LNP :

$$S_{LNR} = \frac{O_1O_2.\cdot LR}{\cos\left(arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{O_1O_2}\right)} \quad (9)$$

Выразив $O_1O_2 = A_к + \rho_2 - \rho_1$; $KP = K_п\,A_к$; $LR = K_3\,A_к$, получим зависимость для расчета площади износа:

$$S_u = (\rho_1+\rho_2)\cdot(A_k+\rho_2-\rho_1) + \frac{(A_k+\rho_2-\rho_1)^2\cdot\cos\left(\frac{\beta}{2}-arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{A_k+\rho_2-\rho_1}\right)}{\cos^2\left(arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{(A_k+\rho_2-\rho_1)}\right)} +$$

$$+\frac{(A_k+\rho_2-\rho_1)\cdot K_n\cdot A_K}{\cos\left(arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{(A_k+\rho_2-\rho_1)}\right)} + \frac{(A_k+\rho_2-\rho_1)\cdot K_3\cdot A_K}{\cos\left(arctg\,\frac{\rho_2-\rho_1}{(A_k+\rho_2-\rho_1)}\right)} + \frac{\pi\rho_1^2}{2} + \frac{\pi\rho_2^2}{2}. \quad (10)$$

Исследования износа дереворежущих инструментов проводились в производственных условиях. В качестве обрабатываемого материала использовался дуб. Укорочение ножей шпоностругальных и рейсмусовых станков, гильотинных ножниц, сборных фрез определялось с помощью оптического длинномера ИЗВ-2 с точностью 1мкм. Укорочение зубьев круглых пил и и насадных фрез измерялось с применением индикатора часового типа 1МИГ с ценой деления 1 мкм.

Радиус округления измерялся на универсальном измерительном микроскопе УИМ-21 и малом инструментальном микроскопе ММИ по отпечаткам на свинцовой и алюминиевой пластинках. Линейная величина износа и площадь износа определялась по профилограммам передней и задней поверхностей, записанным до и после эксплуатации инструмента.

Анализ изменения параметров износа дереворежущих инструментов в зависимости от пути трения (табл. 1) показывает, что имеется корреляция между этими параметрами. Наиболее стабильными параметрами являются укорочение лезвия резца и радиус округления режущей кромки. Наименьший износ был у ножей гильотинных ножниц, изготовленных из стали Р6М5, а наибольший у ножей из стали У10А. Износ ножей из стали 9ХФ был больше, чем ножей из стали Р6М5, но меньше, чем ножей, изготовленных из стали У10А.

Ножи шпоностругального и рейсмусового станков, изготовленные из стали Х6ВФ изнашивались меньше, чем ножи из стали У10А. Насадные фрезы, изготовленные из стали 9ХФ изнашивались меньше, чем фрезы из стали Х6ВФ.

Испытания круглых пил с твердосплавными пластинами показали, что с уменьшением процентного содержания кобальта в твердом сплаве с 15 до 6% износ зубьев снижается. Наименьший износ имели пилы с пластинами из твердого сплава ВК6, а наибольший - из сплава ВК15. Следует отметить, что приведенных в табл.1 параметров износа достаточно при выборе инструментальных материалов для дереворежущих инструментов. Также предварительные исследования показали, что такой параметр как площадь износа можно использовать для оценки методов поверхностного упрочнения дереворежущих инструментов.

Таблица 1. **Значения параметров износа дереворежущих инструментов**

Виды инструментов	Материал резца	$t_ш$, t_0, $t_п$, мм	Путь трения, км	Параметры износа, мкм			
				ρ	Ак	Кп	Кз
Ножи гильотинных ножниц	У10А	$t_ш$ =1	0,48	60	112	426	564
	9ХФ	то же	0,48	54	101	392	536
	Р6М5	то же	0,48	48	85	370	420
Ножи шпоностругальные	У10А	$t_ш$ = 1	1,4	42	69	315	362
	Х6ВФ	то же	1,4	40	67	291	344
Ножи рейсмусового станка	У10А	t_0 = 5	1,8	52	94	283	342
	Х6ВФ	то же	1,8	46	88	261	319
Фрезы	Х6ВФ	t_0 = 20	1,6	58	103	313	366
	9ХФ	то же	1,6	56	98	297	355
Ножи сборных фрез	ВК6	t_0 = 5	14	36	56	170	236
	ВК10	то же	14	39	65	182	244
	ВК15	тоже	14	41	69	195	266
Круглые пилы для поперечного пиления	ВК6	$t_п$ = 50	12	54	103	182	230
	ВК10	то же	12	57	107	194	250
	ВК15	то же	12	61	114	202	260
Круглые пилы для продольного пиления	ВК6	$t_п$ = 50	12	43	67	137	170
	ВК10	то же	12	45	72	142	184
	ВК15	то же	12	47	85	153	192

$t_ш$ – толщина шпона; $t_о$ – толщина срезаемого слоя; $t_п$ – высота пропила.

[1] Буглаев, А.М. Станки для обработки круглых сортиментов / А.М. Буглаев, М.П. Бокачева, В.В. Сиваков // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2016. № 6 (354). С. 122-129. ISSN: 0536-1036.

[2] Буглаев, А.М. Исследование факторов, влияющих на безопасность станочников деревообрабатывающих станков / А.М. Буглаев, М.П. Бокачева // Безопасность жизнедеятельности. 2015. № 3 (171). С. 3-6. ISSN 1684-6435.

[3] Пат. 2573357 Российская Федерация, МПК В 27 С 9/04. Станок для обработки бревен / Буглаев А.М., Бокачева В.П., Сиваков В.В., патентообладатель ФГБОУ ВПО «Брянск. гос. инженер.-технол. ун-т». – № 2014143820/13; заявл. 29.10.2014 ; опубл. 20.01.2016, Бюл. № 2. – 7 с.

[4] Буглаев, А.М. Исследование возможности снижения вибрации деревообрабатывающего оборудования / А.М. Буглаев, М.П. Бокачева, В.В. Сиваков // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2017. № 3 (356). ISSN: 0536-1036.

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПАРЫ ТРЕНИЯ ЛАТУНЬ-СТАЛЬ В ВОДНЫХ РАСТВОРАХ ОРГАНИЧЕСКИХ КИСЛОТ

[1]Бурлакова В.Э., [1]Дроган Е.Г., [1]Геращенко Д.Ю.

E-mail: ekaterina.drogan@gmail.com

[1]Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Российская Федерация.

Исследованы триботехнических характеристики пары трения латунь-сталь в водных растворах карбоновых кислот. Выявлено снижение коэффициента трения при фрикционном взаимодействии в ряду кислот муравьиная-капроновая. Показана зависимость размера частиц продуктов износа от природы смазочной композиции. Определены размеры и форма частиц

TRIBOLOGICAL OPPORTUNITIES OF FRICTION PAIR BRASS-STEEL IN AQUEOUS SOLUTIONS OF ORGANIC ACIDS

Burlakova V.E., Drogan E.G., Geraschenko D.Yu.

The tribotechnical characteristics of the brass-steel friction pair in aqueous solutions of carboxylic acids have been studied. A decrease in the friction coefficient during frictional interaction in a series of formic acid-caproic acids was revealed. Dependence

сервовитной пленки, формирующейся при трении в растворах карбоновых кислот.
Ключевые слова: избирательный перенос, безызносное трения, сервовитная пленка

of the size of particles of wear products on the nature of the lubricating composition is shown. The dimensions and shape of the particles of the servovite film formed during friction in solutions of carboxylic acids are determined.
Keywords: selective transfer, wear-free friction, servovite film.

При трении поверхностная усталость, являясь результатом периодических нагрузок в зонах контакта, способствует образованию микротрещин и царапин на поверхности деталей машин и механизмов. Использование смазочных композиций в процессе трения минимизирует либо устраняет эту проблему [1-3].

Одним из наиболее эффективных способов снижения коэффициента трения в паре латунь-сталь и вывод трибосистемы в режим безызносного трения является использование в качестве смазочной композиции глицерина или его водного раствора [4]. При этом, в результате трибохимических реакций при трении в растворе происходит окисление глицерина до альдегидов, кетонов и карбоновых кислот. В связи с этим, целью данной работы является исследование трибологических характеристик пары трения латунь-сталь в водных растворах карбоновых кислот.

Материалы и методы. Изучение эволюции коэффициента трения в паре латунь-стать исследовали на машине трения торцевого типа АЕ-5. Исследовательский комплекс состоял из рабочей стальной части и трех пальцев из латуни, расположенных под углом 120^0 относительно друг друга. Силу трения фиксировали с помощью датчика силы марки PHYWE Cobra.

В качестве смазочной композиции выступали водные растворы одноосновных карбоновых кислот: муравьиная, уксусная, пропионовая, масляная, валериановая, капроновая.

Определение размеров частиц продуктов износа фрикционного взаимодействия осуществлялось на дисковой центрифуге CPS Disk Centrifuge CPS 24000, установленной в РЦКП НОЦ «Материалы». Выполнение анализа частиц продуктов износа осуществлялось при скорости вращения 24000 об/мин.

Для визуализации топографии поверхности и определения размера и формы частиц сервовитной пленки использовали метод атомно-силовой микроскопии марки PHYWE Compact. Сканирование поверхности сервовитной пленки проводилось в полуконтактном режиме монокристаллическим кремниевым зондом с алюминиевым покрытием.

Результаты и их обсуждения. Для выявления влияния природы кислоты на возможность реализации безызносного трения в паре латунь-сталь в водных растворах одноосновных карбоновых кислот были исследованы триботехнические характеристики, в частности, коэффициент трения и износ.

Эволюционные изменения, происходящие в системе и «латунь – водный раствор капроновой кислоты – сталь» в течение длительного времени фрикционного взаимодействия (до 10 часов трибологических исследований), приводят к реализации эффекта безызносности, характеризующегося низким значением коэффициента трения (μ). Типичные зависимости μ,τ представлены на рис. 1.

Анализ значений коэффициента трения в паре трения латунь-сталь в растворах кислот показывает, что увеличение длины углеводородного радикала R с общей формулой C_nH_{2n+1} при n от 0 до 5 приводит к снижению коэффициента трения [5, 6] от значений 0,02 при трении в водном растворе муравьиной кислоты, до значения 0,007 при трении в водном растворе капроновой кислоты.

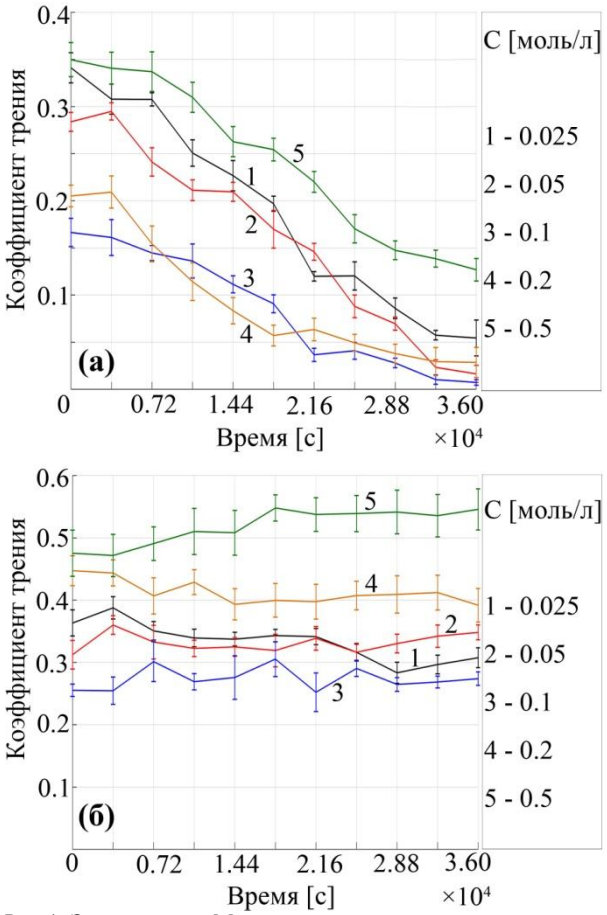


Рис. 1. **Эволюция коэффициента трения от времени в системе «латунь – водный раствор карбоновой кислоты – сталь»: а – капроновая, б – муравьиная**

Стоит отметить, что значительное снижение коэффициента трения, достигаемое в оптимальных для реализации эффекта безызносности условиях, сопровождается минимизацией интенсивности износа трибопары, табл. 1.

Таблица 1. **Трибологические характеристики пары трения латунь-сталь**

Смазочная среда: водный раствор кислоты	Коэффициент трения, f	Износ пары трения
Муравьиная	0,27	0,4452
Капроновая	0,007	0,0175

Седиментационный анализ продуктов износа, находящихся в составе смазочной среды в жидкой фазе, показывает, что в процессе длительного фрикционного взаимодействия размер частиц с течением времени трения увеличивается [5,7,8]. Однако такая тенденция ярко выражена лишь при трении пары латунь – сталь в водных растворах пропионовой, масляной, валериановой и капроновой кислот. Частицы продуктов износа, образующиеся при трении в водных растворах муравьиной и уксусной кислот, агломерируют незначительно, рис. 2.

Данный факт обусловлен агрессивным действием смазочной композиции на поверхность трения. В результате коррозионных процессов и трибохимических превращений в процессе трения в водных растворах уксусной и муравьиной кислоты поверхности как стального диска, так и образца из латуни подвергаются абразивному изнашиванию, выраженному в механическом разрушении, с образованием крупных частиц износа размерами от 150 нм до 300 нм. Смазочные композиции в виде водных растворов валериановой и капроновой кислот менее агрессивны по отношению к поверхности трения. Под их действием происходит постепенное растворение поверхности трения с образованием в объеме смазочной композиции частиц с размерами от 70 нм до 400 нм, которые в процессе трения заполняют все нанонеровности.

Самоорганизация при трении в режиме безызносности обусловлена формированием на трибосопряженных поверхностях нанокристаллической сервовитной пленки. Под действием трибоэлектрохимических реакций [9] происходит агломерация и осаждение на поверхность трения нано частиц меди, что формирует плотную структуру поверхностного слоя, рис. 3, пленки.

Показано с использованием метода АСМ, что стальная поверхность после фрикционного взаимодействия трибосопряжения латунь-сталь в водном растворе капроновой кислоты покрыта мелкозернистыми кластерами меди, рис. 3.

При этом слой, сформированный на поверхности, достаточно плотный, с малым разбросом плотно прилегающих друг к другу частиц по размеру и разбросом топографических высот до 27 нм, в то время, как сервовитные пленки,

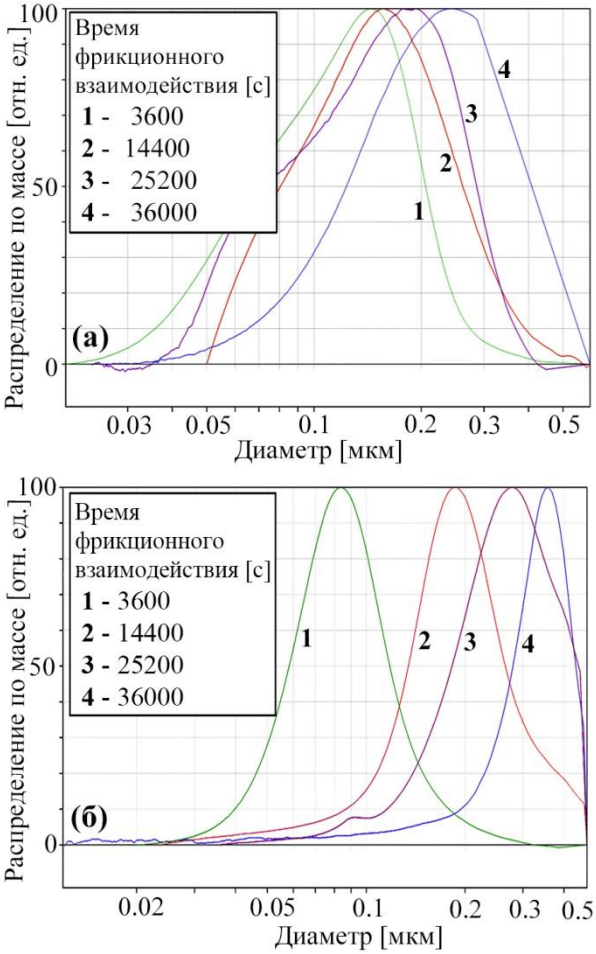


Рис. 2**. Результаты седиментационного анализа размера частиц продуктов износа (в полулогарифмической шкале) в зависимости от времени фрикционного взаимодействия системы «латунь-водный раствор кислоты-сталь»: а – муравьиная, б– капроновая [5]**

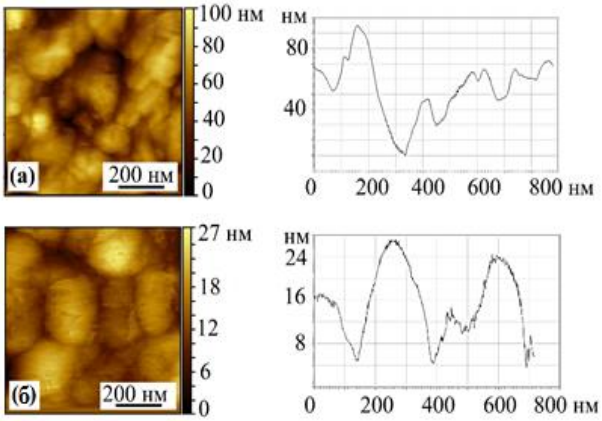


Рис. 3. **2D-визуализация и профиль сканирования поверхности сервовитной пленки, полученной при трении в системе «латунь – водный раствор кислоты – сталь»: а – муравьиной, б– капроновой**

формирующиеся по островковому механизму в водных растворах муравьиной кислоты, характеризуются низкой однородностью нанокластеров меди с размерами частиц до 100 нм [10].

Таким образом, увеличение длины углеводородного радикала в молекуле карбоновой кислоты, используемой в качестве смазочной среды,

приводит к осуществлению различных механизмов трибохимических реакций в зоне фрикционного взаимодействия при реализации избирательного переноса и образованию на поверхности трения сервовитной пленки.

[1] Khonsari M. M., Booser E. R. Applied tribology: bearing design and lubrication. – John Wiley & Sons, 2017.
[2] Marchetto D. et al. Surface passivation by graphene in the lubrication of iron: A comparison with bronze // Carbon. – 2017. – vol. 116. – pp. 375-380.
[3] Frint P. et al. An experimental study on optimum lubrication for large-scale severe plastic deformation of aluminum-based alloys // Journal of Materials Processing Technology. – 2017. – vol. 239. – pp. 222-229.
[4] Бурлакова, В.Э. Влияние наноразмерных кластеров меди на триботехнические свойства пары трения сталь-сталь в водных растворах спиртов / В.Э. Бурлакова, Ю.П. Косогова, Е.Г. Дроган // Вестник Донского государственного технического университета. – 2015. – Т. 15, № 2(81). – С. 41-47.
[5] Бурлакова, В.Э. Нанотрибология водных растворов одноосновных карбоновых кислот в трибосопряжении сплав меди-сталь / В.Э. Бурлакова, А.А. Милов, Е.Г. Дроган, А.А. Новикова // Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования. – 2018. - №11. – С. 1– 10.
[6] Бурлакова, В.Э. Влияние природы органической компоненты на триботехнические свойства системы "бронза-водный раствор карбоновой кислоты-сталь"/ В.Э. Бурлакова, Е.Г. Дроган и др. // Вестник Донского государственного технического университета. – 2015. – Т. 15, №. 4 (83). – С. 63-68
[7] Кужаров, А.С. Нанотрибология водных растворов карбоновых кислот при трении бронзы по стали / А. С. Кужаров, В.Э. Бурлакова, Е.Г. Дроган, А.А. Лемешко // Матер. XI междунар. науч.-техн. форума «Инновации, экология и ресурсосберегающие технологии». – 2014. – С. 712–717.
[8] Бурлакова В.Э. Влияние природы карбоновой кислоты на дисперсность кластеров меди при трении пары бронза-сталь / Бурлакова В.Э., Дроган Е.Г. // сб. науч. статей по материалам 13-ой Междунар. науч.-практ. конф. «Проблемы синергетики в трибологии, трибоэлектрохимии, материаловедении и мехатронике». – 2015. – С. 19– 21.
[9] Бурлакова, В.Э. // Трибоэлектрохимия эффекта безызносности. Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2005. С. 209.
[10] Дроган, Е.Г. Исследование топографии поверхности и механических свойств сервовитной пленки / Е.Г. Дроган // сб. науч. тр. XIII Междунар. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых «Перспективы развития фундаментальных наук». – 2016. – С. 148–150.

ПОЛУЧЕНИЕ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОКСИДА НИКЕЛЯ КАК МЕТАЛЛОПЛАКИРУЮЩЕЙ ПРИСАДКИ К СМАЗОЧНЫМ МАТЕРИАЛАМ

[1]Бурлакова В.Э., [1]Таутиева М.А., [1]Остапенко Д.А.

E-mail: ostapenko_dariya@mail.ru

[1]Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия.

Изучена возможность использования наночастиц оксида никеля, полученных термолизом из прекурсора малеината никеля – 2,2-дипиридила, в качестве металлоплакирующей присадки к смазочному маслу. Методика получения сформулирована с учетом термогравиметрического анализа исходного комплекса. Рентгенофазовым анализом доказано получение порошка оксида никеля. Методом атомно-силовой микроскопии определена морфология и размеры полученных частиц NiO.

Ключевые слова: коэффициент трения, трибологические свойства, прекурсор, наночастицы оксида никеля.

THE PREPARATION AND TRIBOLOGICAL CHARACTERISTICS OF NICKEL OXIDE AS A METALLOPLAKING ADDITIVE TO LUBRICANTS

Burlakova V.E., Tautieva M.A., Ostapenko D.A.

The possibility of using nickel oxide nanoparticles obtained by thermolysis of a precursor of nickel maleate - 2,2-dipyridyl, as metalplacking lubricating oil additive. The method of preparation is formulated taking into account the thermogravimetric analysis of the initial complex. X-ray analysis proved the preparation of nickel oxide powder. The morphology and sizes of the NiO particles obtained were determined by atomic force microscopy.

Keywords: coefficient of friction, tribological properties, precursor, nanoparticles of nickel oxide.

Получение нанопорошков переходных металлов является перспективным направлением в плане их использования в качестве металлоплакирующих присадок к смазочным маслам для снижения трения и износа. В трибологии при использовании нанопорошков переходных металлов в качестве присадок к смазочной композиции [1-4] в результате самоорганизации и синергетических эффектов на трибосопряженных поверхностях формируются защитные антифрикционные пленки [5], сочетающие в себе, в сравнении с металлами в объеме, высокую твердость и пластичность, стойкость к окислению, обеспечивая минимальные параметры шероховатости поверхности, относительно низкий коэффициент трения и износ [6-8].

В связи с этим, в работе рассматривается возможность использования нанопорошка оксида никеля, полученного термическим разложением прекурсора малеината никеля – 2,2 дипиридила ([(mal)Ni(Dipy)), в качестве антифрикционной добавки к смазочным материалам.

Устойчивость комплексного соединения определяли с использованием термогравиметрического (ТГА) анализа. ТГ и дифференциально-термические (ДТ) кривые исходного комплекса получали в атмосфере воздуха в условиях неизотермического нагрева с эталоном a-Al_2O_3 при скорости нагрева 10 град/мин в интервале температур 25–800^{o}C (дериватограф Perking Elmer Diamond TG/DTA).

Термическое разложение дипиридилового комплекса малеината никеля проводили в воздушной атмосфере и в присутствии газообразных продуктов термолиза в диапазоне температур 250-350^{0}C в соответствии с результатами ТГА.

Состав продуктов исследовали методом рентгенофазового анализа (РФА), идентификацию фаз проводили на порошковом дифрактометре ARLX´TRA (ThermoFisher Scientific, Швейцария). Полученные значения сравнивали с данными в базе картотеки PDF-2, № картотеки 00-004-0835.

Морфологию и размеры частиц исследовали «полуконтактным» методом на атомно-силовом микроскопе PHYWE, тип зонда Tap 190Al-G.

Для приготовления суспензий нанопорошок смешивали с маслом, суспензию обрабатывали ультразвуком (50 Вт, 35 кГц) в течение 15 мин. Концентрации нанопорошка в приготовленных суспензиях составляли 0,05; 0,10; 0,5; 0,80 % мас.

Трибологические свойства пары трения сталь-сталь изучали на машине трения типа УМТ-200 при скорости вращения 200 об/мин.

Показано с использованием ТГА, что соединение [(mal)Ni(Dipy)] является термически стабильным до 120℃, рис. 1.

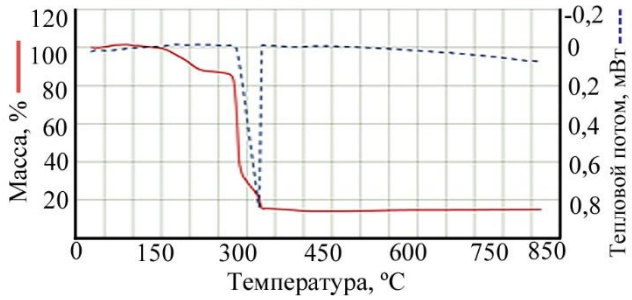


Рис. 1. **ТГ и ДТА кривые для [(mal)Ni(Dipy)]**

В области температур от 120 до 220℃ наблюдается потеря массы 13%, соответствующая отщеплению молекул воды с образованием безводного соединения. Дальнейшее нагревание приводит к разрушению комплекса и выше температуры 260 – 330^0 наблюдается потеря массы до 74%. Процесс является эндотермическим, масса твердого остатка составляет 15%. В составе газообразных продуктов разложения, по-видимому, присутствуют в основном CO_2, пары ангидрида малеиновой кислоты и дипиридина.

Продукт пиролиза представляет собой порошок черного цвета. Дифракционные пики на рентгенограмме проиндексированы как кубическая фаза NiO. Три характерных для гранецентрированной кубической (гцк) решетки оксида никеля отмечены индексами (111), (200) и (220) при 37,25◦, 43,34◦, 62,75◦, что свидетельствует о синтезе оксида никеля. При идентификации рентгенограммы установлено, что продуктом термолиза является оксид никеля с небольшой примесью чистого никеля, рис. 2.

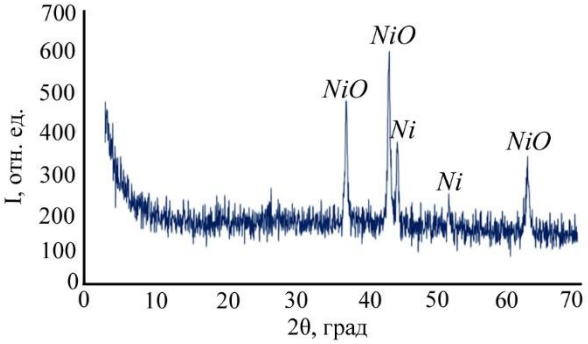


Рис. 2. **Рентгенограмма продукта термолиза соединения [(mal)Ni(Dipy)]**

Средний размер кристаллитов оксида никеля определяли из полуширины дифракционных линий по уравнению Селякова-Шеррера [9].

В соответствии с результатами АСМ при 2D и 3D визуализации обнаружено, что при пиролизе [(mal)Ni(Dipy)] образуются частицы оксида никеля сферической формы с максимальной высотой зерна, не превышающей 27 нм, рис. 3.

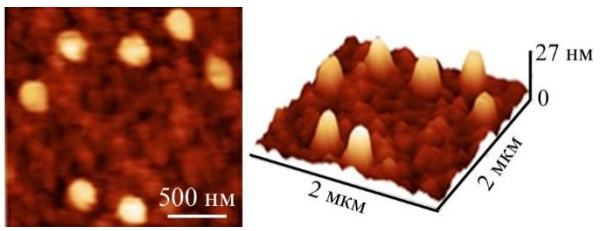


Рис. 3. **АСМ продукта термолиза соединения [(mal)Ni(Dipy)]**

Показано, что размер кристаллитов, рассчитанный из дифракционной картины РФА, находится в согласии с результатами АСМ.

Обнаружено, что введение в масло небольших количеств нанопорошка NiO (0,05…0,80 % мас.) приводит к уменьшению коэффициента трения до 30 % при средних нагрузках 49-245 Н, рис. 4.

При этом при увеличении нагрузки с 49 до 98 Н коэффициент трения сначала увеличивается, затем остается неизменным, и нагрузка практически не влияет на трибологические характеристики пары трения сталь-сталь, вплоть до 147 Н, рис. 5. При дальнейшем повышении нагрузки до 245 Н отмечается снижение коэффициента трения.

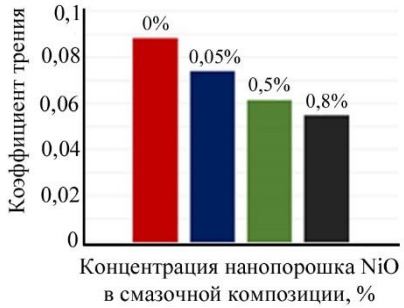


Рис. 4. **Влияние концентрации NiO на коэффициент трения при постоянной нагрузке 98 Н**

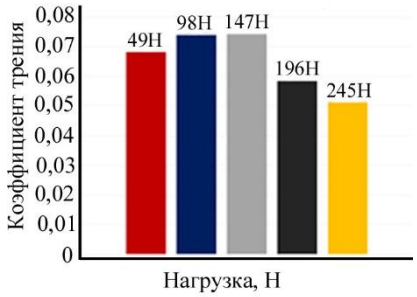


Рис. 5. **Влияние нагрузки на коэффициент трения при постоянной концентрации NiO – 0,05%**

Наблюдаемый факт может быть связан образованием тонких модифицированных поверхностных слоев на дорожке трения стали. Наночастицы оксида никеля оказывают микрополирующее действие на стальные поверхности, поро-шок начинает шаржировать поверхность, затирая микротрещины и формируя компактный защитный слой.

[1] Zhao J. Antifriction effects of Cu2S film on Ni-based MMC coating // Surface and Coatings Technology. – 2017. – Т. 315. – С. 391-398.
[2] Бурлакова В. Э., Косогова Ю. П., Дроган Е. Г. Влияние наноразмерных кластеров меди на триботехнические свойства пары трения сталь-сталь в водных растворах спиртов // Вестник Донского государственного технического университета. – 2015. – Т. 15. – №. 2 (81).
[3] Jatti V. S., Singh T. P. Copper oxide nano-particles as friction-reduction and anti-wear additives in lubricating oil //Journal of Mechanical Science and Technology. – 2015. – Т. 29. – №. 2. – С. 793-798.
[4] Zhang G. et al. The tribological behavior of Ni–Cu–Ag-based PVD coatings for hybrid bearings under different lubrication conditions // Tribology international. – 2010. – Т. 43. – №. 1-2. – С. 197-201.
[5] Бурлакова, В.Э. Нанотрибология водных растворов одноосновных карбоновых кислот в трибосопряжении сплав меди-сталь / В.Э. Бурлакова, А.А. Милов, Е.Г. Бурлакова, А.А. Новикова // Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования. – 2018. - №11. – С. 1-10.
[6] Liu E. et al. Tribological properties of Ni-based self-lubricating composites with addition of silver and molybdenum disulfide //Tribology International. – 2013. – Т. 57. – С. 235-241.
[7] Дроган Е. Г. Исследование топографии поверхности и механических свойств сервовитной пленки // Перспективы развития фундаментальных наук. – 2016. – С. 148-150.
[8] Charitidis C.A. et al. Nanotribological behavior of carbon based thin films: friction and lubricity mechanisms at the nanoscale // Lubricants. – 2013. – Т. 1. – №. 2. – С. 22-47.
[9] Русаков А.А. Рентгенография металлов. М: Атомиздат – 1977.

ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПРИСАДКАМИ П-Н-ПРОПИЛОКСИБЕНЗОЙНОЙ КИСЛОТЫ И П-Н-ПРОПИЛОКСИ-П'-ЦИАНОБИФЕНИЛА ПРИ ГРАНИЧНОМ ТРЕНИИ

Бурченков К.С., Новиков В.В., Сырбу С.А.

E-mail: novikov-ww@mail.ru

Ивановский государственный университет, Иваново, Россия.

Проведены исследования смазочной способности п-н-пропилоксибензойной кислоты, п-н-пропилокси-п'-цианобифенила и их эквимолярной смеси в условиях граничного трения. Установлено, что исследуемые присадки обладают высокой трибоактивностью, которая определятся химическим строением молекулы и концентрацией присадки в растворе.

Ключевые слова: жидкие кристаллы, мезоморфные свойства, трибометрия, водородная связь, граничное трение.

RESEARCH OF THE PROPERTIES OF LUBRICANTS WITH ADDITIVES P-N-PROPYLOXYBENZOIC ACID — P-N-PROPYLOXY-P'-CYANOBIPHENYL IN CASE OF BOUNDARY FRICTION

Burchenkov K.S., Novikov V.V., Syrbu S.A.

Research of the lubricants whith additives n-n-propylacetophenone acid and p-n-propyloxy-p'-cyanobiphenyl in the conditions of boundary friction was conducted. It's defined by the chemical structure of the molecule and the concentration of the additive in solution.

Keywords: liquid-crystal nanomaterials, mesomorphic properties, tribometry, hydrogen bond, boundary friction.

Введение. Практически все тяжело нагруженные узлы трения современных машин и механизмов, смазанные жидкими и пластичными смазочными материалами, в определенный момент времени (при пуске и остановке, при высоких контактных нагрузках или температурах, при низких скоростях относительного перемещения трущихся деталей и т.д.) работают в режиме граничной смазки [1—2]. Изучение свойств смазочных материалов и их работоспособности в условиях граничного трения при повышенных температурах и давлениях является актуальной задачей.

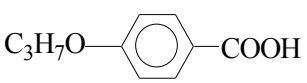
Трение и изнашивание являются сложными процессам взаимодействия поверхностей, смазочного материала и газовой среды. Например, в работе [3] показано, что в процессе трения вследствие повышения температуры при генерации теплоты трением, а также развития механохимических эффектов и окисления трение может существенно изменяться. В опытах на четырехшариковой машине трения при объемном нагреве вазелинового масла в воздушной среде коэффициент трения сначала возрастал, а потом существенно снижался. Химически активные присадки еще более заметно снижают коэффициенты трения при высоких температурах за счет тепловой активации химических реакции с металлической поверхностью в граничном смазочном слое.

В последнее время активно изучается проблема влияния на граничное трение присадок холестерических жидкокристаллических наномате-риалов в различных условиях [4—6]. Благодаря способности к образованию самоупорядоченных граничных смазочных пленок вблизи трущихся поверхностей указанные материалы существенно снижают силы трения механических сопряжений.

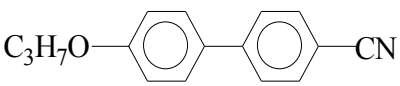
Поскольку холестерическая мезофаза образуется при закручивании в спираль нематической фазы представляет интерес изучение трибологических свойств нематогенов с точки зрения их использования как трибоактивных веществ [7].

В данной работе проведено изучение трибологических свойств *п-н*-пропилоксибензойной кислоты, *п-н*-пропилокси-*п*'-цианобифенила, а также их эквимолярной смеси.

Материалы и методы. Для испытаний на трение были выбраны п-н-пропилоксибензойная кислота (3-АОБК)



и п-н-пропилокси-п’-цианобифенил (3-АОЦБ),



а также их эквимолярная смесь. Их мезоморфные и физические свойства описаны в работе [8].

Кроме этих веществ для сравнительных испытаний были использованы вещества, смазочная эффективность которых исследовалась ранее — 4-акрилоилоксифенилый эфир-4′-н-октилокси-бензойной кислоты имеющий формулу $C_8H_{17}O$ — (C_6H_4) — COO— (C_6H_4) —COO — CH = CH_2 , олеиновая кислота и холестериновый эфир валериановой кислоты (Х-4) C_4H_9COO — Chol .

Испытания на трение проводились на лабораторном трибометре ТЛПТ-1 в условиях граничного трения при возвратно-поступательном движении. Описание трибометра и принцип его работы приведены в статье [9]. Конструкция прибора защищена патентом [10]. Узлом трения ТЛПТ-1 является пара, состоящая из металлической пластины, по которой скользит притертый металлический шарик из закаленной и отпущенной стали ШХ15. Пластина закрепляется в ванночке, в которую наливается жидкий смазочный материал. Пластина изготовлена из закаленной и отпущенной стали Р6М5 твердостью 60 HRC.

Общим подготовительным этапом при всех испытаниях было следующее. С целью удаления загрязнений узел трения предварительно разбирали, трущиеся детали погружали в растворитель на 20 минут, вынимали, протирали и высушивали. После этого собирали узел трения.

Исследование влияние температуры на коэффициент трения чистых веществ проводили по следующей методике. Ячейку нагревали до 180 °С и производили притирку всухую при скорости скольжения υ = 2 мм/с, длине пути 4 мм и нагрузке 30 Н в течение 250 циклов возвратно-поступательного движения. В результате притирки насухо перед испытанием в зоне трения возникает мало изменяющееся во времени пятно износа диаметром 0,7…0,9 мм. Давление на таком контакте при нагрузке в 30 Н составляет 50…80 МПа. Коэффициент трения всухую после притирки достигал значений μ = 0,6…0,7.

После притирки в зону трения помещали порошок исследуемого вещества. Оно расплавлялось и смазывало зону контакта, растекаясь по ней. После расплавления вещества нагрев ячейки отключали и в режиме естественного охлаждения производили измерения силы трения и температуры ячейки. Скорость охлаждения составляла около 2 град/мин. Значение силы трения определяли путем усреднения показаний динамометра при прямом и обратном направлении движения контртела на случайно выбранном участке диапазона измерений. Разброс испытаний для большинства опытов был в диапазоне ± 0,3 Н, что соответствовало погрешности определения коэффициента трения в 10 % от измеряемой величины.

При испытаниях на трение растворов веществ применялась следующая методика. Исследуемые составы готовились путем полного растворения присадки в нагретом на водяной бане базовом вазелиновом масле (ГОСТ 3164-78). Концентрации присадки варьировались от 0 до 1 масс. %. Пара

трения Р6М5—ШХ15. Давление на контакте 80 МПа. Скорости перемещения изменялись ступенчато — 0.2, 0.4, 1.0 и 2,0 мм/с. Температура испытаний была стабилизирована на двух уровнях 20 °С и 70 °С.

Испытания на долговечность смазочной пленки проводились по следующей методике. На подготовительном этапе с целью удаления загрязнений узел трения предварительно разбирали, трущиеся детали погружали в растворитель на 20 минут, вынимали, протирали и высушивали и зачищали наждачной бумагой. После этого на поверхность наносили каплю смазочной композиции, равномерно распределяя по поверхности. После этого насухо протирали образец и проводили испытание на трение. Режим испытаний: нагрузка 50 Н, среднее давление на контакте 80 МПа, средняя скорость хода скольжения 2 мм/с, температура испытаний 20 °С, длина пути образца при совершении одного цикла составляла 8 мм, период – 4 с.

В процессе работы постепенно происходило утонение смазочной пленки и ее разрушение. Процесс разрушения фиксировался трибометром в виде резкого возрастания силы трения. Диапазон изменения коэффициента трения смазочной пленки определялся на участке стабильного истирания пленки. Долговечность пленки оценивалось временем испытаний на стойкость T_1 и T_2 и числом циклов N_1 и N_2, которые она выдерживает до начала разрушения (индекс 1) и полного разрушения (индекс 2) соответственно. Из-за высокого разброса результатов испытаний для каждой смазочной композиции проводилось не менее 8 опытов, по которым рассчитывалось среднее значение и относительная погрешность.

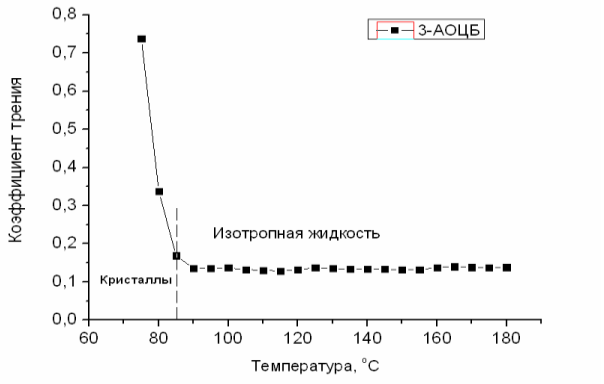


Рис. 1. **Влияние температуры на коэффициент трения в веществе 3-АОЦБ**

Результаты и обсуждение. В результате проведенных испытаний было установлено следующее. Коэффициент трения определялся химическим строением молекулы вещества. Так вещество 3-ОАЦБ, находящееся в изотропном состоянии и эквимолярная смесь 3-АОБК и 3-АОЦБ, находящаяся в мезоморфном состоянии, обеспечивают в интервале температур от 95 °С и выше одинаковый коэффициент трения, равный 0,13…0,14 (рис. 1).

При трении в индивидуальной 3-АОБК, которая переходит при температуре 145 °С в низкотемпературную нематическую субфазу, коэффициент трения имеет более низкие значения 0,12…0,13 (рис. 2).

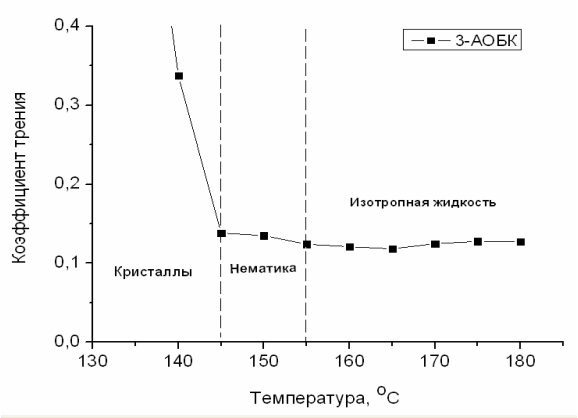


Рис. 2. **Влияние температуры на коэффициент трения в веществе 3-АОЦБ**

Более высокая температура плавления соединения обеспечивается сильной межмолекулярной водородной связью. Поэтому и смазочная пленка, образованная указанным соединением на трущихся поверхностях, будет иметь большую прочность и обеспечивать более низкие значения силы трения.

Характерной особенностью трения в среде эквимолярной смеси соединений 3-АОБК и 3-АОЦБ является тот факт, что фазовые переходы изотропной жидкости в фазовую смесь ИЖ+ЖК и затем в нематическое состояние не влияют на коэффициент трения (рис. 3).

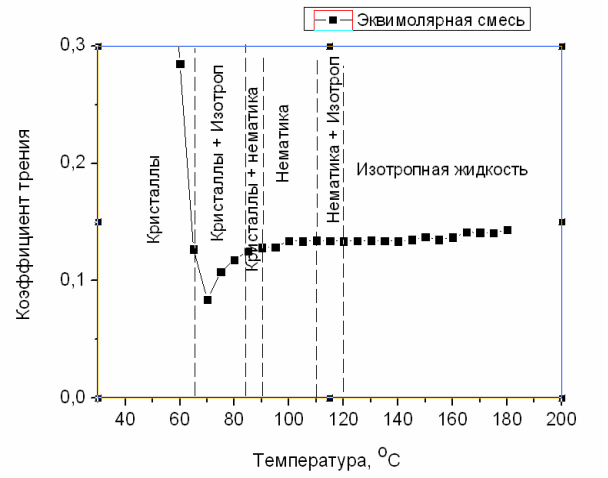


Рис. 3. **Влияние температуры на коэффициент трения в эквимолярной смеси веществ 3-АОЦБ и 3-АОЦБ**

При температурах ниже 95 °С является резкое снижение коэффициента трения с 0,13 до 0,08. В этой области наблюдается фазовая смесь кристалликов свободной фазы α изотропной

жидкости. Очевидно, что наличие мелких кристалликов твердой фазы действует как твердая смазка, т.е. они дополнительно противодействуют адгезионному схватыванию трущихся поверхностей. За счет этого коэффициент трения снижается.

Интерес для практического использования в узлах трения представляют не индивидуальные ЖК-наноматериалы, а их растворы в смазочных маслах. Было установлено, что исследуемые присадки обладают высокой трибоактивностью, сопоставимой с трибоактивностью известных жидких кристаллов. Особенно сильно эффект понижения трения проявляется при медленной скорости перемещения 0,2 мм/с, т.е. в условиях максимальной реализации условий граничного трения. С увеличением содержания присадки коэффициент трения также уменьшается.

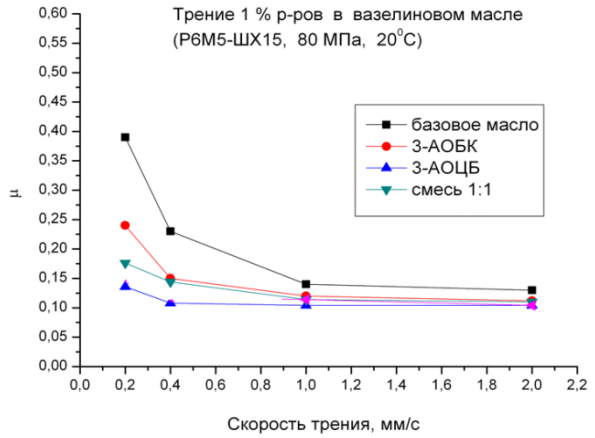


Рис. 4. **Влияние скорости на коэффициент граничного трения 1% растворов присадок в вазелиновом масле при 20 °С**

Установлено, что наилучшими смазочными свойствами при 20 °С обладает присадка 3-АОЦБ. При скорости 0,2 мм/с коэффициент трения уменьшается с 0,39 для чистого базового масла до 0,28 при концентрации присадки 0,1 масс. %, и до 0,14 при ее концентрации 1 масс.% (рис. 4) . Эквимолярная смесь, напротив, показала наихудший результат. С ростом скорости влияние присадок ослабевало, и при скорости 2 мм/с коэффициент трения становился сопоставимым с коэффициентом трения базового масла.

При повышении температуры до 70 °С коэффициент трения в среде базового масла без присадок увеличивался с 0.39 до 0.53 (рис. 5).

Причиной этого служило уменьшение вязкости базового масла с повышением температуры. Наличие в смазочном материале трибоактивных присадок позволяет блокировать негативный эффект снижения вязкости. Смазочные свойства составов с присадками ухудшаются незначительно, оставаясь для составов, содержащих 1 масс. % присадки, во всем диапазоне скоростей ниже 0,2. При этом разница в трибологических свойствах растворов с разными исследованными присадками становится на уровне погрешности испытаний

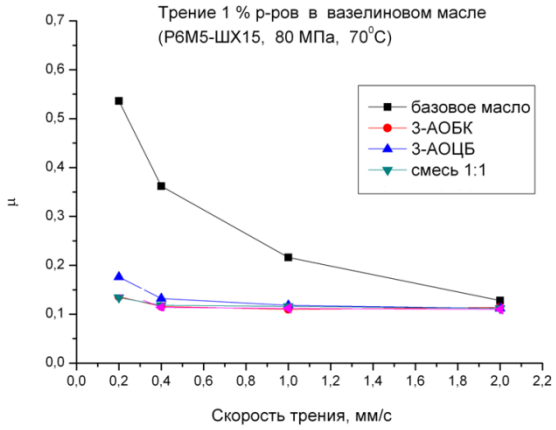


Рис. 5. **Влияние скорости на коэффициент граничного трения 1% растворов присадок в вазелиновом масле при 20 °С**

Результаты проведенных экспериментов по исследованию долговечности смазочных пленок показаны на гистограмме (рис. 6).

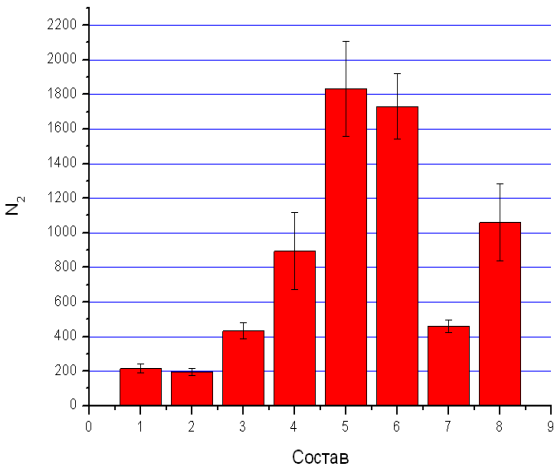


Рис. 6. **Долговечность масляной пленки при трении:** 1— вазелиновое масло (ВМ), 2 — И-20, 3 — И-20А + 1% Х-4, 4 — И-20 + 1% олеиновой кислоты, 5 — ВМ + 1% 3-АОБК, 6 — ВМ + 1% 3-АОЦБ, 7 — ВМ + 1% эквимолярной смеси (3-АОБК + 3-АОЦБ), 8 — ВМ + 1% 4-акрилоилоксифениловый эфир-4′-н-октилоксибензойной кислоты

Наименьшую стойкость имеют масляные пленки базовых масел — вазелинового масла (214 циклов) и индустриального масла И-20 (196 цикла). Введение в состав трибоактивной присадки ЖК кристалла Х-4 повышает долговечность масляной пленки в 2,5 раза (432 цикла). Ведение в состав трибоактивной присадки олеиновой кислоты повышает долговечность масляной пленки почти в 4,5 раза (894 циклов).

Наиболее долговечными являются масляные пленки растворов, содержащих 3-АОЦК (1834 циклов) и 3-АОБЦ (1731 циклов). Это в 8,4…8,6 раз выше прочности пленки базового вазелинового масла. По нашему мнению, обнаруженное явление возникает ввиду высокой поверхностной активности этих присадок и их возможности

образовывать с металлом прочные хемосорбционные связи, препятствующие разрушению смазочной пленки при трении. Вопреки ожиданиям, долговечность состава с эквимолярной смесью этих веществ по сравнению с чистыми присадками оказалась существенно ниже (461 цикл). Возможной причиной является обнаруженное методом ИК спектроскопии разрушение диполь-дипольных ассоциатов замещенных цианобифенилов димерами кислоты, приводящее к ослаблению связи с поверхностью.

Перспективной присадкой может оказаться также вещество 4- акрилоилоксифениловый эфир-4′-н-октилоксибензойной кислоты. Смазочная композиция показала долговечность 1060 циклов, что в 5 раз выше долговечности базового масла.

Выводы. Исследуемые присадки трибоактивны. Введение их в растворы базового масла существенно снижает коэффициент граничного трения, резко повышает долговечность смазочной пленки. Влияния жидкокристаллических свойств индивидуальных веществ на коэффициент трения не выявлено.

Работа выполнена при финансовой поддержке гранта РФФИ № 18-43-370027

[1] Буяновский И.А., Захаров С.М. Смазка // Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) / Под общ. ред. А.В. Чичинадзе. М. Машиностроение. С. 184—248.
[2] Буяновский А.И. Граничная смазка // Современная трибология: итоги и перспективы. Отв. Ред. К..В. Фролов. М.: Издательство ЛКИ, 2008. С. 226—276.
[3] Матвиевский Р.М. Граничная смазка // Трибология: исследования и приложения: Опыт США и стран СНГ. / Под ред. В.А. Белого, К. Лудермы, Н.К Мышкина. М.: Машиностроение, Нью Йорк: Аллертон пресс, 1993. С. 279—295.
[4] Ермаков С.Ф. Трибофизика жидких кристаллов. Гомель: ИММС НАН Беларусь. 2008. — 232 с.
[5] Kolesnikov V.I., Myshkin N.K., Ermakov S.F., Sychev A.P. Thermoinduced effect of reversible lubricating ability of cholesteric liquid-crystalline nanomaterials in friction of solids. Doklady Physical Chemistry. 2014. Т. 457. № 2. С. 123-126.
[6] Ermakov S.F., Kolesnikov V.I., Sychev A.P. Lubricity of cholesteric liquid-crystal nanomaterials in friction of solids // Journal of Friction and Wear. 2016. Т. 37. № 2. С. 136-140.
[7] Novikov V.V., Latyshev V.N., Syrbu S.A., Nuzdina E.E., Marshalov M.S. Principles of optimizing additive compositions to mesogenic compounds of metal working LCA // Journal of Friction and Wear Vol. 35 No. 2 2014. P. 123—128.
[8] Сырбу С.А., Дицина О.Ю., Киселев М.Р. Влияние водородной связи на физические свойства системы п-н-пропилоксибензойная кислота – п-н-пропилоксицианобифенил // Жидкие кристаллы и их практическое использование / Liquid Crystals and their Application. 2016. Т. 16, № 3. С. 30—38.
[9] Новиков В.В., Лисицын Р.Ю., Бурченков К.С., Афанасьева О.В., Сырбу С.А. Трибометр лабораторный поступательный термостабилизированный // Трибология – машиностроению: Труды XI международной научно-технической конференции. — М.: 2016. С. 144—146.
[10] Новиков В.В., Сырбу С.А., Бурченков К.С и др. Патент на полезную модель № 169882 «Устройство для измерения силы трения», выданный Федеральной службой по интеллектуальной собственности, патентам и товарным знакам. 05.04.2017. М: 2017.

ОПЫТ ПРИМЕНЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОГО ОРГАНОПЛАСТА «ОКСАФЕН» В ТЯЖЁЛЫХ УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИИ

[1]Буяев Д.И., [2]Краснов А.П.

E-mail: krasnov@ineos.ac.ru

[1]ООО «ОВИТЭК», Москва, Россия;
[2]Институт элементоорганических соединений им. А. Н. Несмеянова РАН, Москва, Россия.

Разработан новый трибологический материал – «оксафен» на основе полиоксадиазольного волокна. Благодаря своему составу и структуре материал обладает способностью к самоорганизации, что позволяет повышать температуру эксплуатации вплоть до 250 °С, либо давление при более низких температурах до 18 МПа. Материал широко исследован и внедрен в некоторые области машиностроения, транспорта и нефтепромышленности.

Ключевые слова: трение, агрессивные среды, износостойкость, полимерный композиционный материал, технология производства.

EXPERIENCE OF USING A WEAR-RESISTANT ORGANOPLASTIC OXAPHENE IN HEAVY OPERATION CONDITIONS

Buyaev D.I., Krasnov A.P.

A new tribological material - "oxaphene" based on polyoxadiazole fiber has been developed. Due to its composition and structure, the material has the ability to self-organization. This makes it possible to raise the temperature up to 250 °C or pressure at lower temperatures up to 18 MPa during application.The material has been widely researched and applied in some areas of engineering, transport and oil industry.

Keywords: friction, aggressive environments, wear resistance, polymer composite material, production technology.

Антифрикционные термостойкие органопласты представляют собой полимерные композиционные материалы (ПКМ), армированные волокнами из полигетероариленов. Сегодня они занимают особую нишу в ряду трибоматериалов.

Из широко представленных на сегодняшнем рынке термостойких волокон, используемых в качестве армирующих компонентов органопластов, полигетероарилены обладают наиболее ярко выраженными антифрикционными свойствами. Одними из наиболее доступных полигетероариленов являются полиоксадиазольные (ПОД) волокна. На их основе успешно освоен выпуск антифрикционных органопластов под маркой «оксафен».

«Оксафен» имеет высокие антифрикционные свойства и обеспечивает показатели низкого коэффициента трения и износа в сопрягаемых парах трения деталей.

При этом на практике ПКМ «оксафен» на равных конкурирует, а в ряде случаев и превосходит многокомпонентные дорогостоящие отечественные и зарубежные аналоги, армированные углеродными, фторопластовыми, арамидными и др. волокнами. Материалы, аналогичные ПКМ на основе ПОД, по заявленным характеристикам, как правило, значительно дороже или же мало соответствуют постоянно повышающимся требованиям машиностроителей.

Эксплуатация серийных деталей в жестких условиях применения на основе материала «оксафен» показала:

- значительное превосходство по износостойкости над изделиями из бронзы, меди, би-металлов, текстолитов на основе х/б-наполнителей, фторопластовыми арамидными и др. материалами;
- возможность работы как в среде различных смазок, так и в условиях сухого трения;
- работоспособность в средах с высоким содержанием различных абразивов;
- стабильность работы в средах в диапазоне $4{,}5 \le pH \le 8{,}5$
- сохранение рабочих свойств при температурах от -100 °С до +250 °С;
- устойчивость к контактным нагрузкам до 1800 кг/см^2;
- снижение износа сопрягаемого контртела;
- при работе деталей в тяжелых условиях интенсивного сухого трения не требуется обильная смазка, а, следовательно, лишние проточки, подвод масленок и сложная герметизация узла.

Технология позволяет выпускать как формующиеся материалы для термической запрессовки, так и предоставлять заказчику готовые детали.

Многолетний мониторинг деталей на основе органопластов серии «оксафен» работающих в разнообразных тяжелых условиях узлов трения, доказал возможность:

- значительно увеличить ресурс механизмов;
- повысить их надежность и срок межсервисного периода;
- снизить затраты при ремонте и эксплуатации.

Благодаря своей полимерной основе антифрикционные органопласты «оксафен» легко поддаются механической обработке: точением, фрезерованием, сверлением и т.д.

Внедрение требует от разработчиков решения ряда проблем, так как:

- технология производства и переработки данного органопласта требуют дорогостоящего аппаратурного оформления, особенно изготовления стальных пресс-форм;
- для организации производства (на всех технологических операциях) от персонала требуется высокая квалификация;
- конкуренция требует постоянного ведения работы над совершенствованием свойств композитных деталей.

Выполнение данных условий позволяет год за годом промышленно поставлять продукцию заказчикам сотнями тонн без нареканий к качеству с их стороны.

Новые модификации материалов проходят эксплуатационные испытания и промышленное внедрение в различных высоконагруженных узлах трения механизмов, таких как:

- шайбы опорные для высокодебитных погружных насосов;
- втулки опорных катков гусеничной техники;
- втулки подвески, рулевых и тормозных систем транспорта;
- лопатки роторных компрессоров;
- вкладыши направляющих башмаков лифтового оборудования;
- ползуны направляющих;
- вкладыши опорных скользунов тележек вагонов;
- детали узлов фрикционного гашения колебаний и многое другое.

Применение установок электро-центробежных насосов (УЭЦН) в России еще долгое время будет преобладающим над остальными способами нефтедобычи. Многие залежи с благоприятными геолого-промысловыми условиями вступают в «позднюю» стадию добычи нефти из месторождений, т.е. нефтяные запасы становятся всё более трудноизвлекаемыми.

Общеизвестным недостатком применяемых в настоящее время текстолитовых опорных шайб является низкая износостойкость при повышенных эксплуатационных нагрузках на оборудование. Поэтому такая экономия на заводской комплектации дешёвыми шайбами нередко приводит к значительным расходам на внеплановые ремонты.

Износостойкие опорные шайбы рабочих колес многоступенчатых центробежных насосов, выполняемые из антифрикционного органопласта "Оксафен ОПМ-94" широко используются в УЭЦН, в частности, в высокодебитных насосах и насосах, работающих в скважинах с высоким содержанием газа и/или механических примесей в пластовой жидкости. В этих условиях материала, из которого изготовлена опорная шайба, требуется высокая

износостойкость. Тяжёлые условия эксплуатации ограничивают возможность конструкторов в выборе оптимальных материалов для изготовления шайб. В высокодебитных установках интенсивные осевые нагрузки на опорные шайбы сочетаются с повышенной линейной скоростью вращения. Высокодебитные ЭЦН, работающие при высоких осевых нагрузках и в сложных условиях эксплуатации, но при этом укомплектованные опорными шайбами из "Оксафен ОПМ-94", обеспечивают, а зачастую и превосходят требования технической документации по износостойкости.



Рис. 1. **Шайбы из материала «оксафен» рабочего колеса насосов ЭЦН (Ø до 70 мм, h = 2 мм)**

В паре трения "Оксафен ОПМ-94" также выполняет роль твердой смазки, позволяя сохранять работоспособность опорной шайбы в условиях сухого трения, возникающих при использовании насоса в скважинах с высоким содержанием газа в перекачиваемой среде.

"Оксафен ОПМ-94" обеспечивает хорошую прирабатываемость опорных шайб и, как следствие, эффективное уплотнение напорной полости насоса, повышение надежности и долговечности самой шайбы и рабочего колеса в целом, а также позволяет использовать насосы, в скважинах с высоким содержанием механических примесей в пластовой жидкости (с высоким содержанием абразива в перекачиваемой среде)

В 2008 году ООО «Завод Тракторных Деталей» (г. Челябинск) было принято решение о начале ОКР, направленных на увеличение ресурса бульдозерных катков с помощью полимерных композиционных материалов. В феврале 2009г. и октябре 2011г по согласованным чертежам из композиционного материала «оксафен» были изготовлены и поставлены на эксплуатационные испытания опытные вкладыши опорных и поддеживающих катков.

В период с 30.07.2009г. по 30.12.2009г в карьерах с.Шахматово Чебаркульского р-на Челябинской обл. и с 19.07.2013г. по 13.02.2015г в карьерах Троицкого р-на Челябинской обл. были проведены подконтрольные испытания катков бульдозеров модели Б 10 (с. Шахматово) и модели ЕС 10 (г. Троицк), оборудованных вкладышами из «оксафена».

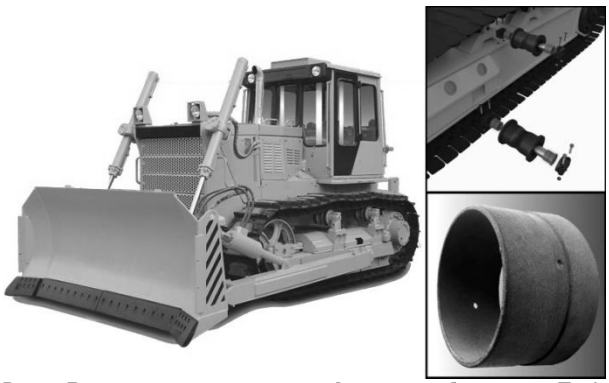


Рис. 2. **Втулка из материала «оксафен» катка бульдозера Б-10 (Ø 95х75 мм, h = 85 мм)**

В карьере с.Шахматово наработано 450 моточасов, в карьере г. Троицк наработано 2500 моточасов. Подетальная разборка катков бульдозеров (для промежуточных замеров износа) не проводилась чтобы не нарушать целостность рабочих элементов и не создавать простои техники. Внешний визуальный периодический осмотр (проверка люфтов, биения, нагрева) не выявлял нареканий к работе катков за все периоды подконтрольной эксплуатации.

Эксплуатационные испытания продолжались до достижения предельного износа внешних элементов катков, не позволяющего дальнейшую эксплуатацию бульдозеров без проведения капитального ремонта.

В феврале 2015г. после снятия и разборки катков было принято решение об успешном завершении эксплуатационных испытаний вкладышей из «оксафена» опорных и поддеживающих катков на основании следующих результатов:

- люфты и биения не были выявлены;
- протечки смазки обнаружены не были;
- демонтированные вкладыши не имели предельного износа и были готовы к дальнейшей эксплуатации в подшипниковых узлах катков бульдозеров.

На основании положительных результатов длительных эксплуатационных испытаний материал «оксафен» был рекомендован для изготовления вкладышей гусеничных катков бульдозеров, также рассматриваются вопросы расширения номенклатуры антифрикционных деталей из данного типа материалов в тракторной технике.

Втулки из органопласта «оксафен» прекрасно зарекомендовали себя у транспортников крупнейших городов России. Высокие эксплуатационные характеристики, ресурс, надёжность, универсальность и невысокая цена – вот что ценится потребителями в наших втулках, устанавливаемых в поворотные и разжимные кулаки (шкворневые и тормозные узлы), ушки рессор, а также иные элементы подвески. Многочисленные подконтрольные испытания, проведенные в течение более чем десяти лет эксплуатационными организациями Москвы, Санкт-Петербурга, Волгограда Саратова и других мегаполисов

подтвердили нашу уверенность в целесообразности использования наших разработок в таком ответственной отрасли народного хозяйства как общественный транспорт. Увеличенные межремонтные пробеги и возможность менее кропотливого обслуживания узлов трения заинтересовали уже не один десяток руководителей, стремящихся рационально расходовать финансовые ресурсы на обслуживание и ремонт парка транспортного предприятия.



Рис. 3. **Втулка из материала «оксафен» поворотного кулака троллейбуса (Ø 60х50 мм, h = 60 мм)**

Деталями из «оксафена» комплектуются различные элементы строительной техники: узлы подвеса стрелы автокранов, опоры ползунов поперечного перемещения рабочих органов и предохранительные муфты привода цепных экскаваторов, экскаваторов-погрузчиков и т.п.

Стендовые и последующие длительные эксплуатационные испытания подтвердили целесообразность отказа от использования для изготовления втулок бронзы (например бронзы БрА7, БрО5Ц5С5 и др.) в пользу материалов марок «Оксафен» и «Оксафен ОПМ-94».



Рис. 4. **Втулка из материала «оксафен» подвеса стрелы автокрана (Ø 135х115 мм, h = 125 мм)**

Материалы, коэффициент трения которых сохраняет стабильность в течение продолжительного периода времени в определенном температурном интервале, являются «трибостабильными». Износостойкость пары трения не в последнюю очередь определяется стабильностью коэффициента трения во времени. Использование в узлах трения трибохимически стабильных антифрикционных органопластов, таких как оксафен, обеспечивает более высокие характеристики техники.

«Оксафен» на основе ПОД волокон обладает элементами самосмазывающегося материала, что способствует высокой степени его трибостабильности. Роль граничной смазки выполняют микроколичества продуктов деструкции полимера, образующиеся в процессе трения. Ценным свойством материала «оксафен» является способность к самоорганизации, что позволяет повысить его устойчивость при повышении температуры и нагрузки. Антифрикционные и износостойкие свойства «оксафена», доказанные многолетними испытаниями и серийной эксплуатацией, свидетельствуют о высокой перспективности его использования в тяжелых условиях эксплуатации.

[1] Буяев Д.И., Краснов А.П., Наумкин А.В., Юдин А.С., Афоничева О.В., Голубь А.С., Горошков М.В., Бузин М.И. Влияние химического строения полиарамидных и полиоксадиазольных волокон на трение органопластов //Трение и износ. – 2016. – Т. 37. – №. 4. – С. 452-459.

[2] Юдин А.С., Буяев Д.И., Афоничева О.В., Горячева И.Г., Краснов А.П. Трение полимерных самосмазывающихся композитов, армированных термостойкими тканями //Трение и износ. – 2013. – Т. 34. – №. 4. – С. 327-336.

[3] Буяев Д.И., Наумкин А.В., Юдин А.С., Алексеев В.В., Маслаков К.И., Афоничева О.В., Киселев С.С., Осипчик В.С., Клабукова Л.Ф., Краснов А.П. Трибохимические процессы в паре трения эпоксиорганотекстолит - сталь //Трение и износ. – 2016. – Т. 37. – №. 1. – С. 21-30.

ВЛИЯНИЕ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ НА ПОВЕДЕНИЕ ТРИБОКОНТАКТА В СИСТЕМЕ ВТУЛКА-КОНУС

[1]Вавилин С.А., [2]Яресько С.И.

E-mail: svshadow@yandex.ru

[1]Самарский государственный технический университет, г. Самара, Россия;
[2]Самарский филиал Физического института им. П.Н. Лебедева РАН, г. Самара, Россия.

Рассмотрено влияние импульсной лазерной упрочняющей обработки инструментальных сталей на адгезионную составляющую коэффициента трения при подвижном контакте с конструкционной сталью. На примере фрикционного контакта в системе втулка-конус показано, что лазерное упрочнение приводит к снижению коэффициента трения на ~ 20-50 % при величине контактных нормальных напряжений ~ 120-180 МПа.

Ключевые слова: лазерная модификация, инструментальная сталь, коэффициент трения, нормальное напряжение на контакте.

THE LASER TREATMENT INFLUENCE ON THE BEHAVIOR OF TRIBOCONTACT OF THE BUSHING-CONE SYSTEM.

Vavilin S.A., Yaresko S.I.

The effect of pulsed laser hardening treatment of tool steels on the adhesion component of the friction coefficient at movable contact with structural steel is considered. By the example of friction contact in the bushing-cone system at the rotary motion of a cone with a hardened lateral surface, it is shown that laser hardening leads to a decrease of the friction coefficient by 20-50 % when the contact normal stresses are 120-180 MPa.

Keywords: laser modification, tool steel, friction coefficient, normal contact stresses**.**

Введение

Снижение износа деталей машин и металлообрабатывающего инструмента является важной проблемой машиностроения. Одной из основных причин износа деталей машин и механизмов и режущего инструмента является трение, возникающее в процессе взаимодействия контактирующих поверхностей. Решающую роль в этом процессе играет явление адгезии, обусловленное силами межмолекулярного взаимодействия. Степень взаимодействия контактирующих поверхностей при трении характеризуется адгезионной (молекулярной) составляющей коэффициента трения. Поиску эффективных путей снижения адгезии посвящены многочисленные исследования.

Для ослабления адгезионной связи контактирующие поверхности должны быть защищены от схватывания. Упрочняющую лазерную обработку (ЛО) на воздухе можно рассматривать как один из способов, который в состоянии обеспечить состояние поверхности, способствующее снижению интенсивности изнашивания контактирующих поверхностей. Уменьшение износа деталей после закалки обусловлено высокой твердостью поверхности, высокой дисперсностью структуры, увеличением несущих свойств поверхности, уменьшением коэффициента трения и др. При ЛО на открытом воздухе на поверхности зоны лазерного воздействия образуется окисная пленка. Комплекс свойств окисных пленок зоны лазерной обработки оказывает значительное влияние на процесс трения. Наличие упрочненного слоя и окисной пленки в области контакта деталей снижает адгезионные связи контактирующих поверхностей, предотвращая их схватывание, уменьшает износ, увеличивает долговечность деталей машин.

Как правило, влияние ЛО на трибомеханические свойства поверхности упрочненного материала рассматривается при давлениях в зоне контакта, не превышающих 10 МПа [1, 2]. При начальном более высоком давлении на контакте равном 300 МПа при нагружении по схеме «плоскость-ролик» также удалось достичь положительного эффекта после упрочняющей ЛО [3]. Однако в силу выбранной схемы нагружения в конце испытаний давление на контакте не превышало 50 МПа, что не соизмеримо, например, с напряжениями при резании металлов.

Целью настоящей работы являлось экспериментальная оценка адгезионной составляющей коэффициента трения при контакте инструментальной и конструкционной сталей после лазерной упрочняющей обработки поверхности контакта при высоких значениях нормальных контактных напряжений.

Методика эксперимента

Изучение адгезионных характеристик поверхности контакта проводилось на диагностическом комплексе, описанном в [4, 5], в основе работы которого лежит физическая модель, основанная на методе И.В. Крагельского [6]. В основе данного метода лежит следующее положение: между соприкасающимися поверхностями на пятнах контакта под сжимающей нагрузкой возникают адгезионные связи, являющиеся результатом действия сил Ван-дер-Ваальса. Эти силы возникают при контактировании двух твердых тел под сжимающей нагрузкой и учитываются

молекулярной составляющей коэффициента трения. Механическую составляющую коэффициента трения определяют деформационные свойства фрикционной связи. Поскольку в адгезионное взаимодействие вовлечены тончайшие поверхностные слои, а деформационные процессы протекают в существенно, на 2-3 порядка, более глубоких слоях, то оба эти взаимодействия можно рассматривать независимо друг от друга, а интегральную составляющую силы трения представить в виде суммы составляющих.

В зоне динамического контакта инструмента с обрабатываемым материалом образуется сложная система, обладающая специфическими свойствами, отличными от свойств инструментального и обрабатываемого материалов, рассматриваемых по отдельности, вне контакта. Определить прочности на срез адгезионных связей (τ_n) по данным о контактных процессах, полученным непосредственно при обработке металлов, практически невозможно по целому ряду причин. Среди них главными являются: неравномерное распределение давления и температуры на площади контакта, различная химическая чистота и дискретность касания контактирующих поверхностей, затрудняющая определение фактических контактных нагрузок. Вычислить значение τ_n на основании лишь теоретического анализа, с учетом всех этих факторов, также не представляется возможным. Поэтому единственным способом получения надежных данных об адгезионном взаимодействии между инструментом и заготовкой является прямой эксперимент, выполненный в условиях максимально приближенных к условиям обработки, а именно в условиях высоких контактных давлений и температур. В условиях эксперимента должны быть созданы условия, когда определяющую роль в процессе изнашивания играет прочность на срез адгезионных связей.

Для оценки фрикционных характеристик подвижного контакта в работе использовалась физическая модель, которая в первом приближении отражает реальные условия трения и изнашивания в зоне резания. Согласно этой модели образец-индентор (сделанный из инструментальной стали) в виде усеченного конуса вставляется в цилиндрический образец, после чего на конус подается нормальная нагрузка (*N*), и цилиндр вращают вокруг собственной оси, при этом конусообразный образец остается неподвижным (рис. 1). Силы, расходуемые на вращение индентора, связаны главным образом с прочностью на срез адгезионных связей, поскольку при этом деформационная составляющая касательных сил пренебрежимо мала. Три основных этапа характеризуют динамику проведения эксперимента: I – система находится в ненагруженном состоянии; II – этап активного эксперимента, включающий стадию приложения нормальной нагрузки и стадию страгивания цилиндра относительно конуса; III – этап анализа и диагностики контактной площадки.

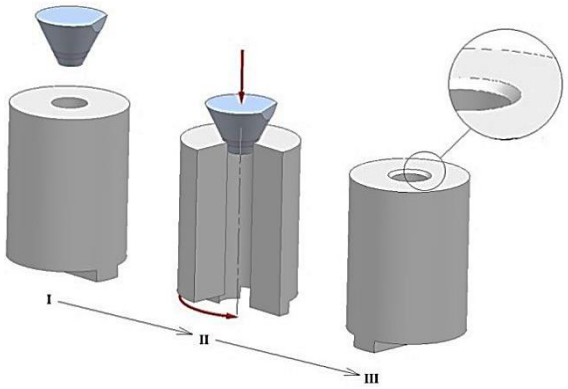


Рис. 1. **Этапы проведения натурного эксперимента**

На основании этой физической модели был разработан диагностический комплекс для исследования адгезионного взаимодействия контактной пары втулка-конус, аналогичный описанному в [7]. Принцип работы и конструкция диагностического комплекса для исследования адгезионного взаимодействия, основанного на описанной выше модели, подробно описаны в [5]. Комплекс состоит из двух частей: устройства нагружения с датчиком нормальной нагрузки и устройства, обеспечивающего относительное движение контактной пары, находящейся под действием сжимающей нормальной нагрузки с датчиком силы страгивания.

Схема определения тангенциальной прочности адгезионных связей при трении представлена на рисунке 2. В данной схеме φ_0– угол раствора конуса 1, r_1, r_0 – радиусы внутреннего отверстия цилиндрического образца 2 до и после нагружения соответственно. Сила, расходуемая на вращение цилиндрического образца (*F*), связана, главным образом, с прочностью на срез адгезионных связей, поскольку при этом деформационная составляющая касательных сил пренебрежимо мала. Адгезионная составляющая коэффициента трения (f_M) определяется как отношение среднего напряжения на срез (τ_n) к величине нормальных контактных напряжений (p_n):

$$f_M = \frac{\tau_n}{p_n}, \qquad (1)$$

где p_n – нормальные контактные напряжения, действующие на поверхности отверстия цилиндрического образца в области всего отпечатка (*S*). Из рисунка 3 следует, что проекция силы *N* на нормаль к поверхности равна: $N_n = N \cdot \sin(\varphi_0/2)$.

Учитывая, что $p_n = N_n/S_{cont}$ и

$$S_{cont} = \int_0^{2\pi}\int_{r_1}^{r_0} dS = 2\pi\frac{1}{\sin(\varphi_0/2)}\int_{r_1}^{r_0} rdr = \frac{\pi\cdot({r_0}^2 - {r_1}^2)}{\sin(\varphi_0/2)},$$

получаем

$$p_n = \frac{N \cdot \sin(\varphi_0/2)}{S} = \frac{N \cdot \sin^2(\varphi_0/2)}{\pi \cdot ({r_0}^2 - {r_1}^2)}. \qquad (2)$$

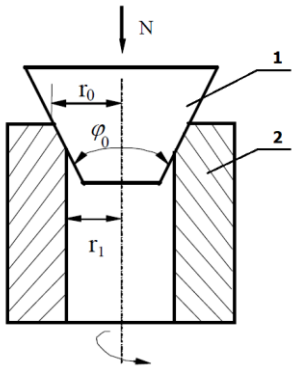


Рис. 2. **Схема определения тангенциальной прочности адгезионных связей при трении**

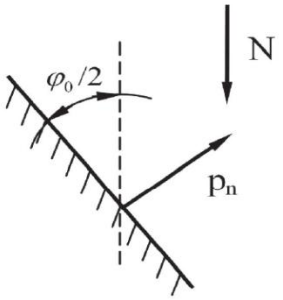


Рис. 3. **К определению нормальных контактных напряжений на поверхности цилиндрического образца**

Чтобы цилиндрический образец вращался вокруг геометрической оси, необходимо приложить момент:

$$M = \iint \tau_n r dS = \tau_n \int_0^{2\pi} \int_{r_0}^{r_1} r \frac{r dr d\varphi}{sin(\varphi_0/2)} = \\ = \frac{\tau_n}{sin(\varphi_0/2)} \int_{r_0}^{r_1} r^2 dr \int_0^{2\pi} d\varphi .$$

После интегрирования:

$$M = \frac{2\pi}{3} \cdot \frac{\tau_n}{\sin(\varphi_0/2)} \cdot ({r_0}^3 - {r_1}^3). \qquad (3)$$

С другой стороны

$$M = F_{exp} \cdot R, \qquad (4)$$

где F_{exp} – сила страгивания, регистрируемая в процессе эксперимента; R – радиус держателя цилиндрического образца 2 (рис. 2), R = 30 мм.

Приравнивая (3) и (4), получаем выражение для определения величины среднего напряжения на срез τ_n:

$$\tau_n = \frac{3}{2\pi} \cdot \frac{F_{exp} \cdot R \cdot \sin(\varphi_0/2)}{({r_0}^3 - {r_1}^3)}. \qquad (5)$$

Тогда окончательная формула для определения адгезионной составляющей коэффициента трения согласно (1) с учетом (2) и (5) будет иметь вид:

$$f_м = \frac{3}{2\pi} \cdot \frac{F_{exp} \cdot R \cdot \sin(\varphi_0/2)}{({r_0}^3 - {r_1}^3)} \cdot \frac{\pi \cdot ({r_0}^2 - {r_1}^2)}{N \cdot \sin^2(\varphi_0/2)} \\ = \frac{3}{2} \cdot \frac{R \cdot ({r_0}^2 - {r_1}^2)}{({r_0}^3 - {r_1}^3) \cdot sin(\varphi_0/2)} \cdot \frac{F_{exp}}{N}. \qquad (6)$$

Здесь r_1=6 мм, φ_0=45°, а величина r_0 и значения сил F_{exp} и N определяются из эксперимента.

Экспериментальные результаты

В экспериментах в условиях сухого трения моделировалось контактное взаимодействие между цилиндрическим образцом из конструкционной стали (Ст. 20), и конусом, изготовленным из инструментальных сталей Р18, 9ХС, Х12М и У7 при наличии и в отсутствии предварительной ЛО образующей поверхности конуса. Лазерная обработка проводилась в импульсном режиме на воздухе с плотностью энергии 2,2-2,4 Дж/мм^2, обеспечивающей образование устойчивой окисной пленки на поверхности зоны лазерного воздействия. При таком режиме обработки глубина зоны лазерного воздействия для быстрорежущих сталей составляла 65-70 мкм, а микротвердость возрастала до 9 ГПа, против 6,5-7,0 ГПа у материала основы [4]. Сформированная на поверхности зоны лазерного воздействия многослойная окисная пленка в основном состоит из Fe_3O_4, и ее толщина не превышает 0,2 мкм [8].

Нагрузка N в экспериментах подбиралась таким образом, чтобы в зоне касания обеспечивалось среднее напряжение на контакте соизмеримое с напряжениями при резании металлов. С учетом геометрии использованных модельных образцов фактическое значение нормальной нагрузки составило около 3000 Н и потенциально может быть увеличено до 5000 Н. Расчетное значение нормальных напряжений на контакте находилось в диапазоне 120-180 МПа (таблица 1). В эксперименте измерялись: нормальная нагрузка N, сила страгивания F_{exp} и ширина контактной площадки Δl на поверхности отверстия цилиндра после нагружения.

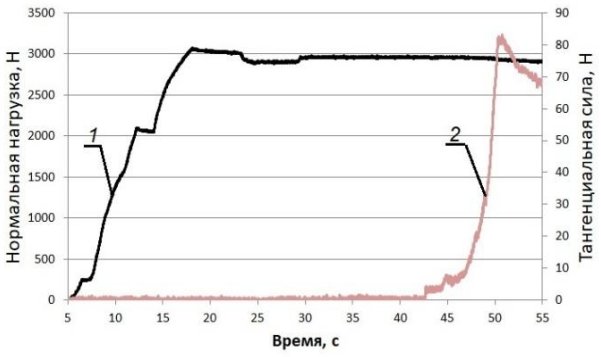
Результаты экспериментов представлены в таблице 1, здесь же приведены данные о величине нормальных контактных напряжений p_n, рассчитанные по формуле (2) и средние значения ширины Δl контактных площадок на поверхности

цилиндра после нагружения по результатам 10 измерений в произвольно выбранных направлениях. На рисунке 4 изображены типичные зависимости нормальной нагрузки N и силы страгивания F_{exp} в течение времени проведения эксперимента на примере контакта ст.20-9ХС после лазерной обработки (рис. 4а) и без лазерной обработки поверхности конуса (рис. 4б).

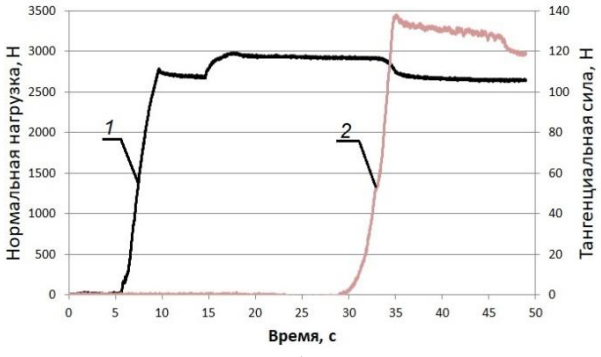
Анализ результатов экспериментов показывает, что упрочняющая ЛО независимо от материалов контактной пары приводит к уменьшению коэффициента трения, а точнее его адгезионной составляющей, на 20-50 %.

Таблица 1. **Результаты экспериментальных исследований**

Контактная пара	N, **Н**	F_{exp}, **Н**	p_n, **МПа**	Δl, **мкм**	f м
Ст.20-9ХС без ЛО	2934.07±10.66	138.22	122.73	226.5±28.3	0.658
Ст.20-9ХС с ЛО	2959.13±6.69	82.69	136.02	218.2±32.4	0.365
Ст.20-Х12М без ЛО	2901.09±7.89	113.42	131.78	215.5±17.4	0.519
Ст.20-Х12М с ЛО	2913.29±8.87	57.66	119.69	244.6±46,5	0.259
Ст.20-У7 без ЛО	2947.65±10.16	90.40	181.81	217.3±17.8	0.823
Ст.20-У7 с ЛО	2951.25±6.90	97.22	125.64	236.2±36.7	0.436
Ст.20-Р18 без ЛО	2886.0±92.0	132.90	135.56	215.0±21.0	0.596
Ст.20-Р18 с ЛО	3125.0±72.0	115.31	135.68	232.5±20.6	0.478



– а –



– б –

Рис. 4. **Изменение нормальной нагрузки N (кривая 1) и тангенциальной силы страгивания F_{exp} (кривая 2) во время проведения эксперимента**

Выводы

Результаты экспериментов показали, что ЛО поверхности контакта приводит к снижению коэффициента трения на контакте «инструментальный – обрабатываемый материал» на 20-50% при величине нормальных контактных напряжениях ~ 120-180 МПа. Установленное снижение величины коэффициента трения является существенным фактором, обеспечивающим высокие эксплуатационные характеристики упрочненных деталей машин и металлообрабатывающего инструмента, работающих в условиях повышенных давлений на контакте.

[1] Григорьянц А.Г., Алексеенко С.И., Сафонов А.Н. Исследование микроструктуры и механических характеристик стали 40Х10С2М после лазерной обработки // Физика и химия обраб. материалов. – 1991. – № 3. – С.102-107.

[2] Бровер Г.И., Бровер А.В., Дьяченко Л.Д. Повышение адгезионной стойкости инструмента и оснастки с помощью лазерного излучения // СТИН. – 2006. – №11. – С.14-16.

[3] Новиков В.В., Латышев В.Н. Модификация и упрочнение трущихся поверхностей лазерной обработкой. – Иваново: Иван. гос. ун-т, 2000. – 119с.

[4] Козаков А.Т., Яресько С.И., Сидашов А.В. Модификация и анализ поверхности сталей и сплавов. – Ростов н/Д: Изд-во ФГБОУ ВПО РГУПС, 2015. – 378с.

[5] Яресько С.И., Мордовин Г.А., Ибатуллин И.Д. Диагностический комплекс для измерения адгезионной составляющей коэффициента трения // Изв. СамНЦ РАН. – 2012. – Т.14, №4. – С.59-63.

[6] Крагельский И.В. [и др.] Метод определения прочности адгезионной связи на срез // Заводская лаб. – 1970. – №7. – С.852-854.

[7] Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. – М.: Машиностроение, 1988. – 96с.

[8] Kozakov A.T., Yaresko S.I., Kolesnikov V.I., Sidashev A.V. Surface compositions of 9XC and R6M5 tool steels after laser pulse irradiation according to X-ray photoelectron spectroscopy data // Journal of Surface Investigation. X-ray, Synchrotron and Neutron Techniques. – 2011. – V.5, №3. – P.431–439. https://doi.org/10.1134/S1027451011050089

РАЗРАБОТКА РАСЧЕТНОЙ МОДЕЛИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА, ОБРАЗУЮЩЕГОСЯ ПРИ ПЛАВЛЕНИИ ПОДПЯТНИКА, ПРИ НАЛИЧИИ СЖИМАЕМОГО ПРИНУДИТЕЛЬНОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА

Василенко В.В., Черняев С.С.

E-mail: vvv_voen@rgups.ru

ФГБОУ ВО «Ростовский государственный университет путей сообщения», г. Ростов-на-Дону, Россия.

В работе дается метод формирования точного решения задачи гидродинамического расчета клиновидной опоры (ползун, направляющая), работающей при наличии сжимаемого смазочного материала и расплава направляющей. На основе уравнения движения сжимаемой жидкости в «тонком слое», уравнения неразрывности, уравнения состояния и выражения для скорости диссипации энергий получена аналитическая зависимость для профиля расплавленной поверхности направляющей. Кроме того, определены основные рабочие характеристики рассматриваемой пары трения. Дана оценка влияния параметра, обусловленного расплавом направляющей, на несущую способность и силу трения.

Ключевые слова: гидродинамика, опора скольжения (ползун, направляющая), вязкий сжимаемый жидкий смазочный материал, расплавленная поверхность направляющей.

DEVELOPMENT OF COMPUTATIONAL MODELS OF HYDRODYNAMIC LUBRICANT FORMED DURING THE MELTING OF THE THRUST BEARING, IN THE PRESENCE OF FORCED COMPRESSIBLE LUBRICANT

Vasilenko V.V., Chernyaev S.S.

The paper presents a method of forming an accurate solution to the problem of hydrodynamic calculation of wedge-shaped support (slider, guide), working in the presence of a compressible lubricant and melt guide. On the basis of the equation of motion of the compressible fluid in the "thin layer", the continuity equation, the equation of state and expression for the energy dissipation rate, the analytical dependence for the profile of the molten surface of the guide is obtained. In addition, the main performance characteristics of the friction pair are determined. The influence of the parameter caused by the guide melt on the bearing capacity and friction force is estimated.

Keywords: hydrodynamics, sliding support (slider, guide), viscous compressible liquid lubricant, molten surface of the guide.

Следует отметить, что одним из важнейших равноправных конструктивных элементов подшипников жидкостного трения является смазочная среда.

Одним из методов решения конструктивно-эксплуатационных задач может быть применение смазывания расплавом легкоплавкого покрытия подшипников. Смазывание жидкими металлами применяют при температурах, при которых обычные смазочные среды претерпевают необратимые физико-химические изменения. Преимущество смазывания расплавом состоит в том, что смазочный материал образуется в области контакта, где это необходимо. Смазывание расплавом изучалось во многих прикладных задачах, в частности в процессах формоизменения и резания металлов [1–8]. Гидродинамическому расчету системы, состоящей из ползуна при его расположении под углом к поверхности направляющей, в условиях отсутствия смазочного вещества, посвящено большое количество работ [9–11]. Существенным недостатком рассматриваемой пары трения, работающей на смазывании расплавом, является низкая несущая способность. Кроме того, процесс смазывания пластичного смазочного материала не является самоподдерживающимся.

Таким образом, разработка расчетной модели подшипников скольжения, работающих на смазочных материалах в виде металлических расплавов, с учетом вышеуказанных аспектов функционирования, представляет собой одно из перспективных направлений теоретических исследований современной трибологии.

Постановка задачи

Рассматривается клиновидная опора, состоящая из системы «ползун – направляющая». Предполагается, что поверхности ползуна и направляющей разделены слоем смазочного материала, ползун неподвижен, а направляющая, выполненная из материала с низкой температурой плавления, движется в сторону сужения зазора (вокруг оси Oy) со скоростью u^*. В декартовой системе координат $x'Oy'$ (рис. 1) уравнение контура ползуна и расплавленной поверхности направляющей покрытое легкоплавким металлическим расплавом можно записать в виде:

$$y' = h_0 + x'\mathrm{tg}\alpha;\quad y' = -g'\left(x'\right); \tag{1}$$

где $-g'\left(x'\right)$ – функция, определяющая толщину расплавленной пленки легкоплавкого металлического расплава, α – угол наклона линейного контура ползуна к оси *Ox*, h_0 – толщина пленки смазочного материала в начальном сечении, l – длина неподвижной рабочей поверхности подшипника (ползуна).

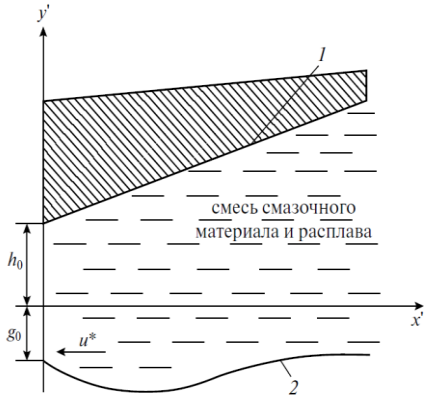


Рис. 1. **Рабочая схема:**
1 – контур (ползуна) пяты; 2 – контур подпятника

При формировании аналитического решения рассматриваемой задачи делаются следующие допущения:

1. Давление *P* постоянно по толщине смазочной пленки
2. Все тепло, выделяющееся в трибоконтакте, идет на плавление легкоплавкого слоя поверхности направляющей.

Исходные уравнения и граничные условия

Движение смазочного материала описывается уравнением течения вязкой сжимаемой жидкости в приближении для «тонкого слоя», уравнением неразрывности, уравнением состояния, а также формулой скорости диссипации механической энергии, для определения функции $g'\left(x'\right)$, обусловленный расплавом направляющей, покрытой легкоплавким металлическим расплавом.

$$\mu\frac{\partial v_{x'}}{\partial y'^2} = \frac{dp'}{dx'},\ \frac{\partial\left(\rho' v_{x'}\right)}{\partial x'} + \frac{\partial\left(\rho' v_{y'}\right)}{\partial y'} = 0,\ \rho' = f\left(p'\right),$$

$$\frac{dg'\left(x'\right)}{dx'}u^* L' = 2\mu\int_{-g'(x')}^{h_0+x'\mathrm{tg}\alpha}\left(\frac{\partial u_{x'}}{\partial y'}\right)^2 dy' \tag{2}$$

где $v_{x'}, v_{y'}$ – компоненты вектора скорости; p' – гидродинамическое давление в смазочном слое; μ – коэффициент динамической вязкости, ρ' – плотность, L' – удельная теплота плавления на единицу объема.

Поскольку скорость движения направляющей считается достаточно большой, а поверхность ползуна можно принять шероховатой по сравнению с поверхностью направляющей, то поведение жидкой среды в рабочем зазоре подшипника соответствует так называемой квадратичной области течения жидкости, в которой потери давления на трение пропорциональны квадрату скорости (формула Вейсбаха-Дарси) $\rho' = \frac{\lambda l u^{*2}\rho}{2h_0}$, где λ – коэффициент потерь на трение находится по формуле Шифринсона $\lambda = 0{,}11\delta^*/h_0$, где δ^* =0,005 мм – высота шероховатости ползуна, определяемая экспериментально.

Система уравнения (2) решается при следующих граничных условиях:

$$\begin{aligned}
&v_{x'} = u^*,\ v_{y'} = 0 \quad \text{при} \quad y' = -g'\left(x'\right);\\
&v_{x'} = 0,\ v_{y'} = 0, \quad \text{при} \quad y' = h_0 + x'\mathrm{tg}\alpha;\\
&p'\left(0\right) = p'\left(L\right) = p_a;\\
&g'\left(x'\right) = -g' \quad \text{при} \quad x' = 0,
\end{aligned} \tag{3}$$

Переход к безразмерным переменным реализуется на основе следующих формул:

$$x' = lx;\quad y' = h_0 y;\quad v_{x'} = u^* v;\quad v_{y'} = u^*\frac{h_0}{l}u;$$

$$p' = p_a p;\quad \rho' = \rho^*\rho;\quad p^* = \frac{2h_0 p_a}{\lambda l u^{*2}}. \tag{4}$$

Выполняя подстановку (4) в систему дифференциальных уравнений (2), а также в граничные условия (3), придем к следующей системе дифференциальных уравнений

$$\frac{\partial^2 v}{\partial y^2} = \frac{1}{\lambda}\frac{dp}{dx};\qquad \frac{\partial\left(\rho v\right)}{\partial x} + \frac{\partial\left(\rho u\right)}{\partial y} = 0;\quad p = \rho;$$

$$\frac{d\Phi\left(x\right)}{dx} = K\int_{-\Phi(x)}^{h(x)}\left(\frac{\partial v}{\partial y}\right)^2 dy, \tag{5}$$

$$\text{где } K = \frac{2\mu u^* l}{h_0{}^2 L'};\quad \Lambda = \frac{u^*\mu l}{p_a h_0{}^2}.$$

и граничным условиям:

$$\begin{aligned}
&v = 0,\ u = 0 \quad \text{при} \quad y = 1 + \eta x = h\left(x\right);\\
&v = -1,\ u = 0 \quad \text{при} \quad y = -\Phi\left(x\right);
\end{aligned} \tag{6}$$

$$p\left(0\right) = p\left(1\right) = 1;\quad \eta = \frac{l\mathrm{tg}\alpha}{h_0};\quad \Phi\left(x\right) = \frac{g'\left(lx\right)}{h_0}.$$

В качестве малого параметра принимая *K*, обусловленный расплавом и скоростью диссипации энергии, будем искать функцию $\Phi\left(x\right)$ в виде

$$\Phi\left(x\right) = -K\Phi_1\left(x\right) - K^2\Phi_2\left(x\right) - K^3\Phi_3\left(x\right) - \ldots = H. \tag{7}$$

Граничные условия для безразмерных компонентов скорости u и v на контуре $y = 0 - \Phi(x)$ можно записать в виде

$$v\left(0-H\left(x\right)\right)=v\left(0\right)-\left(\frac{\partial v}{\partial y}\right)\Bigg|_{y=0} H\left(x\right)-\left(\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right)\Bigg|_{y=0}\times$$

$$\times H^2\left(x\right)+\ldots=-1;$$

$$u\left(0-H\left(x\right)\right)=u\left(0\right)-\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)\Bigg|_{y=0} H\left(x\right)-\left(\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right)\Bigg|_{y=0}\times$$

$$\times H^2\left(x\right)+\ldots=0. \qquad (8)$$

Асимптотическое решение системы дифференциальных уравнений (5) с учетом граничных условий (6) и (8) будем искать в виде рядов по степеням малого параметра K

$$\begin{aligned} v &= v_0(x,y)+Kv_1(x,y)+K^2v_2(x,y)+\ldots \\ u &= u_0(x,y)+Ku_1(x,y)+K^2u_2(x,y)+\ldots \\ \text{т}\,\Phi(x) &= -K\Phi_1(x)-K^2\Phi_2(x)-K^3\Phi_3(x)-\ldots \\ p &= p_0+Kp_1(x)+K^2p_2(x)+K^3p_3(x)\ldots \end{aligned} \qquad (9)$$

Выполняя подстановку (9) в систему дифференциальных уравнений (5) с учетом граничных условий (6), получим следующие уравнения с граничными условиями:

для нулевого приближения:

$$\frac{\partial^2 v_0}{\partial y^2}=\frac{1}{\Lambda}\frac{dp_0}{dx},\quad \frac{p\partial v}{\partial x}+\frac{p\partial u}{\partial y}=0,\frac{\partial v_0}{\partial x}+\frac{\partial u_0}{\partial y}=0; \qquad (10)$$

$$v_0=0,\ u_0=0,\ \text{при}\ y=1+\eta x;$$

$$v_0=-1,\ u_0=0\ \text{при}\ y=0;$$

$$K\Phi_0\left(0\right)=K\Phi_0; \qquad (11)$$

для первого приближения:

$$\frac{\partial^2 v_1}{\partial y^2}=\frac{1}{\Lambda}\frac{dp_1}{dx};\quad \frac{p\partial v_1}{\partial x}+\frac{p\partial u_1}{\partial y}=0;$$

$$\frac{d\Phi_1(x)}{dx}=K\int_{\Phi_0}^{h(x)}\left(\frac{\partial v_0}{\partial y}\right)^2 dy; \qquad (12)$$

$$v_1=\left(\frac{\partial v_0}{\partial y}\right)\Bigg|_{y=0}\Phi_1\left(x\right);\quad u_1=\left(\frac{\partial u_0}{\partial y}\right)\Bigg|_{y=0}\Phi_1\left(x\right);$$

$$v_1=0\quad u_1=0\quad \text{при}\quad h\left(x\right)=1+\eta x;$$

$$p_1\left(0\right)=p_1\left(1\right)=0\,,K\Phi_1\left(0\right)=K\alpha^*, \qquad (13)$$

$$\Phi\left(0\right)=\Phi\left(1\right)=\alpha^*.$$

Точное автомодельное решение задачи для нулевого приближения будем искать в виде:

$$pv_0=\frac{\partial\psi_0}{\partial y}+V_0\left(x,y\right);\quad pu_0=-\frac{\partial\psi_0}{\partial x}+U_0\left(x,y\right);$$

$$\psi_0\left(x,y\right)=\tilde{\psi}_0\left(\xi\right);\quad \xi=\frac{y}{h\left(x\right)};$$

$$V_0\left(x,y\right)=\tilde{v}\left(\xi\right);\quad U_0\left(x,y\right)=\tilde{u}_0\left(\xi\right)\cdot h'\left(x\right);$$

$$\frac{p}{\Lambda}\frac{dp_0}{dx}=\frac{\tilde{C}_1\left(x\right)}{h^2\left(x\right)}+\frac{\tilde{C}_2\left(x\right)}{h^3\left(x\right)}. \qquad (14)$$

Подставляя (14) в систему дифференциальных уравнений (10) с учетом граничных условий (11), в результате решения с точность до $O\left(\lambda^2\right)$ для p_0 получим:

$$p_0=1+3\lambda\eta\left(x-x^2\right) \qquad (15)$$

Для $\Phi_1\left(x\right)$ имеем:

$$\Phi_1\left(x\right)=x-\frac{1}{2}\eta x^2+36\lambda\times$$

$$\times\left(2\eta x+x^2+3\eta x^2-\frac{1}{2}\eta x^3\right), \qquad (16)$$

С учетом (16) граничные условия (13) запишем в виде

$$v_1=0,\quad u_1=0\quad \text{при}\quad y=1+\eta x;$$

$$v_1\left(x\right)=x+\frac{19}{2}\eta x^2+3\eta x-108\eta x^3+$$

$$+36\lambda\left(2\eta x+6\eta x^2+x^2+\frac{21}{2}\eta x^3\right)-\frac{3\eta x^2}{\lambda}\quad \text{при}\quad y=0,$$

$$u_1=\left(\frac{\partial u_0}{\partial y}\right)\Bigg|_{y=0},\quad p_1\left(0\right)=p_1\left(1\right)=0, \qquad (17)$$

Решая уравнение движения вязкой сжимаемой жидкости для первого приближения (12) с учетом граничных условий (27), получим

$$v_1=\frac{1}{\lambda}\frac{dp_1}{dx}\frac{y^2}{2}-\left[x+\frac{17}{2}\eta x^2+3\eta x-108\eta x^3+36\lambda\times\right.$$

$$\left.\times\left(2\eta x+6\eta x^2+x^2+\frac{19}{2}\eta x^3\right)-\frac{3\eta x^2}{\lambda}\right]y-$$

$$-\frac{1}{\lambda}\frac{dp_1}{dx}\frac{1+\eta xy}{2}+$$

$$+\left[x+\frac{19}{2}\eta x^2+3\eta x-108\eta x^3+\right. \qquad (18)$$

$$\left.+36\lambda\left(2\eta x+6\eta x^2+x^2+\frac{21}{2}\eta x^3\right)-\frac{3\eta x^2}{\lambda}\right]$$

Для определения гидродинамического давления воспользуемся формулой Лейбница от параметров

$$\frac{\partial}{\partial x}\int_{-g_0}^{1+\eta x} v_1 dy = C;$$

В результате решения имеем:

$$p_1 = \lambda\left(\frac{x^3}{3} - \frac{1}{3}x^2 - 15\eta x^3 - 147\eta x^2 + 162\eta x^2\right) - \\ -6\eta x^3 + 6\eta x^2 \qquad (19)$$

Результаты исследований и их обсуждения

Перейдем к определению основных рабочих характеристик подшипника. С учетом (10), (12), (15) и (19) для несущей способности и силы трения получим

$$W = \frac{2h_0 p_a}{\lambda l u^{*2}}\int_0^1 \left(p_0 - Kp_1\right)dx = \frac{2h_0 p_a l}{\lambda l u^{*2}}\left[1 + \frac{\lambda}{2}K\left[\lambda\left(\frac{1}{36} + \frac{5}{4}\eta\right) - \frac{1}{2}\eta\right]\right],$$

$$L_{\text{тр}} = \frac{2p_a}{\lambda l u^{*2}}\int_0^1 \left[\left.\frac{\partial v_0}{\partial y}\right|_{y=0} + K\left.\frac{\partial v_1}{\partial y}\right|_{y=0}\right]dx =$$

$$= \frac{2p_a}{\lambda l u^{*2}}\left[1 - \frac{5\eta}{2} - \frac{3\eta}{\lambda} + K\times\right. \\ \left.\times\left(\frac{1}{2} - \frac{1631}{72}\eta + 36\lambda\left(\frac{43}{8}\eta + \frac{1}{3}\right) - \frac{\eta}{\lambda}\right)\right]. \qquad (20)$$

По результатам численных расчетов построены графики, приведенные на рис. 2.

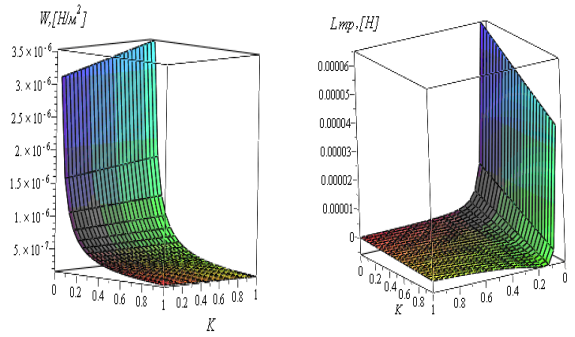


Рис.2. **График зависимости несущей способности и силы трения от параметров сжимаемости Λ и параметра *K* скорости диссипации энергии**

Выводы.

Численный анализ полученных моделей позволил установить следующее:

– несущая способность упорного подшипника интенсивно увеличивается с ростом параметра *K*, *Λ* и незначительно снижается при увеличении параметра *g*.

Зависимость силы трения $L_{\text{тр}}$ от толщины расплавленной пленки g близкая линейной в пределах 0,001 – 0,004.

Опоры скольжения описанной конструкции обеспечивают значительное снижение влияния рабочих нагрузок на упорные подшипники скольжения. Полученные результаты в виде расчетных моделей могут быть использованы при разработке и проверочных расчетах конструкций опор скольжения, работающих на смазочных материалах в виде металлического расплава с учетом вышеуказанных факторов функционирования трибосистем, которые обеспечивают значительное снижение влияния рабочих нагрузок на узлы трения, которые являются одним из перспективных направлений современной трибологии.

[1] Кропачев Д.Ю., Гришин А.А., Масло А.Д. Способы оперативного измерения температуры расплава металлов для нужд машиностроительных предприятий // Литье и металлургия. 2012. № 3(66). С. 126–127.
[2] Уилсон. Смазка с расплавом // Проблемы трения и смазки. 1976. № 1. С. 19.
[3] Беретта, Ниро, Сильвестри. Подшипники скольжения, смазываемые собственным расплавом или продуктом сублимации // Труды Америк. о-ва инж.-мех. 1992. № 1. С. 86-90.
[4] Физические величины. Справочник. М.: Энергоатомиздат, 1991.
[5] Хавин В.Я. Краткий химический справочник Л.: Химия, 1991.
[6] Перельман В.И. Краткий справочник химика М.-Л.: Химия, 1964.
[7] Справочник по пайке. М.: Машиностроение, 1984.
[8] Бирюков В.П., Татаркин Д.Ю., Хриптович Е.В., Фишков А.А. Определение влияния режимов лазерной наплавки и состава порошковых материалов на износостойкость покрытий // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2017. № 1. С. 63–66.
[9] Calculation model of radial bearing, caused by the melt, taking into account the dependence of viscosity on pressure // V.V. Vasilenko, E.O. Lagunova, M.A. Mukutadze, V.M. Prikhodko // International Journal of Applied Engineering Research. – 2017. – №. 19. – P. 9138–9148.(Гидродинамический расчет радиального подшипника, смазываемого расплавом легкоплавкого покрытия при наличии смазочного материала)
[10] Ахвердиев, К.С. Расчетная модель клиновидной опоры скольжения, работающей на смазочном материале с расплавом / К.С. Ахвердиев, М.А. Мукутадзе, Е.О. Лагунова, В.В. Василенко // Международный научный журнал «Трение и износ» Том 39, №1, 2018 – С. 62 – 70.
[11] Мукутадзе М.А. Разработка расчетной модели гидродинамического смазочного материла, образующегося при плавлении подпятника, при наличии принудительной смазки / М.А. Мукутадзе, Е.О. Лагунова, В.В. Василенко // Проблемы машиностроения и надежности машин – 2018. - №3 - С. 76 – 83.

НЮАНСЫ В ТРИБОЛОГИИ

Войнов К.Н.

E-mail: forstar@mail.ru

Университет ИТМО, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация.

В статье приводится часть из последних разработок автора за семь лет работы над изданием 12 томов международной энциклопедии по трибологии. Большинство технических новинок подкреплены теоретическими выкладками, физическими экспериментами, натурными испытаниями, компьютерными программами или запатентованы. В частности, сделаны уточнения по терминологии, некоторым устоявшимся понятиям, связанным с изнашиванием деталей, с химическим составом материалов и надёжностью их работы в эксплуатации, с применяемыми смазочными материалами, с математическим и компьютерным программным описанием процессов трения-изнашивания.

Ключевые слова: термины, конструкции, технологии, смазка, стендовые испытания, износ.

NUANCES IN TRIBOLOGY

Voinov K.N.

There are part of the last and new information published by author in International encyclopaedia "Tribology". All text is supported with examples, patents, and descriptions connected with terms, phenomenon and ways to increase the reliability and wear and tear during operation for different systems including lubricants, computer and other calculations.

Keywords: terms, designs, technology, lubricant, test benches, wear.

Преамбула

Статья состоит из нескольких частей, в каждой из которых кратко освещается суть излагаемого положения.

Положение 1

Принято считать, что детали, изготовленные в соответствии с утверждёнными Нормами или ГОСТ, являются достаточно надёжными при их эксплуатации на определённый период наработки. На практике это не всегда оказывается справедливым. Как по ускоренному изнашиванию, так и по быстро теряемой прочности объект иногда совсем неожиданно выходит из строя, не доработав свой утверждённый и ожидаемый гарантийный срок службы. В чём же причина? Была исследована достаточно представительная линейка различных сталей, из которых были изготовлены опытные образцы для проведения сравнительных испытаний на специализированных стендах. При этом, что особенно важно, химический состав материалов, из которых были изготовлены опытные образцы, имели точность контроля процентного содержания каждого химического элемента в структуре материала в 5 знаков после запятой. Это относилось, например, к следующим элементам: Fe, C, Mn, Si, P, S, Ni, Cr, Cu, Mo, V, Ti, Al, Nb, W, As, Sn, Co, Pb, Zn и др. Материалы испытанных сталей были, в частности, следующие: Ст 10, Ст 30ХМ, Ст 65Г, Ст 40Х, Ст 14Х17Н2 и др. Испытания показали, что даже в пределах ГОСТ с обычной точностью процентного содержания химических элементов в 2-3 порядка после запятой интенсивность изнашивания и прочность могут иметь расхождения до 50% в меньшую сторону от ожидаемой [1]. Это связано с определённой несовместимостью между собой некоторых процентных соотношений химических элементов в материале изготавливаемых деталей, что и приводит в таких случаях к преждевременным и серьёзным отказам объектов даже в начальные периоды эксплуатации. По сути, необходимо всесторонне исследовать установленный факт по очень многим материалам, издав, в конечном итоге, новый руководящий справочник для расчётчиков, конструкторов и технологов механических систем, что позволит впредь избегать появление преждевременных аварийных ситуаций механических систем.

Положение 2

Коснёмся термина «сухое трение». Термин обычно некорректный по следующей основной причине. Чисто сухое трение (абсолютно без какой-либо плёнки влаги) обычно не встречается. Всегда в сводках погоды мы регулярно по радио слышим, что сегодня влажность 60…80 %. Если взять тропический или субтропический климат, то там часто влажность может составлять даже 100%. Поэтому для работы пар трения в таких условиях

толщину покрытия поверхностей трения хромом иногда увеличивают почти в 2 раза по сравнению с континентальным климатом эксплуатации деталей/объектов. Обеспечить чисто сухое трение можно, но достаточно сложно. Для этого надлежит использовать специальное оборудование, с помощью которого можно «высушить» поверхности подвижных сопряжений практически до нуля. Первые проведённые подобные опыты при разной влажности окружающей нас воздушной среды показали, что колебания по износостойкости деталей могут находиться в диапазоне от двух до шестнадцати процентов, когда «потолок» влажности составлял 82%. Поэтому при публикациях данных об износостойкости пар трения следовало бы указывать параметр влажности окружающей среды, что позволит давать более точную информацию для расчётчиков и проектировщиков.

Положение 3

Несколько слов о термине «равновесная шероховатость». Автор не считает, что это сколько-нибудь стабильный параметр или фактор. Многочисленные проверки и высокоточные измерения на трибометрах TRB-S-DE и Hommel Tester T8000 [2], а также на приборе для измерения коэффициента трения покоя полностью подтвердили следующее. Равновесная шероховатость – весьма условный термин, так как существует на поверхности трения слишком короткое время, как, кстати, и коэффициент трения, который является весьма нестабильной случайной величиной. Опыты по анализу шероховатости проводились в такой последовательности. На стандартном приборе измерялись, в частности, параметры R_a и R_z. Затем, в течение всего 30 секунд осуществлялся подвижный контакт на машине трения. Далее шероховатость образца вновь измерялась по той же полоске предыдущего теста, которая была первоначально измерена. Получались принципиально различные данные по высоте и глубине впадин, по их числу и среднему значению. При этом в паре трения весьма заметно изменяется и фактическая площадь контакта. Следовательно, более правильно использовать термин, например, такой – «условная равновесная шероховатость», но не больше.

Аналогичные многочисленные проверки были выполнены по измерению коэффициента трения покоя. Составлена программа в компьютерной оболочке MathCAD для построения годографа изменения этого коэффициента, наглядно подтверждающая весьма заметное влияние характера взаимодействия шероховатостей двух поверхностей трения при их разной взаимной ориентацией профилей. Оказалось, что этот коэффициент также весьма вариативен. Это проявляется, в частности, при больших различиях именно при разной взаимной ориентации шероховатостей тела и контртела (кроме кольцеобразных круговых форм бороздок) [2, 3, 4], а также сил трения, интенсивности изнашивания, температуры и возникающего уровня шума. Если же не учитывать широкий разброс возможных значений коэффициента трения, а принимать во внимание только некое среднее значение, то результаты могут быть принципиально неверными, приводящими к нежелательным эксплуатационным последствиям.

Здесь же приведём небольшой комментарий к построению опорной кривой несущей поверхности шероховатости Аббота [5]. Дело в том, что обычно не учитывается субмикрошероховатость, которая реально всегда имеется на боковых поверхностях шероховатостей. При более точных построениях опорной кривой, как показали исследования, надо учитывать эту особенность, чтобы избежать порой значительных погрешностей.

Положение 4

Вопрос связан с использованием пластичной смазки для относительно тихоходных зубчатых соединений разного профиля и кулачковых механизмов. Дело в том, что даже в самом начале работы (при вращении колеса и шестерни или ролика толкателя и кулачка) из-за плотного контакта пар трения смазка практически моментально выдавливается из подвижного сопряжения. Таким образом, защитный масляный слой исчезает и сам по себе, как мы понимаем, не может восстановиться. Это увеличивает интенсивность изнашивания деталей, повышает шум работы механизма, возрастают температура в зоне трения и шум, заметно сокращается технический срок службы механической системы. Не приводя фотографию простейшего технического решения, гарантирующего постоянное смазывание перечисленных подвижных сопряжений, объясним способ словами. В частности, для зубчатого соединения достаточно с одной или с двух сторон зубьев (в зависимости от их формы и пространственного расположения) закрепить упругие кольца, например, из маслобензостойкой резины или пластмассы, имеющие толщину в пределах 3 мм. Эти упругие кольца при давлении со стороны выдавливаемой зубьями смазки будут упруго отодвигаться в сторону примерно на 2,5 мм. После дальнейшего поворота зубчатого соединения упругие кольца вновь возвращают пластичную смазку в сопряжение. Если зубчатое соединение расположено в вертикальной плоскости, то под ним целесообразно сделать небольшой поддон, в который может частично сваливаться смазка и которую сами же зубья при их вращении будут опять захватывать. Аналогичное техническое и успешно апробированное решение было выполнено для кулачковых механизмов. Это позволило заметно повысить износостойкость сопряжений для разных материалов деталей пар трения и избежать появления приведённых выше негативных процессов.

Положение 5

Рассмотрим использование самой дешёвой в мире органической смазки, не требующей для своего изготовления никаких заметных затрат, например, связанных с посадкой семян, прополкой, удобрением, поливкой, сбором и переработкой масленичных структур. Новая смазка имеет свои многочисленные преимущества и по стоимости, в отличие от синтетических смазочных материалов. В данном случае в опытах использовались человеческие волоски, сбритые с бороды и усов человека без всяких шампуней (всухую). Для экспериментов были изготовлены комплекты из двух шайб как пар трения. Верхняя шайба имела в центре цилиндрический хвостовик, который легко вставляется в шпиндель вертикального настольного сверлильного станка. Прижатие к нижней шайбе осуществлялось постоянной нагрузкой в виде гири, прикреплённой к штурвалу станка.

Поверхность нижней шайбы имела две спиралевидные канавки, начинающиеся с края шайбы и уходящие на «нет». Одна из двух канавок как раз заканчивалась в центре шайбы, а другая – на половине расстояния между краем и центром этой детали, которая закреплялась в тисках стола. Нижняя шайба помещалась в кювету и обильно посыпалась новой органической смазкой. До испытания на износ толщины шайб измерялись. Длительность совместного контакта шайб фиксировалась с помощью секундомера. Периодически останавливая процесс вращения верхней шайбы, осуществлялись измерения высот каждой из шайб.

Аналогичные опыты проводились без смазки и со стандартной смазкой (например, подсолнечное масло). Вариант с новой органической смазкой имел очевидные преимущества по износостойкости. Кроме того, был открыт следующий эффект при использовании новой органической смазки. При трении смазка превращалась в пудру белого цвета, обладающую прекрасной адгезией к поверхности трения из-за наэлектризованности и даже примагничивании, что можно наблюдать у людей с чистыми волосами, расчёсываемыми гребнем. К минусам такой смазки можно отнести, пожалуй, низкую температуростойкость, но, как известно, морозостойкость человеческого волоса или шерсти животного достаточно высокая.

Есть ещё один важный позитивный момент, связанный с формой смазочного материала [6]. Было проведено несколько опытов на макрофизической модели в виде призмы с вершиной, обращённой вниз. На боковой стенке по высоте были наклеены тензодатчики (5 штук) для фиксации напряжений, которые будут возникать в пирамиде, если в неё загружать различные среды (воду и разные смазочные материалы, имеющие различную форму: сплошная среда, в виде упругих шариков или роликов). Эти среды сверху нагружались мерным грузом. При этом на компьютере фиксировались те напряжения, которые получались от наклеенных датчиков. Оказались, что более целесообразно для снижения напряжений как раз в самом перегруженном контактном верхнем слое детали пары трения иметь смазку не в жидком виде, а в виде упругих шариков, роликов, макаронинок, бубликов и т.п. Тогда напряжения можно уменьшить от 30% до 10 раз, так как, как известно, жидкость как смазка – несжимаемая среда. Кроме того, волос имеет в себе неплохую жировую составляющую.

Наконец, осветим ещё один важный и полезный совет по использованию пластичных материалов, используемых в гребнесмазывателях колёс. Специалисты пытаются уменьшить износ пары трения гребень колеса – боковая поверхность головки железнодорожного рельса. Но существующие способы по многим причинам далеки от совершенства: смазка выдавливается, вся загрязняется и даже смывается. Конструкции гребнесмазывателей сложны и дороги.

Автор видоизменил форму боковой поверхности головки рельса, в которой в зоне наиболее вероятного контакта с гребнем колеса были сделаны лунки, неглубокие пазы, включая пазы с формой ласточкиного хвоста. В этих случаях общая масса внесённой пластичной смазки не может полностью загрязняться, она практически не может выпасть из специфичных форм сделанных углублений, её невозможно всю смыть даже ледяным дождём и пр.

Внедрение предложенного способа можно без особых проблем осуществлять прямо при горячей прокатке рельсов в процессе их изготовления.

Положение 6

До настоящего времени практически отсутствовали методы эффективного контроля адгезии как для пластичных смазочных материалов, так и для жидких смазок именно в динамике работы. Дело в том, что при вращении образца с наличием смазки на его поверхности крайне важно знать силу адгезионной составляющей, которая способна всё-таки ещё удерживать смазочный материал в зоне трения. Автору удалось решить эти проблемы. Для этого достаточно иметь малогабаритный высокооборотный электрический двигатель, стержень в виде небольшого вала (можно ступенчатой формы для проверок смазки на разных окружных скоростях вращения), датчик скорости вращения Холла и пустой прозрачный стакан, устанавливаемый на электронных весах. Первоначально весы показывают массу пустого стакана. При плавном наборе скорости вращения вала с нанесённой на него смазкой, опущенного не до дна в стакан, появляется центробежная сила, которая заставит смазку отрываться с поверхности вращающейся детали. Смазка будет падать либо на дно стакана, либо на его стенки, а весы мгновенно покажут увеличение веса, а датчик скорости – нижний

предел вращения, при котором произошёл отрыв части смазки. Увеличивая скорость вращения, можно установить верхний предел, при котором уже никакие частички смазки не отрываются с вала. Подобная процедура легко может быть использована с небольшой доработкой прибора для контроля качества и адгезии жидкой смазки. По описанной схеме были протестированы 5 типов смазок. Прибор можно помещать в камеру, в которой окружающая температура для тестируемой смазки может иметь повышенное или пониженное (минусовое) значение, что очень важно для конкретных условий эксплуатации.

Положение 7

Речь пойдёт о вкладыше подшипника скольжения. При использовании жидкой смазки часто образуется масляный клин, приподнимающий один край вкладыша подшипника, перекашивая его правильное расположение. При этом если один край вкладыша приподнимается, то другой край подшипника начинает максимально плотно прижиматься к вращающемуся валу, мешая смазке создавать смазочную плёнку. Это приводит к перекосам, перенапряжениям в деталях, вызывает повышенный локальный износ.

Нам удалось добиться вертикального всплытия вкладыша подшипника за счёт сделанных выточек-канавок-пазов на его поверхности трения. Наибольшая глубина канавки имеет место у самого края вкладыша (в пределах до 2 мм) и, выходя в ноль перед дальним краем вкладыша. Тогда в области исчезновения паза возникает подъёмная сила от поступающей смазки, которая и приподнимает подшипник.

В натурных экспериментах на созданном специализированном стенде с вкладышем подшипника скольжения этот положительный эффект был полностью подтверждён.

Кроме того, если подобные выточки или канавки сделать чередующимися на поверхности вкладыша в противоположных направлениях, то данный эффект будет и при реверсивных вращениях вала.

Положение 8

О повышении износостойкости асфальтобетонного покрытия автомобильных дорог. Известно, что при частом движении автотранспорта по полосам от вращающихся шин колёс на асфальте начинают образовываться канавы. По действующим Нормам величина неровности полотна после укатки катком асфальта не должна превышать 7 мм. Чтобы существенно повысить срок службы полотна покрытия дорог, используем простейший способ. Изменяем форму катка, чтобы его цилиндрическая форма была бы преобразована в форму с двумя выточками в виде трапеций в местах, где обычно находятся колёса автомобилей. Высота трапеций 5 мм. Тогда в местах движения колёс асфальт оказывается приподнятым на 5 мм с плавными боковыми склонами трапеции. Чтобы износить даже 1 мм железнодорожного рельса, по которому многократно катятся тяжёлые поезда, нужно иметь примерно 30 тыс. км их пробега. Поэтому эти 5 дополнительных миллиметров возвышения полотна дороги также потребует большого времени, чтобы сперва их износить, а только после этого начнётся нежелательный дальнейший износ. Мест, где транспорт просто обязан ехать по полосам или чётко по определённым местам, – великое множество: подъезды к шлагбауму в аэропорту, к приёмному покою у больницы, при въезде во дворы под аркой, на улицах с односторонним движением, у автобусных и троллейбусных остановках и др. Такая модернизация полотна не предназначена для скоростных магистралей, а в остальных случаях обеспечивает существенный экономический эффект, безаварийность и надёжность в работе.

Положение 9

Известна идеализированная кривая изнашивания В.Ф. Лоренца, имеющая, как правило, три этапа. В работах [7] показаны 24 основных возможных вариантов нестационарных процессов изнашивания деталей. Даны процессы развития износа как с положительными, так и с отрицательными допусками на изготовление деталей, с задержками начального момента появления, с колебательными процессами отрыва или прилипания частиц износа.

[1] Трибология – Международная энциклопедия, том VI: Технологические методы повышения надёжности работы подвижных трибосопряжений //Под ред. К.Н. Войнова. Санкт-Петербург, Университет ИТМО: Нестор-История. – 2013.

[2] Трибология – Международная энциклопедия, том III: Приборы, устройства, средства испытания и контроля //Под ред. К.Н. Войнова. Санкт-Петербург: ПГУПС. – 2012.

[3] Войнов К.Н. Влияние колебаний коэффициентов трения на результаты расчётов //Сб. научных трудов «Трибология и надёжность», труды XIV Международной конференции под ред. проф. Войнова К.Н. – 2014. 6-17.

[4] Трибология – Международная энциклопедия, том VI: Технологические методы повышения надёжности работы подвижных трибосопряжений //Под ред. К.Н. Войнова. Санкт-Петербург, ИХиБТ, Университет ИТМО, ВОЕНМЕХ: Нестор-История. – 2013.

[5] Войнов К.Н. Уточнение по опорной кривой несущей поверхности шероховатости Аббота. //Трибология – Международная энциклопедия, том X: Моделирование и расчёты в трибологии и надёжности. Под ред. К.Н. Войнова. Санкт-Петербург, Университет ИТМО: Нестор-История. – 2015. 175-179.

[6] Трибология – Международная энциклопедия, том I: Историческая справка, термины, определения //Под ред. проф. К.Н. Войнова. Санкт-Петербург: ПГУПС. – 2010.

[7] Трибология – Международная энциклопедия, том XI: Компьютерные программы и примеры расчётов в трибологии и триботехнике //Под ред.проф. Войнова К.Н. Санкт-Петербург, Университет ИТМО: Нестор-История. – 2016.

РАЗРАБОТКА И АНАЛИЗ МОДЕЛЬНОЙ ДИАГРАММЫ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ВНЕДРЕНИЯ В ТОПОКОМПОЗИТ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ

Воронин Н.А.

E-mail: voroninn@inbox.ru

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия.

Получено теоретическое описание диаграммы внедрения при инструментальном индентировании материалов с поверхностным покрытием или упрочненным поверхностным слоем. Проведен анализ процесса деформирования с учетом топокомпозитной структуры поверхности. Установлено явление дополнительного пластического деформирования материала основы топокомпозита.

Ключевые слова: тонкие покрытия, топокомпозиты, инструментальное индентирование, твердость, модуль упругости.

DEVELOPMENT AND ANALYSIS OF THE MODEL DIAGRAM OF INSTRUMENTAL INDENTATION IN THE TRIBOTECHNICAL TOPOCOMPOSITE

Voronin N.A.

A theoretical description of the diagram for instrumental indentation of materials with a surface coating or a hardened surface layer has been obtained. The analysis of the deformation process taking into account the topocomposite structure of the surface is carried out. The phenomenon of additional plastic deformation of the base material of the topocomposite is established.

Keywords: thin coatings, topocomposites, instrumental indentation, hardness, modulus of elasticity.

Ведение

Применение в узлах трения материалов с поверхностной слоистой структурой (топокомпозитов) позволяет значительно расширить возможности трибологов по созданию материалов с требуемым набором триботехнических характеристик [1]. Основными комплексными (усреднёнными по области контактного деформирования) механическими характеристиками материалов пар трения из топокомпозитов, также как и для компактных материалов, являются модуль упругости и твердость (микротвердость). Однако, в зависимости от толщины покрытия, указанные характеристики являются переменными величинами и тем более изменяемыми, чем больше различаются между собой механические характеристики компонентов (покрытие, основа) поверхностного слоистого тела. Такие характеристики в научно-технической литературе получили название эффективных или композиционных – эффективный модуль упругости и композиционная твердость. Определение эффективных значений твердости и модуля упругости поверхностно слоистых тел (топокомпозитов) и, в первую очередь, установление связи этих характеристик с собственными (истинными) значениями твердости и модуля упругости покрытия и подложки является актуальной научной и практической задачей.

Цель

Целью работы является теоретическое описание диаграммы внедрения поверхностно слоистых твердых тел и установление аналитических связей между эффективными характеристиками слоистой системы и собственными упругими и пластическими характеристиками покрытия и подложки.

Состояние вопроса

Для расчета твердости, модуля упругости и ряда других механических характеристик в поверхностных слоях компактных материалов в трибологическом материаловедении на микро- и наноуровнях широко используется метод инструментального индентирования [2]. В работе [3] предложен метод анализа механики контактного взаимодействия инденторов различной формы с поверхностью упругого твердого тела, который позволяет теоретически рассчитывать кривые нагрузки-внедрения (диаграмму внедрения) в компактный материал, где механические свойства, как образца, так и индентора принимаются в качестве входных параметров. Моделируемая кривая нагрузки-внедрения позволяет проводить сравнение с фактическими экспериментальными данными. Используя уравнение контакта для конического индентора, можно предсказать форму кривой нагружения, даже когда контакт полностью пластичный:

$$P = E^*\left[\frac{1}{\sqrt{\pi}tg\alpha}\sqrt{\frac{E^*}{H}} + \left[\frac{2(\pi-2)}{\pi}\right]\sqrt{\frac{\pi}{4}}\sqrt{\frac{H}{E^*}}\right]^{-2}\cdot s^2, \quad (1)$$

где s – глубина индентора в поверхность образца, отсчитываемая от свободной поверхности, H – твердость материала исследуемого образца, a – эквивалентный угол конуса ($70{,}3^o$ для индентора Берковича). E^* – комбинированный модуль упругости, учитывающий упругие свойства материала исследуемого образца и индентора.

Важной особенностью уравнения (1) является то, что нагрузка связана с квадратом глубины внедрения.

Во время разгрузки обычно наблюдается некоторая степень упругого восстановления материала образца. Рассматривая контакт индентора с твердым телом как осесимметричный конус [4], контакт между коническим индентором и упругим полупространством может быть описан следующим выражением:

$$P = \left(\frac{2E^*}{\pi} \tan \alpha \right) \cdot s^2, \qquad (2)$$

Здесь также как при нагружении имеет место квадратное соотношение между нагрузкой и глубиной индентирования.

Значения данных по нагрузке и глубине внедрения из диаграмм внедрения используются для определения механических характеристик материала.

При оценке твердости и модуля упругости материала в поверхностях с топокомпозитным строением (слоистая система типа покрытие - подложка) следует учитывать совместное влияние механических характеристик материала основы и покрытия.

Результатом измерения твердости в этом случае является величина композиционной твердости, отличающаяся, порой существенно, от значения, как истинной твердости покрытия, так и материала подложки. На основе опыта обработки многочисленных экспериментальных данных считается, что значения измеренной твердости соответствуют (или приближаются) к значению истинной твердости материала покрытия лишь при выполнении эмпирического правила (*thumb rule*), которое требует, чтобы глубина отпечатка под алмазной пирамидой составляла не более 1/8 – 1/10 части толщины покрытия.

По вопросу учета влияния материала подложки на измеряемый модуль упругости покрытия слоистой системы исследователи долгое время придерживались мнения о применимости правила 10% , на которое ориентируются при оценке твердости материала покрытия. Сегодня установлено, что нет реальной физической основы применения упомянутого эмпирического критерия. Считается, что влияние упругих свойств материала основы начинается практически сразу с момента внедрения индентора [4].

В работе [5] на основе рассмотрения механики контактного взаимодействия жесткой сферы с упругим жестко пластичным двухслойным полупространством была разработана математическая модель, позволяющая рассчитывать деформационно-силовые параметры контакта и ряд эффективных характеристик слоистого тела в широком диапазоне значений толщины покрытия, радиуса сферического индентора, нагрузки, упругих и пластических характеристик материалов, составляющих слоистое тело (топокомпозит). Там же показана возможность преобразования аналитических выражений, описывающих механику контактно взаимодействия сферы с двухслойным твердым телом, в зависимость, связывающую твердость от глубины внедрения пирамидального индентора. Более подробно математические модели и методика получения аналитических выражений для определения деформационно-силовых параметров контакта и эффективных характеристик приведены в работе [5].

Для исследований, проводимых в данной работе, важными зависимостями, установленными в работе [5] являются соотношения, связывающие эффективный модуль упругости E_c и композиционную твердость H_c слоистой системы с соответствующими параметрами, характеризующими однородный материал, в качестве которого используется материал основы топокомпозита

$$E_c = E_0 \times \Phi^{-\frac{3}{2}}, \qquad (3)$$

$$H_c = H_0 \cdot \left(\overline{\Phi}_i\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\Phi\right)^{-\frac{3}{2}}, \qquad (4)$$

где E_1 и E_0 – модуль нормальной упругости материала покрытия и материала основы, соответственно; H_1 и H_o – твердость материала покрытия и материала основы, соответственно; Φ – упруго-геометрический параметр

$$\Phi = \sum_{i=0}^{m} A_i \cdot \bar{t}_0^{\,i} \cdot \left(\sum_{j=0}^{n} B_j \cdot \bar{t}_0^{\,j} \right)^{-1};$$

$\overline{\Phi}$ – предельный упруго-геометрический параметр, который определяется для трех областей существования толщины покрытия : $\overline{\Phi} = M_i \cdot (\Phi)^3$, где M_I =1 для малой толщины (область III) ; $M_{II} = \left(0{,}31 \cdot T_k^{-1}\right)^2$ – при средней толщины (область II); $M_{III} = Y^2$ – для большой толщины покрытия (область I); $\bar{t}_0 = \frac{t_0}{a_0}$; $Y = \frac{H_1}{H_0}$;

$A_1, A_2, A_3, \ldots A_i, B_1, B_2, B_3, \ldots B_i$ – коэффициенты двухточечной Паде аппроксиманты; $A_j = f(K)$, $B_j = f(K)$; $K = E_0 \cdot (E_1)^{-1}$ – эффективная упругая константа слоистого тела. (Более подробно обозначения к (3) и (4) - см. работу [5]).

Решение задачи

Используя вышеприведенные зависимости (1), (3) и (4) (для кривой нагружения) и (2),(3) (для кривой разгрузки), теоретически построим диаграмму внедрения для случая индентирования идеального пирамидального индентора в идеальный однослойный топокомпозит с известными значениями механических характеристик компонентов слоистого тела и известной толщиной покрытия. Под идеальным однослойным топокомпозитом будем понимать поверхностно слоистую среду, состоящую из упругого жестко-пластичного покрытия когерентно связанного с основой из упругого жесткопластичного материала. Под идеальным пирамидальным индентором будем понимать жесткий индентор Берковича идеальной формы с острой вершиной. Используя зависимости

(1) и (2) теоретически построим диаграммы внедрения для случая индентирования идеального пирамидального индентора в компактные материалы – материал покрытия и материал основы, механические характеристики которых соответствуют характеристикам компонентов топокомпозита.

Из сравнения работ диссипации упругой энергии при инструментальном внедрении в топокомпозит и компактные материалы из покрытия и основы можно получить зависимость, связывающую модуль упругости материала покрытия с модулем упругости материала основы и работой диссипации упругой энергии топокомпозита.

Кривая нагружения топокомпозита в области I может быть построена, используя зависимость (1), в которой параметр твердости H принимает значений твердости покрытия H_1, а в качестве параметра E^* используется эффективный модуль упругости идеально упругого топокомпозита E_c, определяемый по формуле (3):

$$P_c^I = E_c\left[\frac{1}{\sqrt{\pi}tg\alpha}\sqrt{\frac{E_c}{H_1}}+\left[\frac{2(\pi-2)}{\pi}\right]\sqrt{\frac{\pi}{4}}\sqrt{\frac{H_1}{E_c}}\right]^{-2}\cdot s^2, \quad (5)$$

Кривая нагружения топокомпозита в области II может быть построена, также используя зависимость (1), в которой параметр твердости H принимает значений композиционной твердости H_c, определяемый о формуле (4), а в качестве параметра E^* используется эффективный модуль упругости топокомпозита E_c:

$$P_c^{II} = E_c\left[\frac{1}{\sqrt{\pi}tg\alpha}\sqrt{\frac{E_c}{H_c}}+\left[\frac{2(\pi-2)}{\pi}\right]\sqrt{\frac{\pi}{4}}\sqrt{\frac{H_c}{E_c}}\right]^{-2}\cdot s^2, \quad (6)$$

Из решения системы уравнений (5) и (6) можно будет рассчитать глубину внедрения индентора в топокомпозит, при которой начинается пластическая деформация основы.

Результаты решения и обсуждение

Примем следующие значения параметров, характеризующие условия теоретического инструментального индентирования идеального топокомпозита: индентор – пирамида Берковича; твердость материала покрытия и основы – 4 ГПа и 2 ГПа, соответственно; модуль упругости материала покрытия и основы – 500 ГПа и 200 ГПа; толщина покрытия 5 мкм. Используя выражения (1) и (2) получим банк данных для построения кривых нагружения и разгружения топокомпозита, покрытия и основы.

Важным элементом теоретической зависимости (6), описывающей кривую нагружения при индентировании топокомпозита в области II, является отсутствие в составе композиционной твердости топокомпозита H_c в области II значения твердости материала покрытия, так как композиционная твердость H_c^{II} рассчитывается по формуле (4). Используя метод сопоставления затраченной работы на деформирование топокомпозита в целом и компонентов топокомпозита, как отдельных компактных материалов, можно показать, что во второй области нагружения топокомпозита присутствуют работы упругопластического деформирования материала основы и упругого деформирование материала покрытия (рисунок 1):

$$AP_{c\text{II}}=AP_0+AP_{1e}+AP_{0p+}, \quad (7)$$

где $AP_{c\text{II}}$ – работа упругопластической деформации топокомпозита в области II, AP_0 – работа упругопластической деформации материала основы, AP_{1e} – работа упругой деформации материала покрытия, AP_{0p+} – работа стеснения пластической деформации материала основы.

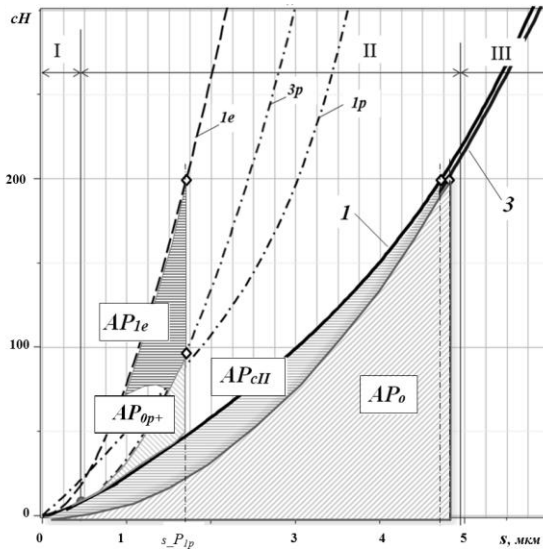


Рис. 1. **Кривые упругопластического деформирования топокомпозита и основы (1,3), упругого и пластического деформирования топокомпозита (*1e, 1p*) и пластического деформирования основы (*3p*)**

Расчет значений затраченных работ при индентировании пирамиды в модельный топокомпозит до величины нагрузки в 200 сН и оценка погрешности по сравнению с суммарной величиной затраченной энергии на деформирование компонентов слоистой системы, проводились с использованием математической программы Maple 15:

$$AP_{c\text{II}} = \int_0^{s\_P_{c\text{II}}} P_{c\text{II}};\ AP_{0p+} = \int_0^{s\_P_{ce\text{II}}} P_{0p};$$
$$AP_{1e} = \int_0^{s\_P_{1e}} P_{1e}\ ;\ AP_{0p} = \int_0^{s\_P_{0p}} P_{0p}\ .$$

Погрешность не превышает 3%.

Необходимость учета дополнительной работы деформирования материала основы, названная здесь как работа стеснения, возникла из анализа результатов исследований, приведенных в работе [6] и связанных с ограничением (стеснением деформационной волны) вокруг штампа жесткой накладкой. Стесненные условия нагружения

приводят к увеличению интенсивности деформации.

Полученные зависимости являются методологической основой для обработки экспериментальной диаграммы внедрения в исследуемый топокомпозит с целью понимания механизма деформации слоистых тел и определения истинных значений модуля упругости и твердости материала покрытия.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки, Соглашение №14.607.21.0166, проект RFMEFI60717X0166.

[1] Воронин Н.А. Токомпозиционные материалы триботехнического назначения: определение, получение, материалы, особенности механики контактного взаимодействия //Трение и смазка в машинах и механизмах. 2008, №5, с. 17-32.
[2] ГОСТ Р 8.748-2011. Металлы и сплавы. Измерение твердости и других характеристик материалов при инструментальном индентировании. Часть 1. Метод испытаний. М:, Стандартинформ, 2013. – 23 с.
[3] Fischer-Cripps A.C. Nanoindentation. Third Edition. New York, Springer, 2008. – 279 p.
[4] Fischer-Cripps A.C. Critical review of analysis and interpretation of nanoindentation test data // Surface & Coatings Technology 200 (2006) 4153 – 4165.
[5] Voronin N. A., Composite and Real Hardnesses of Thin Coatings //Advanced Materials Research. Vols. 560-561 (2012). pp. 803-808.
[6] Нго Као Кыонг. Исследование внеконтактных деформаций при локальном нагружении Вестник науки и образования Северо-Запада России, 2015, Т. 1, № 3. с. 1-8.

НОВЫЙ РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ МОДУЛЯ УПРУГОСТИ ПОКРЫТИЯ ТОПОКОМПОЗИТА НА ОСНОВЕ МОДЕЛЬНОЙ ДИАГРАММЫ ВНЕДРЕНИЯ

Воронин Н.А.

E-mail: voroninn@inbox.ru

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия.

Проведен анализ модельной диаграммы внедрения для инструментального индентирования пирамидального штампа в поверхность слоистого тела, имитирующего поверхность топокомпозита. Предложен метод расчета упругой характеристики покрытия топокомпозита с использованием экспериментальных результатов инструментального индентирования и теоретических кривых нагружения штампа в материал топокомпозита.

Ключевые слова: тонкие покрытия, топокомпозиты, инструментальное индентирование, диаграмма внедрения, моделирование, модуль упругости.

NEW CALCULUS-EXPERIMENTAL METHOD OF COMPUTATION OF THE ELASTIC MODULE OF COATING OF THE TOPOCOMPOSITE BY USING MODEL DIAGRAM OF INDENTATION

Voronin N.A.

An analysis of the model intercalation diagram for instrumental indentation of a pyramidal stamp into the surface of a layered body imitating the topocomposite surface was carried out. A method is proposed for calculating the elastic characteristics of the coating of a topocomposite using the experimental results of instrumental indentation and the theoretical loading curves of a stamp in the topocomposite.

Keywords: thin coatings, topocomposites, instrumental indentation, diagram of indentation, modeling, modulus of elasticity.

Введение

Для поверхностей триботехнического назначения твердость и модуль упругости являются двумя ключевыми характеристиками. Метод инструментального индентирования широко используется для оценки характеристик материала на основе анализа и интерпретации диаграммы «нагружение – перемещение индентора». Для тонких упрочняющих покрытий применение метода инструментального индентирования связано с рядом трудностей методического и инструментального характера.

Цель работы

Целью данной работы является расширение возможностей метода инструментального индентирования для оценки упругой характеристики покрытия за счет учета особенностей деформирования топокомпозитов при инструментальном индентировании и моделирования этих особенностей

Состояние вопроса

Основными комплексными (усреднёнными по области контактного деформирования) механическими характеристиками материалов пар трения из топокомпозитов, также как и для компактных материалов, являются модуль упругости и твердость (микротвердость). Однако, в зависимости от толщины покрытия, указанные характеристики являются переменными величинами и тем более изменяемыми, чем больше различаются между собой механические характеристики компонентов (покрытие, основа) поверхностного слоистого тела. Такие характеристики в научно-технической литературе получили название эффективных или композиционных – эффективный модуль упругости и композиционная твердость. Определение эффективных значений твердости и модуля упругости поверхностно слоистых тел (топокомпозитов) и, в первую очередь, установление связи этих характеристик с собственными (истинными) значениями твердости и модуля упругости покрытия и подложки является актуальной научной и практической задачей.

В работе [1] показана возможность получения теоретических аналитических зависимостей, описывающих кривые нагружения и разгрузки при инструментальном индентировании слоистых систем. Ценность таких диаграмм заключается в возможности выявления особенностей деформирования реальных слоистых тел в результате сравнения экспериментальных диаграмм внедрения с теоретически рассчитанными по установленным из эксперимента механическим характеристикам.

Анализ экспериментальных и теоретических диаграмм внедрения индентировании показал наличие явления повышения напряжения в пластической области материала основы при индентировании пирамидального наконечника, за счет стеснения (дополнительного уплотнения) материала подложки твердым поверхностным слоем. Эффект стеснения приводит к повышению значения твердости материала основы под покрытием, по сравнению с исходной объемной твердостью материала.

Из практики инструментального индентирования объемных материалов известен эффект повышения твердости с уменьшением глубины внедрения (так называемый размерный эффект). Одна из основных причин влияния размерного эффекта на сопротивление материала пластической деформации заключается в уровне удельной площади деформируемой поверхности [2].

В данной работе показана возможность оценки величины размерного эффекта и величины стеснения материала основы в пластической области при инструментальном индентировании и их использования для разработки нового метода определения модуля упругости покрытия топокомпозита.

Решение задачи

Для решения поставленной задачи производится построение экспериментальной диаграммы внедрения. Для этого стандартным методом инструментального индентирования, с помощью прибора – микро- или нанотвердомера с непрерывной регистрацией нагрузки и глубины внедрения внедряют алмазный наконечник прибора в исследуемую слоистую систему (поверхность с тонким твердым покрытием) и производят запись диаграммы «нагрузка P – внедрение s». Внедрение в исследуемую поверхность производят на глубину не меньшую, чем толщина покрытия и всегда большую, чем 0,1 часть толщины покрытия.

Для исследуемой слоистой системы измеряют толщину покрытия h. Фиксируют для материала подложки значение модуля нормальной упругости E_0, коэффициента Пуассона μ_o и значение твердости $[H_0]$ по Виккерсу из справочников или по результатам стандартных методов измерения механических величин. Записывают известные значения упругих характеристик алмазного индентора: модуля Юнга E_u и коэффициента Пуассона μ_u .

По экспериментальной диаграмме внедрения для слоистой системы рассчитывают значения твердости слоистой системы $(H_c)_h$ при максимальной глубине внедрения, равной толщине покрытия, и определяют параметр $\left[\frac{(P_{эксп})_i}{(s_i)^2(H_c)_h}\right]$ для всего диапазона нагрузки в данном испытании. Рассчитывают значения относительной величины внедрения индентора $\frac{(s_c)_i}{h}$ путем деления значений $(s_c)_i$ на толщину покрытия h. Массиву значений $\left[\frac{(P_{эксп})_i}{(s_i)^2(H_c)_h}\right]$ ставят в соответствие соответствующие значения $\frac{(s_c)_i}{h}$ и называют параметром $(D_{эксп})$. Графически этот параметр $(D_{эксп})$ может быть представлен в виде набора экспериментальных точек в координатах «$\left[\frac{(P_{эксп})_i}{(s_i)^2(H_c)_h}\right]$ - $\frac{(s_c)_i}{h}$» или аппроксимирован некоторой функцией, например полиномом или степенной функцией.

Массив значений $\left[\frac{(P_{эксп})_i}{(s_i)^2(H_c)_h}\right]$ и $\frac{(s_c)_i}{h}$ является конечным результатом обработки экспериментальных данных, полученных инструментальным индентированием изделия с тонким твердым покрытием (поверхностным слоем).

Известен аналитический способ определения теоретической композиционной твердости H_c поверхности твердого тела с покрытием на основе рассмотрения механики контактного взаимодействия в слоистую систему сферического индентора [3]:

$$H_c = H_0 \cdot \left(\bar{\Phi}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\Phi\right)^{-\frac{3}{2}}, \qquad (1)$$

где $\bar{\Phi}$ – предельный упруго-геометрический параметр, Φ – упруго-геометрический параметр, H_0 – значения твердости материала основы.

Предельный упруго-геометрический параметр $\overline{\Phi}$ и упруго-геометрический параметр Φ рассчитывается в соотвествии с методикой, изложенной в работе [3].

Предельный упруго-геометрический параметр $\overline{\Phi}$ для толщин покрытия, больше 0,1 h рассчитывается по следующей аналитической зависимости (см. [3]):

$$\overline{\Phi} = \left(\frac{0{,}31}{T}\right)^2 (\Phi)^3 . \qquad (2)$$

С учетом зависимости (2) выражение (1) для определения композиционной твердости слоистого тела в диапазоне глубин внедрения от 0,1 до 1,0 величины $(\frac{s}{h})$ может быть преобразовано к виду:

$$H_c = H_0 \cdot \left(\frac{0{,}31}{T}\right) \qquad (3)$$

Параметр T в уравнении (3) зависит от относительной глубины внедрения и от величины контактного модуля упругости слоистой системы E^*.

С учетом упругих свойств индентора контактный модуль упругости слоистой системы описывается выражением [3]

$$E^* = \frac{(E_1 + E_u)\cdot E_0}{(E_0 + E_u)\cdot E_1} , \qquad (4)$$

где E_1 – модуль нормальной упругости материала покрытия.

Величина H_0 для идеальных компактных твердых тел и при моделировании принимается равной объемной твердости исследуемого материала. На практике при инструментальном индентировании объемных материалов установлен эффект повышения твердости с уменьшением глубины внедрения (так называемый размерный эффект) [2]. Учесть влияние размерного эффекта на величину материал основы при индентировании слоистых тел можно, применив структуру уравнения (3) к однородному материалу, для которого параметр T рассчитывается при значении величины E^* =1, то есть рассматривать однородное тело как слоистое тела с покрытием, у которого модуль упругости равен модулю упругости материала основы. Тогда можем записать

$$H_0 = (H_0)_h \cdot \left(\frac{0{,}31}{T\{E^*=1\}}\right), \qquad (5)$$

где $(H_0)_h$ – твердость подложки при глубине внедрения индентора, равной толщине покрытия.

При индентировании слоистых покрытий с твердыми защитными поверхностными покрытиями также установлен эффект повышения напряжения в пластической области материала основы при индентировании пирамидального наконечника, за счет стеснения (дополнительного уплотнения) материала подложки твердым поверхностным слоем [1]. Эффект стеснения приводит к повышению значения твердости материала основы под покрытием, по сравнению с исходной объемной твердостью материала.

Учет указанных эффектов – размерного эффекта и эффекта стеснения – учитывается в параметре $(H_0)_h$ следующим образом:

$$(H_0)_h = (H_c)_h + \Delta H \cdot \left(\frac{s_i}{h}\right)^2 ; \Delta H = (H_c)_h - [H_0], \qquad (6)$$

где $(H_c)_h$ – твердость слоистой системы, определяемая при глубине внедрения в материал с покрытием равной толщине покрытия; $[H_0]$ – объемная твердость основы материала. Первый член уравнения (6) учитывает вклад размерного эффекта на глубине внедрения, равной толщине покрытия, а второй член уравнения (6) учитывает эффект стеснения материала основы при инструментальном индентировании с увеличением глубины внедрения от нуля до глубины, равной толщине покрытия.

Таким образом, уравнение (3) можно переписать в виде

$$H_c = H_0 \cdot \left(\frac{0{,}31}{T\{E^*\}}\right) = (H_0)_h \cdot \left(\frac{0{,}31}{T\{E^*\}}\right)\cdot\left(\frac{0{,}31}{T\{E^*=1\}}\right) =$$

$$= \left[(H_c)_h + \Delta H \cdot \left(\frac{s_i}{h}\right)^2\right]\left(\frac{0{,}31^2}{T\{E^*=1\}\cdot T\{E^*\}}\right).$$

Теоретическая твердость слоистого тела может быть представлена в виде

$$H_c = \frac{P_c}{s_c^2} = (H_0)_h \cdot \left(\frac{0{,}31^2}{T\{E^*=1\}\cdot T\{E^*\}}\right);$$

Тогда параметры $(D_{\text{эксп}})_i = (D_{\text{теор}})_i$, рассчитываемые при $(P_c)_{эксп} = (P_c)_{теор} = (P_0)_{теор}$, можно вычислять по следующим выражениям

$$(D_{\text{эксп}})_i = \left[\frac{(P_c)_i}{(s_c)^2 (H_c)_h}\right], \qquad (7)$$

$$(D_{\text{теор}})_i = \left(\frac{0{,}31^2}{T\{E^*=1\}\cdot T\{E^*\}}\right), \qquad (8)$$

где в правая часть уравнения (7) представляет собой массив данных эксперментальных точек кривой нагружения диаграммы внедрения, а уравнения (8) массив данных точек теоретической кривой нагружения диаграммы внедрения при одинаковом значении относительной глубины внедрения $(\frac{s}{h})$.

Сопоставляя массив значений $\boldsymbol{D}_{эксп}$, полученных из эксперимента инструментального внедрения для исследуемого изделия с покрытием, с теоретически рассчитываемым массивом $\boldsymbol{D}_{теор}$, можно определить численно или графически контактный модуль упругости $\boldsymbol{E^*}$.

Из выражения (4) для контактного модуля упругости E^* можно определить модуль Юнга материала покрытия:

$$E_1 = \frac{E_0 \cdot E_u}{E^*(E_0 + E_u) - E_0} .$$

Результаты решения и обсуждение

Для примера было произведено определение модуля Юнга материала слоистого тела, которое было использовано в изобретении-прототипе. Это было покрытие из нитрида алюминия, нанесенное магнетронным способом толщиной 5 мкм на нержавеющую сталь 12Х18Н10Т.

Модуль Юнга и коэффициент Пуассона алмазной пирамиды Виккерса были E_u= 1140 ГПа, μ_u = 0,07. Упругие характеристики материала основы изделия E_0 = 180 ГПа, μ_0 = 0,3. Принято было, что коэффициент Пуассона материала покрытия равен материалу основы. Запись диаграмм внедрения в поверхность с покрытием производилось на микроиндентометре МТИ 5 с достижением максимальной нагрузки в 2,5 Н. Твердость покрытия при глубине внедрения 5 мкм, рассчитанная по диаграмме внедрения, составила 2,6 ГПа (260 кгс/мм^2). Объемная твердость материала основы была измерена приборе ПМТ3 при максимальной нагрузке в 5 Н. Она составила 2 ГПа (200 кгс/мм^2).

Из сопоставления массива значений $D_{эксп}$, и $D_{теор}$ получено значений E*= 0,40 (рис.1).

Расчет модуля Юнга покрытия по контактному модулю упругости слоистой системы E*=0,40 дал значение E_1 = 355 ГПа, что близко к значению, указанному в работе [4], где E_1 = 342 ГПа.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки, Соглашение №14.607.21.0166, проект RFMEFI60717X0166.

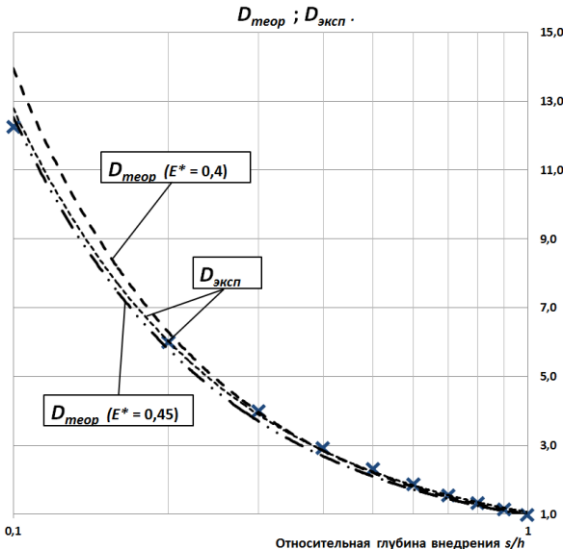


Рис. 1. **Сопоставление экспериментальных данных и теоретических расчетов для двух значений *E**

[1] Воронин Н.А. Моделирование диаграммы внедрения для топокомпозитов. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018, № 5, в печати).
[2] Матюнин В.М.. Индентирование в диагностике механических свойств материалов. М:, МЭИ, 2015, - 288с.
[3] Воронин Н.А. Теоретическая оценка композиционной и истинной твердости тонких покрытий. Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011, № 7. с.11-21.
[4] Патент РФ № 2618500, G 01 N 3/42,. Способ определения модуля упругости материала покрытия на изделии. Авт. Воронин Н.А. Опубл.03.05.2017. Бюл.13.

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ ТИПА СТАКАНОВ С ФЛАНЦЕМ В ДОННОЙ ЧАСТИ ПУТЁМ ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КОНТРПУАНСОНА

Воронцов А.Л., Никифоров И.А.

E-mail: mt13@bmstu.ru

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия.

Обоснована актуальность проведения исследования с целью определения основных технологических параметров прямого выдавливания с использованием контр-пуансона, необходимых для успешного проектирования процесса штамповки стаканов с фланцем в донной части. Указаны результаты проведённого исследования.

INCREASE OF WEAR RESISTANCE OF DETAILS OF CUP-TYPE WITH THE FLANGE IN THE GROUND PART BY DIRECT EXTRUSION WITH USE OF THE COUNTERPUNCH

Vorontsov A.L., Nikiforov I.A.

The urgency of carrying out of research with the purpose of definition of the basic technological parameters of direct extrusion with use of the counterpunch, necessary for successful designing process of punching of cup-type with a flange in a

Ключевые слова: стакан с фланцем, объёмная штамповка, прямое выдавливание, напряжения, деформации.

ground part is proved. Results of carried out research are specified.

Keywords: cup-type with flange, volumetric punching, direct extrusion, pressure, deformations.

Анализ современной справочной и специализированной технической литературы показывает, что полые детали типа стаканов с фланцем в донной части в огромных количествах используются в машиностроении, автомобиле-строении, авиастроении и оборонной про-мышленности. В частности, такие детали служат различными подпятниками и опорами (рис. 1, 2). А для подобных деталей важнейшей задачей является повышение их износостойкости в процессе эксплуатационной работы. При этом, как известно, износ определяет не только используемая смазка, но и твёрдость детали, тем более что при высоких температурах, зачастую развивающихся в узлах трения, эффективность любых смазок может быть недостаточной.



Рис. 1. **Бронзовые опорные подпятники**



Рис. 2. **Шахтные подпятники**

Поскольку твёрдость напрямую зависит от прочностных свойств материала детали, то её можно значительно повысить путём большого упрочнения материала холодной пластической деформацией в процессе изготовления заданного изделия. При этом важно указать, что ряд металлов и сплавов невозможно упрочнить термической обработкой. Например, коррозионно-стойкая и жаропрочная сталь 12Х18Н9Т в результате закалки только снижает пределы прочности и текучести, и для неё закалка используется вместо отжига. Между тем ранее А.Л. Воронцов установил, что путём применения холодной деформации выдавливанием можно увеличить прочностные свойства и твёрдость данной стали в 2–3 раза.

Сделанный авторами анализ технической справочной литературы показал, что изделия типа стаканов с фланцем в донной части в настоящее время получают следующими способами:

1) механической обработкой резанием, недостатками которой являются низкий коэффициент использования материала (КИМ), малая производительность, отсутствие упрочнения, а также нежелательное перерезание волокон макроструктуры металла, снижающее прочность и коррозионную стойкость;

2) литьём, недостатками которого с учётом обязательной значительной последующей механической обработки являются низкий КИМ, малая производительность, отсутствие упрочнения и, соответственно, невысокая прочность изделий;

3) горячей объёмной штамповкой, недостатками которой являются сниженный КИМ, отсутствие упрочнения и необходимость механической обработки;

4) холодной объёмной штамповкой, недостатком которой является необходимость применения больших деформирующих сил, обуславливающих соответствующий большой расход энергии и сниженную стойкость штампового инструмента;

5) холодным обратным выдавливанием стакана с утолщённой стенкой и требуемой толщиной дна с последующей обточкой стенки, перерезающей волокна макроструктуры, снижающей КИМ и производительность (рис. 3);

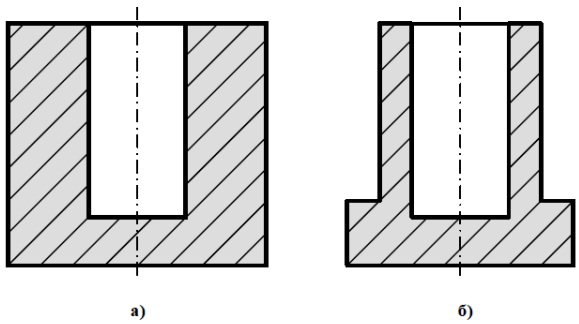


Рис. 3. **Получение стакана с фланцем в донной части за два перехода: а) стакан, полученный обратным выдавливанием; б) изделие после обточки**

6) Холодным обратным выдавливанием стакана с требуемой толщиной стенки и последующей закрытой высадкой донной части нужной формы (рис. 4); такая высадка фактически является закрытой объёмной штамповкой, требующей больших сил и создающей большие напряжения, действующие на инструмент и приводящие к его повышенному износу и преждевременному выходу из строя. Кроме того, закрытая высадка, завершающаяся в полностью замкнутом объёме, требует очень точной дозировки исходной заготовки, что, соответственно, ведёт к увеличению затрат времени и денежных средств. А при открытой высадке боковая поверхность фланца будет иметь бочкообразную форму, которую

придётся устранять токарной обточкой, снижающей КИМ и производительность.

В справочной и научной литературе для получения стаканов с фланцем иногда предлагается комбинированное выдавливание, представляющее собой сочетание обратного выдавливания с радиальным выдавливанием (рис. 5–а).

Не говоря уже о сложности извлечения отштампованного изделия при таком способе, следует указать, что из-за возможности пластического течения металла в двух направлениях получение качественного фланца требуемой конфигурации является в этом способе весьма проблематичным. Эксперименты показывают, что в зависимости от механических свойств выдавливаемого металла, соотношения геометрических параметров изделия, а также коэффициентов трения, фланец может либо недоштамповываться, образуя самопроизвольную криволинейную боковую поверхность с дополнительным дефектом в виде утяжины в нижней плоскости дна (рис. 5–б, слева), либо не образовываться вовсе, т.к. в результате утяжины образующейся вертикальной стенки стакана металл не только не потечёт в радиальную полость, но вообще отойдёт от неё (рис. 5–б, справа, и рис. 5-в с образцом, полученным А.Л. Воронцовым).

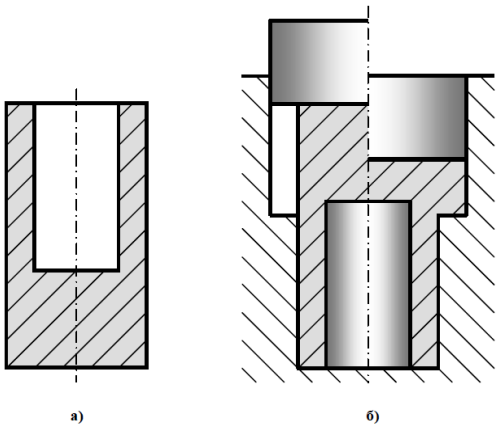


Рис. 4. **Получение стакана с фланцем в донной части за два штамповочных перехода: а) стакан, полученный обратным выдавливанием; б) последующая закрытая высадка**

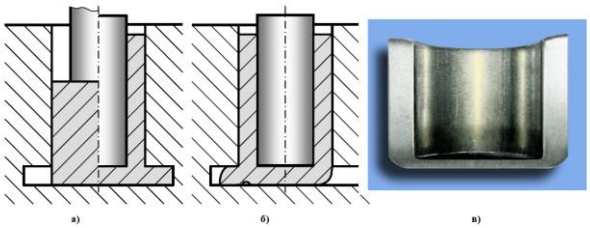


Рис. 5. **Комбинированное (обратное + радиальное) выдавливание стакана с фланцем в донной части: а) гипотетическое; б) реально возможное протекание выдавливания; в) фотография утяжины на выдавленной заготовке с тонким дном**

Между тем, в настоящее время остро стоит не только задача максимального повышения износостойкости, но и задачи снижения энергетических затрат и расхода металла, а также повышения производительности и качества при производстве подобных изделий, которая, на наш взгляд, может быть решена путём применения прямого выдавливания с использованием контрпуансона, принципиальная схема которого показана на рис. 6.

Данная схема гарантированно позволяет получить фланец с высокоточными размерами и формой. При этом очевидно, что рассматриваемый способ обладает большими технологическими возможностями. Верхний торец нижнего контрпуансона может располагаться не только выше переходного участка между верхней широкой и нижней узкой полостями матрицы, как показано на рис. 6–а для примера, но быть вровень с уровнем перехода (рис. 6–б) или ниже него. Переходный участок между верхней широкой и нижней узкой полостями матрицы может быть выполнен коническим (рис. 6–б) или любой другой требуемой формы. Как верхний пуансон, так и нижний контрпуансон могут иметь профилированные выступы, например, конический и сферический (рис. 6–в), которые автоматически позволят получить дно требуемой геометрии.

Однако проведённое изучение состояния вопроса показало, что ни детальное экспериментальное, ни достаточно строгое теоретическое изучение такого выдавливания в известных работах по выдавливанию ранее не проводилось. Нет никаких формул для надёжного для определения необходимой силы пресса, расчёта матрицы на прочность по максимальному, действующему на неё, давлению, а также для выбора материалов требуемой прочности для изготовления инструмента. Поэтому углублённое исследование данного процесса с целью создания научно обоснованной методики его успешного проектирования для повышения эффективности являлось актуальным, и было авторами проведено.

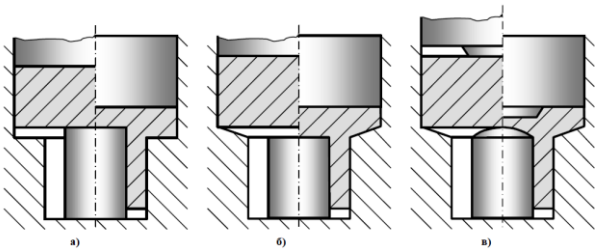


Рис. 6. **Возможные схемы прямого выдавливания стакана с фланцем в донной части с использованием контрпуансона: а) принципиальная схема получения изделия наиболее простой формы; б) схема получения изделия с коническим переходом между стенкой и фланцем; в) схема получения изделия с профилированной формой дна**

Теоретическое определение кинематического, напряжённого и деформированного состояний заготовки было выполнено с помощью общего метода пластического течения А.Л. Воронцова.

Многочисленные эксперименты, проведённые с различной смазкой на заготовках разных типоразмеров, выполненных алюминиевого сплава АД1, латуни Л63 и стали 12Х18Н9Т (типовой образец представлен на рис. 7), показали успешные результаты с получением шероховатости отштампованных поверхностей, соответствующей тонкому шлифованию или полированию. Прочностные свойства и твёрдость материала выдавленных изделий были повышены в 2–3 раза. При этом расхождение результатов расчёта силы выдавливания по полученной авторами формуле с опытными данными не превышает 10%, что позволяет рекомендовать её для практического применения.



Рис. 7. **Срез выдавленного образца из стали 12Х18Н9Т**

ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПОЛЫХ ДЕТАЛЕЙ С ВНУТРЕННИМ ВЫСТУПОМ С ПОМОЩЬЮ ВНУТРЕННЕГО РАДИАЛЬНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ

Воронцов А.Л., Рещиков Е.О.

E-mail: mt13@bmstu.ru

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия.

Обоснована актуальность проведения исследования с целью определения основных технологических параметров внутреннего радиального выдавливания трубной заготовки, необходимых для успешного проектирования процесса штамповки изделий с внутренним выступом. Указаны результаты проведённого исследования.

Ключевые слова: объёмная штамповка трубной заготовки, радиальное выдавливание, напряжения, деформации.

INCREASE OF DURABILITY OF HOLLOW DETAILS WITH THE INTERNAL LEDGE BY MEANS OF INTERNAL RADIAL EXTRUSION OF TRUMPET BLANK

Vorontsov A.L., Reshchikov E.O.

The urgency of carrying out of research with the purpose of definition of the basic technological parameters of internal radial extrusion of the trumpet preparation, necessary for successful designing process of punching of products with an internal ledge is proved. Results of carried out research are specified.

Keywords: volumetric punching of trumpet blank, radial extrusion, pressure, deformations.

Анализ современной справочной и специализированной технической литературы показывает, что трубные изделия с цилиндрическим или коническим выступом в полости широко используются в машиностроении, станкостроении, автомобилестроении, авиастроении и оборонной промышленности. Они применяются, например, для производства корпусов выключателей подачи топлива дизеля, корпусов механических клапанов для автоматических установок распыления смазочно-охлаждающих жидкостей, дроссельных крышек распределительных клапанов гидросистем высокого давления, гидравлических фильтров маслопроводов с дросселем и обратным клапаном, пневмодросселей (рис. 1) и современных гидродросселей, производством которых занимаются не только наши, но и, например, германские фирмы (рис. 2).

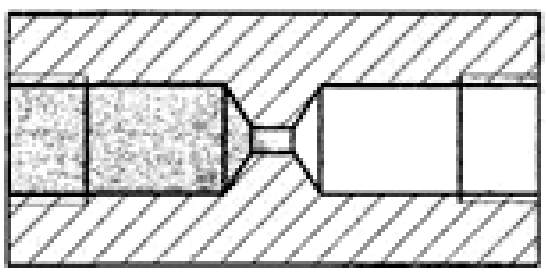


Рис. 1. **Пневмодроссель**



Рис. 2. **Дроссельный патрон с обратным клапаном германской фирмы «AHG»**

Поскольку долговечность напрямую зависит от прочностных свойств материала детали, то её можно значительно повысить путём большого упрочнения материала холодной пластической деформацией в процессе изготовления заданного изделия. При этом важно указать, что ряд металлов и сплавов невозможно упрочнить термической обработкой. Например, коррозионно-стойкая и жаропрочная сталь 12Х18Н9Т в результате закалки только снижает пределы прочности и текучести, и для неё закалка используется вместо отжига. Между тем ранее А.Л. Воронцов установил, что путём применения холодной деформации выдавливанием можно увеличить прочностные свойства и твёрдость данной стали в 2–3 раза.

Сделанный нами анализ справочной литературы показал, что изделия с выступом в полости в настоящее время в подавляющем большинстве случаев получают резанием из сплошных заготовок (трубные заготовки по необходимым соотношениям наружного и внутреннего диаметров подходят для подобных изделий очень редко). Это, соответственно, предопределяет в производстве таких изделий присущие резанию недостатки: низкий коэффициент использования металла, низкую производительность, низкую стойкость инструмента, малое упрочнение, перерезание волокон металла, совершенно недопустимое, например, в топливных системах ракетной техники, поскольку широко используемый в ракетах гелий обладает высокой проницаемостью вдоль волокон макроструктуры, в результате чего раньше неоднократно случались аварии и даже катастрофы при запуске ракет и космических аппаратов.

Ряд указанных показателей позволяет значительно улучшить использование для производства трубных изделий с внутренним выступом холодного комбинированного выдавливания (рис. 3), с последующим получением отверстия во внутренней перемычке либо путём дополнительной операции пробивки, либо с помощью операций механической обработки – сверления и расточки.

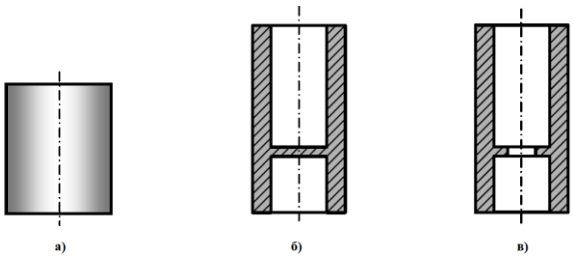


Рис. 3. **Получение трубных изделий с внутренним выступом с помощью комбинированного выдавливания и последующего получения отверстия в перемычке: а) исходная заготовка; б) комбинированное выдавливание; в) пробивка отверстия**

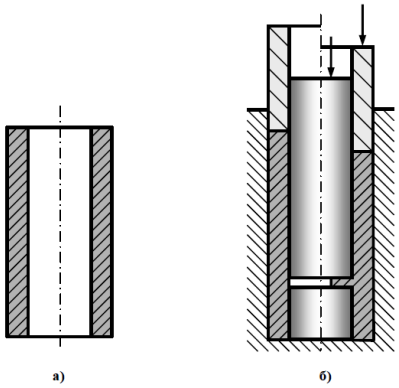


Рис. 4. **Предлагаемая технология радиального выдавливания трубных изделий с внутренним выступом: а) исходная заготовка; б) радиальное выдавливание**

Однако подобный подход всё же имеет недостатки в виде не максимального повышения коэффициента использования металла, необходимости дополнительных операций по получению отверстия во внутренней перемычке, а также проблем по гарантированному получение заданных высот стенок при несимметричном расположении внутреннего выступа по высоте изделия. В этом случае течение металла в стенку меньшей высоты в процессе выдавливания придётся принудительно ограничивать, что автоматически приведёт к переходу комбинированного выдавливания в обычное и соответствующему значительному росту силы выдавливания и удельных деформирующих сил и давлений. А это в свою очередь повышает энергетические затраты и снижает стойкость штампового инструмента. К сведению укажем, что повышение удельной деформирующей силы всего на 10% вдвое снижает стойкость пуансонов для выдавливания.

Между тем, в настоящее время при производстве подобных изделий остро стоит задача снижения энергетических затрат и расхода металла, а также повышения производительности и качества, которая, на наш взгляд, может быть успешно решена путём применения радиального выдавливания трубной заготовки (рис. 4), однако исследования такого выдавливания ранее не проводились, в связи с чем их осуществление является весьма актуальным.

Следует указать, что геометрические возможности радиального выдавливания внутреннего выступа не ограничиваются наиболее

простой схемой, показанной на рис. 4. Таким выдавливанием, варьируя форму и диаметры матрицы и оправок, без особых затруднений можно производить и более сложные изделия, некоторые из которых показаны на типовых схемах рис. 5.

Например, получаемый выступ может иметь конический или иной скос, причём, как с одной стороны (рис. 5-а, слева), так и с двух сторон (рис. 5-а, справа), при этом скосы с верхней и нижней стороны могут иметь неодинаковые углы.

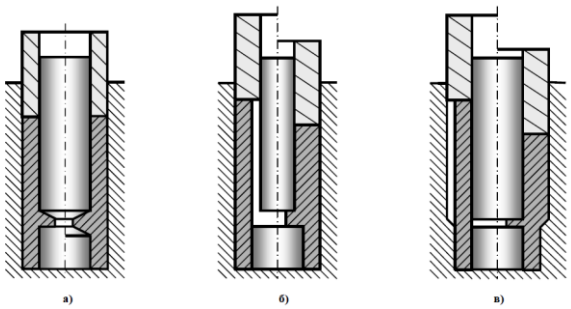


Рис. 5. **Возможные схемы радиального выдавливания трубных изделий с внутренним выступом**

Теоретическое определение кинематического, напряжённого и деформированного состояний заготовки в процессе внутреннего радиального выдавливания было выполнено с помощью общего метода пластического течения А.Л. Воронцова.

Многочисленные эксперименты, проведённые с различной смазкой на заготовках разных типоразмеров, выполненных алюминиевого сплава АД1, латуни Л63 и стали 12Х18Н9Т (типовой образец представлен на рис. 6), показали успешные результаты с получением шероховатости отштампованных поверхностей, соответствующей тонкому шлифованию или полированию. Прочностные свойства и твёрдость материала выдавленных изделий были повышены в 2–3 раза. При этом расхождение результатов расчёта силы выдавливания по полученной авторами формуле с опытными данными не превышает 10%, что позволяет рекомендовать её для практического применения.



Рис. 6. **Срез выдавленного образца из стали 12Х18Н9Т**

МОЛЕКУЛЯРНАЯ ИНЖЕНЕРИЯ В ТРИБОЛОГИИ

[1]Гайдар С.М., [2]Лагузин А.Б.

E-mail: avtokon56@yandex.ru

[1]ФГОУ ВО РГАУ-МСХА им. К.А.Тимирязева, Москва, Россия;
[2]ГНЦ РФ ФГУП «НАМИ», Москва, Россия.

Показаны перспективы нанотехнологий для повышения надежности сельскохозяйственной техники. Приведены технологии нанесения мономолекулярной защитной пленки на поверхности трибосопряжений и результаты эксперимента их эффективности в режиме граничного и гидродинамического трения.

Ключевые слова: поверхностно-активные вещества, мономолекулярная защитная пленка, трибосопряжение, трение, износ.

MOLECULAR ENGINEERING IN TRIBOLOGY

Guydar S.M., Laguzin A.B.

The article describes the perspectives of usage of nanotechnologies in order to increase the reliability of agricultural equipment. It also describes the technologies of monomolecular protective film application onto the tribounit surfaces as well as the results of certain experiments regarding their efficiency under the condition of boundary and hydrodynamic friction.

Keywords: surface-active materials, monomolecular protective film, tribounit, friction, deterioration.

Надежность машин в большей степени обусловлены безотказностью работы их подвижных соединений. Одним из основных факторов ограничивающих надежность работы машин и механизмов, является износ контактирующих поверхностей трибосопряжений, что в значительной степени оказывается на ресурсе их работы. Поэтому для повышения долговечности деталей машин используют различные методы их упрочнения: термические, криогенные, физические, физико-химические, пластическую деформации [1].

Физико-химические методы повышения износостойкости можно условно разделить на 4 основных класса:

1. Создание износостойкой пленки на поверхности;
2. Изменение химического состава поверхностного слоя;
3. Изменение энергетического запаса поверхностного слоя;
4. Формирование мономолекурярной пленки на поверхности за счет адсорбции органических соединений с дифильными молекулами.

Для снижения величины и стабилизации условий трения, предотвращения интенсивного износа в трибосопряжения вводят различные смазочные среды. Необходимо, чтобы слой смазки между поверхностями трибосопряжения имел достаточную толщину, обеспечивающую отсутствие соприкосновения вершин шероховатостей поверхностей, и таким образом устранял износ. Такой вид смазки называют жидкостной или гидродинамической.

В условиях очень больших нагрузок или высоких местных контактных напряжений (особенно в контактах качения – зубьях шестерен или роликовых подшипниках) пленка смазки становится очень тонкой, порядка 2,5-0,25 мкм, а местное давление очень большим. В этих условиях в середине зоны контакта вязкость масла приближается к вязкости смолы. Смазка продолжает оставаться полностью гидродинамической. Эту область смазки называют «смазкой в тонком слое», а также «смешанная» или «квази-гидродинамическая» смазка.

При дальнейшем уменьшении скорости скольжения или увеличении нагрузки масляный слой становится настолько тонким, что противолежащие шероховатости обоих поверхностей трибосопряжения «цепляются» друг за друга, и существование сплошной масляной пленки делается невозможным. Нагрузку в этом случае несет молекулярный слой, обычно состоящий из молекул поверхностно-активных веществ (ПАВ).

ПАВ являются вещества (синтетические или природные), обладающие ограниченной растворимостью в воде и способные адсорбироваться на поверхности раздела фаз, снижая поверхностную энергию. Эти вещества имеют дифильное строение: молекула ПАВ содержит гидрофобную часть и полярную группу той или иной природы (-COOH, -COF, -H_2N-, - HN=, N≡, – HO и др.). Гидрофобная часть представляет углеводородный радикал R (C_nH_{2n+1}, C_nH_{2n-1}, C_6H_4 и др.), содержащий от 8 до 30 углеродных атомов. Большой интерес составляют Фтор-ПАВ, содержащие фторированные углеводородные радикалы R(-CF_2-CF_2-CF_2-…).

Фтор-ПАВ обладают гораздо большей поверхностной активностью, чем углеводородные ПАВ.

Для создания условия адсорбции молекул на поверхности необходимо растворить ПАВ в рабочей среде или растворителе (моторное масло, топливо, минеральное масло и т.п.) для уменьшения межмолекулярного взаимодействия.

Адсорбция молекул ПАВ происходит за счет взаимодействия полярных групп с активными центрами, всегда существующими на твердой поверхности. Такими центрами могут быть пики и возвышения, имеющиеся на любой, даже самой гладкой поверхности. Вследствие малого радиуса действия адсорбционных сил, и в дальнейшем образование химических связей (хемосорбция) происходит насыщение активных центров поверхности, в результате образуется защитная мономолекулярная пленка размером 3-6 нм.

Цель данной работы-исследование влияния защитной мономолекулярной пленки Фтор- ПАВ на процессы трения и изнашивания поверхностей трибосопряжений, в условиях граничного и гидродинамического трения.

При проведении исследований использовались раствор перфторированной кислоты в летучем растворителе и эмульсия перфторированной кислоты в трансмисионном масле.

В первом случае после нанесения композиции на образцы растворитель испаряется, а из молекул Фтор-ПАВ формируется мономолекулярная защитная пленка (МЗП).

В качестве исследуемых материалов использовались образцы железа и меди. Поверхности образцов обрабатывались алмазными пастами и электрополировались до Ra< 0,015 мкм.

Исследование структуры метала до и после нанесения МЗП проводилось с помощью просвечивающей электронной микроскопии на электронном микроскопе ЭМВ- 100ЛМ. Определяли контактную разность потенциалов (КРП), твердость и микротвердость образцов.

Микрорельеф поверхности исследовали с помощью профилографа- профилометра «Калибр-201».

Для оценки энергетических характеристик поверхностей измерялся краевой угол смачивания сидячей капли. С помощью часовой маслодозировки на горизонтальную поверхность, наносили капли масла МН-60. В качестве материалов подложки использовали латунь и сталь Ст. 3.

При определении влияния поверхностной энергии на маслоемкость методом взвешивания оценивалось количество смазки (масло И-20),

удерживаемого вертикальной поверхностью. Исследования проводили на пластинах размером 20х40х0,1 мм, изготовленных из различных металлов- Pb, AI, Cu, Ni, Mo, поверхностная энергия которых изменялась от 450 до 2240 мДж/м^2 [2]. В эксперименте использовали по три пластины каждого из металлов, одна из которых оставалась исходной, а две другие были покрыты МЗП по различной технологии.

Маслоемкость поверхности.

Изменение условий смачивания поверхности смазочным материалом после нанесения МЗП влияет на маслоемкость поверхности, что в свою очередь может оказать существенное влияние на силу трения и величину износа сопряженных поверхностей до и после нанесения МЗП.

Для сравнительной оценки маслоемкости проведено определение количества масла, остающегося на вертикальной поверхности пластины после ее извлечения из масляной ванны (рис. 1).

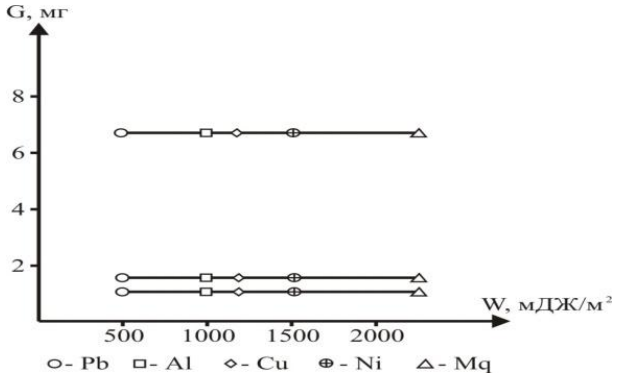


Рис. 1. **Маслоемкость металлических поверхностей:** ***1 – без МЗП; 2 – сплошная МЗП; 3 – прерывистая МЗП***

Исследовали пластины трех типов: контрольная (без МЗП) (кривая 1) , и с МЗП (кривые 2 и 3). При этом проводилось как обычное сплошное покрытие (кривая 2) так и прерывистое, при котором на поверхности пластины оставались непокрытыми МЗП 15 участков диаметром 3 мм (кривая 3).

Как видно из рисунка, маслоемкость пластин без МЗП несколько выше, чем полностью покрытых МЗП и не зависит от поверхностной энергии металла. Существенно выше маслоемкость пластин, которые покрыты прерывисто. При этом наблюдается пропорциональная зависимость количества смазки, остающейся на пластинах, от величины поверхностной энергии металла.

Наблюдения за характером распределения смазочного материала на исследуемых поверхностях показали, что на поверхностях металла без МЗП смазка находится в виде сплошной масляной пленки. Отметим, что процесс стекания смазки происходит очень медленно в течение 12..14 ч с момента извлечения пластины из масляной ванны.

Таблица 1. **Количество смазки (мг), удерживаемое вертикальной поверхностью, в зависимости от способа нанесения МЗП**

Способ нанесения МЗП	**0,5% -й раствор Фтор-ПАВ**	**0,05 % -й раствор Фтор- ПАВ**
Сплошной	0,48	1,40
Прерывистый:		
33 участка, ∅ 2 мм	5,46	4,17
15 участков, ∅ 3 мм	6,54	4,15
3 участка, ∅ 6,5 мм	3,53	2,48

Примечание: материал пластин - никель. Количество смазки определяли путем усреднения результатов не менее пяти экспериментов.

Существенное отличие наблюдается в характере распределения масла на поверхности пластин с МЗП. При сплошной МЗП смазка находится в виде мелких капель диаметром, не превышающим 1,5...2,0 мм. Процесс стекания смазки заканчивается через 2...3 мин после извлечения пластин из масляной ванны. При прерывистом нанесении МЗП масло расположено в основном в местах отсутствия пленки в виде крупных капель, площадь которых, как правило, зависит от площади участков без МЗП.

Для установления влияния способа нанесения МЗП на количество смазки удерживаемое поверхностью, проведены исследования маслоемкости вертикальных пластин площадью 800 мм^2. Результаты этих исследований приведены в табл. 3. Участки без МЗП представляют собой окружности диаметром 2; 3 и 6,5 мм. При этом суммарная площадь этих участков во всех трех случаях оставалась одинаковой [3].

Как видно из приведенных результатов наблюдается зависимость количества удерживаемой смазки от размера участков без МЗП. При использованной технологии прерывистого нанесения МЗП максимальное количество смазки наблюдается для пластин при диаметре участков без МЗП равном 3 мм.

Известно, что в трибосопряжениях стремятся обеспечить гидродинамический режим трения, т.е. ввести в них смазочный материал [4], при котором осуществляется полное разделение трущихся поверхностей в результате давления, возникающего в смазке при относительном движении поверхностей.

Сила трения F_{TP} при взаимном перемещении двух поверхностей твердых тел складывается из адгезионного F_a и когезионного F_k сопротивлений

$$F_{\text{ТР}} = \text{F}_a + \text{F}_k \qquad (1)$$

В зависимости от вида и условий трения, а также от структуры тел и связей в них отдельные слагаемые формулы (1) могут возрастать или уменьшаться и даже исчезать совсем. Так, при внутреннем трении адгезионная составляющая близ-

ка к нулю, а при внешнем трении идеально гладких поверхностей когезионный компонент был бы равен нулю. Кроме указанных крайних случаев, когда одно из слагаемых равно нулю, существует множество промежуточных ситуаций, при которых оба слагаемых имеют достаточно большие величины [5].

При гидродинамическом режиме молекулы смазочного материала, соприкасающиеся с поверхностями контакта, прочно адсорбируются на них, промежуточные же слои движутся в зазоре между трущимися поверхностями (рис. 2), подчиняясь законам гидродинамики. Вязкость смазочного материала η является важнейшим физико-химическим свойством, оказывающим влияние на силу трения

$$F_{TP} = \eta S \frac{dV}{dh} \qquad (2)$$

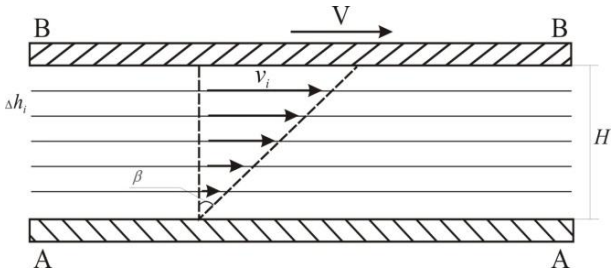


Рис. 2. **Механизм внутреннего трения при взаимном скольжении двух твердых тел:**
BB – **подвижное твердое тело;** *AA* – **неподвижное твердое тело;**
V **– относительная скорость движения твердых тел;**
Δh_i **– толщина элементарного слоя смазочного материала, между которым при наличии градиента скорости возникает внутреннее трение;** v_i **– скорость** *i***-го слоя;** *H* **– толщина слоя смазочного материала**

Из формулы (2) видно, что сила трения является функцией вязкости смазки Ƞ, площади поверхности трибосопряжения S и градиента скорости $\frac{d\upsilon}{dh}$: $F_{TP} = f\left(\eta S \frac{d\upsilon}{dh}\right)$

Уменьшить силу трения в гидродинамическом режиме можно, в результате подбора смазки с меньшей вязкостью, а также за счет снижения градиента скорости. На практике используют в качестве основы для производства моторных масел минеральные масла с минимальной вязкостью или синтезируют синтетические масла с заданной вязкостью. В первом и втором случае существует предел понижения вязкости. Нанесение МЗП из Фтор-ПАВ на поверхность трибосопряжений позволяет получить участки поверхности с лиофобными свойствами. В результате чего происходит «проскальзывание» граничных слоев смазки на поверхностях трибосопряжений и значение скорости на неподвижной поверхности будет отличным от нуля, а на подвижной будет иметь несколько меньшее значение, чем скорость перемещения подвижной поверхности трибосопряжения. Градиент скорости в обеих случаях будет определятся значением тангенса угла $\beta(\beta_{МЗП})$ (рис. 3).

На рисунке 3 графически представлен механизм гидродинамического трения поверхностей трибосопряжений при нанесении на поверхность МЗП из Фтор-ПАВ

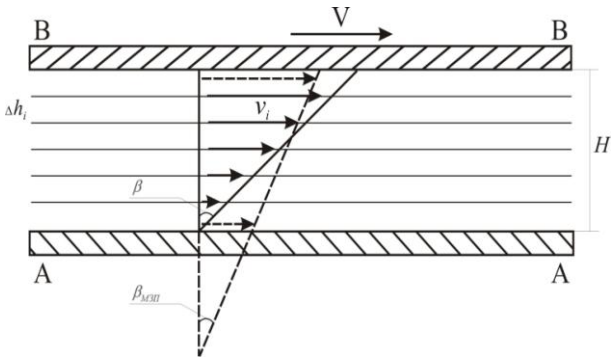


Рис.3. **Механизм гидродинамического трения в трибосопряжении при наличии на поверхности МЗП из Фтор-ПАВ**

Известно, что гидродинамический режим работы смазочного материала при соответствующей вязкости, допустимых относительных скоростях перемещения трущихся поверхностей, не очень высоких нагрузках и температурах позволяет получить толстую смазочную пленку, которая должна полностью защитить поверхность трибосопряжения от износа. Практика показывает, что износ, тем не менее, имеется. Во-первых, очень трудно полностью очистить смазочный материал от абразивных частиц, во-вторых, не всегда, особенно в момент трогания, трибосопряжение «попадает» в гидродинамический режим, а при больших нагрузках смазочный материал выдавливается из трибосопряжения.

Заключение

1. Фтор-ПАВ позволяют создать на поверхности мономолекулярную защитную пленку толщиной 3…6 нм, которая не влияет на дислокационную структуру и твердость металла.
2. Процесс формирования МЗП продолжается в течение 1,5…3,0 мин. Термостатирование приводит к более равномерному распределению молекул Фтор-ПАВ на поверхности.
3. Величина поверхностной энергии определяется концентрацией молекул Фтор-ПАВ в растворе.
4. Возможность формирования несплошной МЗП на поверхности трибосопряжений позволяет удерживать смазку на границе МЗП - металл.
5. Экспериментальное изучение возможности использования фторсодержащих ПАВ в трибосопряжениях в качестве антифрикционных и противоизносных наноматериалов подтвердило их высокую триботехническую эффективность.
6. Применение данной нанотехнологии позволяет защитить поверхности контакта с помощью пленки фторированых ПАВ толщиной 3-6 нм так и при граничном трении, так и при гидродинамическом. Указанная защитная пленка выполняет функцию

«компенсатора» в трибосопряжениях при различных режимах смазывания.
7. Нанесение фторсодержащих ПАВ на поверхности трибосопряжений можно осуществлять в процессе сборки агрегатов и машин или в процессе эксплуатации через рабочую среду, представляющую собой ультрадисперсную систему масло – фторорганические ПАВ.

[1] Гайдар С.М. Применение нанотехнологий для повышения надежности машин и механизмов // Грузовик. 2010. №10. с. 38-41.
[2] Гарбар И.И., Логинов С.В., Рябинин Н.А., Сапгир Е.В. // Тез. докл. Всесоюз. науч. конф. «Износ в машинах и методы защиты от него». М., 1985. с. 147-148.
[3] Негаев Е.А., Куприн В.П., Мисник Е.В. // Хемосорбция органических веществ на природных адсорбентах. Физ.-хим. механика и лиофильность дисперс. систем. – 1988. – Вып. 19. – с. 88-96.
[4] Сумм Б.Д., Горюнов Ю.В. Физико-химические основы смачивания и растекания. М., «Химия», 1976. 232 с.
[5] Гайдар С.М. Характеристика и показатели наноматериалов для снижения износа деталей сельхозмашин. // Механизация и электрификация сельского хозяйства. 2009. № 12. с. 20-22.

НЕКОТОРЫЕ ПРИНЦИПЫ ПОСТРОЕНИЯ МОЛЕКУЛЯРНЫХ МОДЕЛЕЙ ТРИБОСИСТЕМ СО СМАЗОЧНЫМ СЛОЕМ

[1]Годлевский В.А., [2]Блинов О.В., [3]Харламов Р.И., [4]Парфенов А.С.

E-mail: godl@yandex.ru

[1]Ивановский государственный университет, Иваново, Россия;
[2] Ивановский государственный политехнический университет, Иваново, Россия;
[3]Ивановская пожарно-спасательная академия Государственной противопожарной службы МЧС России, Иваново, Россия;
[4]Ивановская государственная медицинская академия, Иваново, Россия.

Рассмотрен комплекс проблем, связанных с применением компьютерного молекулярного моделирования для имитации трибосистемы, состоящей из пары поверхностей трения и разделяющего их смазочного слоя. Сформулированы принципы организации вычислительной среды для работы с моделями трибосистем. Оцениваются перспективы компьютерных моделей для прогнозирования параметров трибосистем и разработки новых смазочных материалов.
Ключевые слова: Граничный смазочный слой, молекулярное моделирование, молекулярная динамика, смазочный материал, трение, программное обеспечение.

SOME PRINCIPLES OF BUILDING TRIBOSYSTEM MOLECULAR MODELS WITH LUBRICATION LAYER

Godlevskiy V.A., Blinov O.V., Harlamov R.I., Parfenov A.S.

Problems related to computer molecular modelling for imitation of tri-bosystem consisting of friction surfaces couple and dividing lubrication layer have been studied. Principles of calculation environment organization for tribosystem models have been articulated. The potential of computer models for forecasting tribosystem parameters and new lubrication materials development have been evaluated and described.
Keywords: boundary lubrication layer, molecular modelling, molecular dynamics, lubrication material, friction, software.

Введение

Одна из наиболее интересных и сложных исследовательских задач современной трибологии – построение модели трибосистемы как единого целого на молекулярном уровне методами компьютерного молекулярного моделирования (КММ). Под трибосистемой здесь мы понимаем единство трех компонентов: двух поверхностей трения и разделяющего их смазочного слоя (СС).

Модель трибосистемы может быть двумерной и трехмерной. Двумерные модели строятся «вручную», они служат только лишь для визуализации картины продольного сечения пары трения. Конфигурация частиц смазочного материала (СМ) и форма их плоской надмолекулярной упаковки задаются в этом случае произвольно, оптимизационные вычисления не выполняются.

С использованием современных компьютерных программ молекулярной динамики, позволяющих строить образы молекулярных объектов разной степени сложности, можно получить трехмерную картину трибосистемы, учитывающая химическую

природу и молекулярную структуру каждого из трех компонентов системы: поверхностей трения и СС. При этом объемный геометрический образ слоя строится с учетом межмолекулярного взаимодействия частиц СМ как между собой, так и с твердыми поверхностями.

КММ трибосистемы со смазочным слоем позволяет наблюдать особенности структуры СС вплоть до пленок молекулярной толщины. Это становится важным в особенности в том случае, когда смазочный слой составлен из молекул с анизометричной структурой, например, адсорбционно-активных и/или мезогенных. При этом появляется возможность не только наблюдать двумерную картину слоя в поперечном сечении, но иметь информацию о всех частицах описываемой трибосистемы в любом произвольном сечении. Это к тому же дает возможности расчета многих параметров, характеризующих трибосистему.

Мы считаем, что КММ в большей степени пригодно для задач изучения смазочного процесса, нежели для износа. При этом наиболее доступным является моделирование гидродинамического режима смазки. Задача моделирования износа сложна тем, что приходится иметь дело с зонами реального контакта, для которых характерны глубинные структурные перестройки поверхности, высокая температура и неизбежные химические реакции. Такой многофакторный процесс воспроизвести в полноценной «многочастичной» модели пока невозможно. Есть попытки описать твердотельное взаимодействие на примере одной или нескольких атомных связей [1]. На данном этапе наиболее технически достижимой является задача моделирования структуры жидкого слоя.

Построить полноценную универсальную молекулярную модель трибосистемы, обладающую надежной предсказательной способностью, — непростая задача. Ее решение зависит от используемой вычислительной техники, специального программного обеспечения, и главным образом — от прогресса в области постановки вычислительных задач и алгоритмов. Целью этих исследований является построение в перспективе автоматизированных систем конструирования новых СМ, эффективность которых будет обусловлена их оптимальной надмолекулярной структурой (мы назвали их «СМ структурного действия»). Описание некоторых типичных задач, которые часто встречаются при разработке моделей симуляции жидкого трения, мы приводим ниже.

1. Основные задачи моделирования трибосистем со смазкой

1.1. Статические двумерные модели

Давно известно множество разнообразных искусственных, «волюнтаристских» схем, описывающих предполагаемую пространственную организацию молекул в границах СС (например, модели У.Б. Харди [2], А.У. Адамсона [3], Б.В. Дерягина [4] и др.). Основное назначение этих образов — визуализация структуры трибосистемы в продольном сечении. Эти схемы различаются в основном описанием картины перехода от адсорбированных приповерхностных пленок к объемному состоянию «серединной» зоны. Они разнообразны — от простейшего «лэнгмюровского частокола», образуемая сурфактантами, до сложных полислоевых моделей. Характерно, что большинство из этих схем не имеют убедительных экспериментальных доказательств в их пользу. Поэтому новый подход, связанный с КММ, открывает здесь новые возможности. Ряд новых работ, вышедших в последние годы в разных странах, демонстрирует обнадеживающие перспективы исследований в этом направлении [5, 8].

1.2. Статические трехмерные модели

Статическая модель нужна для описания трибосистемы в отсутствии трения. Для ее построения нужна модель двух поверхностей трения, отстоящих друг от друга на величину рабочего зазора. Толщина зазора задается в зависимости от того, какой смазочный режим мы собираемся изучать: граничный, гидродинамический или смешанный.

Главным объектом исследования здесь является трехмерный молекулярный массив (кластер), который помещен в пространство рабочего зазора. Кластер имеет заданные длину (в направлении предполагаемого вектора скольжения), глубину (перпендикулярно этому вектору) и толщину (измеряемую по нормали к поверхностям трения). Разумеется, толщина равна толщине рабочего зазора, а длина и глубина выбираются из следующих (достаточно противоречивых) соображений.

1) Длина и глубина должны быть по возможности большими. Настолько большими, чтобы количество частиц СМ давало бы за счет большой статистики индивидуальных взаимодействий возможность получить значимую информацию о характеристиках слоя.
2) Длина и глубина слоя по краям с четырех сторон имеют граничные зоны, в которых взаимодействия будут вырожденными. При последующих расчетах эти граничные области неизбежно придется отсекать на глубину порядка нескольких молекулярных размеров, чтобы они не влияли на итог расчета.
3) Ограничение длины и глубины связано с недопустимо большим объемом вычислений, требуемых для слишком большого массива и необходимостью учитывать производительность используемого компьютера.

Исходя из этих требований, исследователь должен принимать компромиссное решение по оптимальному объему молекулярного кластера и соответствующему числу входящих в него частиц.

Следующая задача состоит в том, чтобы заполнить рабочий зазор в пределах заданного размера кластера частицами исследуемого СМ. При

этом нужно осознавать, что результаты последующих расчетов сильно зависит от того, в каких начальных ориентациях и с какими межмолекулярными расстояниями были помещены молекул в тело кластера. Мы предложили такое решение этого вопроса.

1) Виртуальное пространство внутри кластера разбивается на кубические ячейки одинакового размера. Размер ячейки определяют таким, чтобы молекула СМ могла в нем поместиться.

2) В каждую из ячеек помещают по одной молекуле СМ.

3) Путем последовательного вращения молекулы вокруг трех пространственных осей на некоторые случайно выбранные углы, производят рандомизацию положения оси молекулы в пространстве, чтобы обеспечить максимальную разупорядоченность молекул в кластере.

4) Начинают процедуру оптимизации кластера, в процессе которой частицы сближаются, при этом каждая из них занимает устойчивое положение, соответствующие минимуму энергии взаимодействия с соседними частицами и твердыми поверхностями.

Чтобы все частицы кластера приобрели такие пространственные положения, которые соответствуют минимуму энергии, к нему применяют процедуру оптимизации. Этот компьютерный расчет обычно выполняется с использованием ряда последовательных итераций и прекращается по заданному критерию останова, когда достигнут энергетический минимум.

В процессе оптимизации происходит сближение отдельных частиц под действием межмолекулярных сил в СС с учетом силового поля поверхностей трения. Эти модели трибосистемы дают более конкретную информацию о слоевой молекулярной структуре, позволяют получить адекватные картины распределения СМ в поперечном сечении слоя, возможных ориентационных эффектах. В конечном итоге, по результатам КММ можно выбрать из предлагаемых гипотетических моделей молекулярных упаковок именно такие, которые обоснованы оптими-зационными расчетами.

В случае, если СМ представляет собой смесь из двух или нескольких компонентов, можно проследить влияние концентраций составляющих компонентов на структуру смеси, предсказать явления синергизма или антагонизма присадок. (Например, известно, что смесь ионогенного и неионогенного ПАВ часто проявляют синергизм по параметру поверхностной активности).

Интересной задачей представляется еще большее усложнение состава СМ: например, включение в него наночастиц — наносфер, нанотрубок, нанолуковиц, графеновых пластин и проч. [8]. Тогда существенно усложнится и картина СС: в системе добавятся наноразмерные поверхности, которые будут конкурировать с твердыми поверхностями в процессе адсорбции. В этом случае ширина рабочего зазора в трибосистеме должна быть увеличена в той мере, чтобы обеспечить возможность поместить в этот промежуток достаточное количество наночастиц, чтобы их влияние на молекулярную реологию ультрадисперсной системы можно было бы зафиксировать. При этом задача усложнится еще и взаимодействием частиц с твердыми поверхностями.

1.3. Динамические трехмерные модели

Более сложной задачей является переход от статичной модели к динамичной, придание такой системе виртуального сдвига. Такая движущаяся модель интересна тем, что дает возможность отслеживать эволюцию структуры СС в процессе трения. Становится возможным наблюдать, какова степень подвижности частиц адсорбированного слоя, как меняется ориентация молекул в сдвиговом процессе, как эволюционирует слой при изменении параметров трения: природы поверхностей и СМ.

Превращение статической модели в динамическую требует резкого увеличения вычислительного ресурса. Причины этого таковы. Чтобы оценить результат изменения СС в результате трения, путь трения должен намного превышать размеры молекул СМ. В то же время шаг элементарного сдвига должен быть намного меньше длины молекулы. После каждого шага должна быть проведена оптимизации, а это означает, что должно пройти множество итераций (не менее нескольких сотен), пока в смазочном слое не накопятся заметные структурные изменения. Поэтому мы полагаем, что именно для «сдвиговых» задач в первую очередь возникнет необходимость применения многопроцессорных систем.

1.4. Учет параметров трения

Рассмотрим несколько главных характеристик пары трения в аспекте их учета в моделировании.

1) Шероховатость твердых поверхностей

Для реального процесса трения шероховатость твердых поверхностей является очень важным фактором. Моделирование шероховатости поверхностей трения при построении молекулярной модели трибосистемы осложняется тем обстоятельством, что масштаб высот шероховатостей реальных поверхностей деталей машин (порядка 1 мкм) намного превышает допустимые размеры кластера СМ в молекулярной модели. Чтобы оценить влияние шероховатостей на смазочный процесс, следует стремиться к тому, чтобы один кластер включал по крайней мере несколько типичных неровностей.

Дальнейшее усложнение модели твердой поверхности скорее всего в будущем приведет к необходимости насыщать поверхности моделями поверхностных дефектов структуры. Это может понадобиться, когда потребуется исследование износа.

2) Температура и давление

Термо- и баростатирование трибосистемы в работах по молекулярной динамике представлено редко (см., например, работу [9]). Для оценок ориентационных эффектов в СС, безусловно, температура является важным фактором, поскольку от нее зависит скорость адсорбции, кинетика поверхностных реакций и степень супрамолекулярной организации. Тепловые задачи могут возникнуть при попытке моделирования процесса износа в трибосистеме, когда потребуется рассчитывать генерацию тепла участками реального контакта и тепловые потоки от этих участков в смазочный слой. Мы полагаем, что такая постановка задачи пока еще слишком сложна для ее решения методами молекулярной динамики. Если речь идет об определении коэффициента трения в трибосистеме, то при моделировании нужно предусматривать расчет нормальной нагрузки. Вопрос о том, как перенести макроскопическое давление, приложенное к паре трения, на молекулярный кластер и его поведение при сдвиге пока еще не решен.

3) Скорость скольжения

Трудно предположить, каким образом реальная скорость скольжения, которая в большинстве реальных пар трения достигает метров в секунду, может быть впрямую учтена в столь малых масштабах нашего модельного объекта. Вероятно, влияние температуры может быть учтено в моделях каким-то косвенным образом, например, через тепловыделение в результате внутреннего трения в СС или через изменение частоты температурных импульсов, генерируемых точками реального интерметаллического контакта.

2. Построение вычислительной среды для моделирования трибосистем

Поскольку доступных нам специальных пакетов программ, изначально разработанных под трибологические задачи, нами найдено не было, было принято создавать программный комплекс по модульному принципу. Была разработана комплексная математическая модель трибосистемы, позволяющая описывать процесс трения в жидком СС с учетом молекулярной структуры и надмолекулярной самоорганизации СМ [10].

Базовой частью модели является ее центральный блок, который обеспечивает оптимизацию молекулярного кластера. В качестве этого блока была выбрана одна из популярных компьютерных программ. Вспомогательные задачи построения трибосистемы решали дополнительные разработанные нами программные модули, которые взаимодействовали с базовым блоком, формируя для него входные массивы данных и обрабатывая выходные данные.

Ряд вспомогательных программ, обеспечивающих работу модулей, были нами запатентованы путем регистрации в национальной базе компьютерных программ. Блоки для термостатирования и баростатирования, а также блок моделирования неровностей твердых поверхностей находятся в данный момент в стадии разработки.

Для комплексной модели были приняты следующие допущения: 1) молекулярная система ограничена в объеме минимально допустимыми размерами кластера СМ; 2) отсутствуют краевые эффекты молекулярных кластеров за пределами твердых границ; 3) твердые поверхности бездефектны, химически неактивны, однородны и молекулярно-гладкие; обе поверхности выполнены из одного материала; 4) отсутствует доменная структура СС; 5) отсутствуют химические реакции на поверхностях и в объеме кластера; 6) твердая поверхность участвует в моделировании только как источник поля; 7) граничный адсорбированный слой СМ жестко связан с твердыми поверхностями.

Создавали трехмерную динамическую модель трибосистемы. Основой пространственной модели СС служил молекулярный кластер, составленный из частиц, образующих слой. В качестве твердых поверхностей трения строили плоские кристаллические решетки альфа-железа глубиной в два атомных слоя.

Для КММ выбирали в качестве СМ трибоактивные вещества с анизометричной молекулярной структурой. Объем кластера (количество частиц) должен быть достаточен для отображения на нем надмолекулярных эффектов. Вначале строили образы единичной молекулы, потом располагали частицы в пространстве между хаотично с помощью процедуры рандомизации.

Рандомизированный кластер оптимизировали и запускали процедуру дискретного сдвига. Для оценки уровня надмолекулярной организации слоя рассчитывали после первой оптимизации параметр порядка СС — «ориентационный коэффициент». Далее оптимизировали систему после каждого единичного сдвига и оценивали значение этого коэффициента. Эта характеристика порядка надмолекулярного строения СС является полезной для предсказания реологического поведения мезогенных СМ.

Заключение

В этой работе мы рассмотрели основные особенности, связанные с постановкой задач КММ трибосистем со СС, принципы построения для этих целей вычислительной среды, основные связанные с этим трудности и ограничения. Было показано, что наиболее успешно на нынешнем уровне развития этого направления в трибологии могут решаться задачи описания уровня надмолекулярной организации гидродинамического СС. Подходы к моделированию процессов сухого и смешанного трения, износа пока еще неясны и, как нам кажется, потребуют еще десятилетия исследований.

[1] Vergeles M., Szamel G. A theory for dynamic friction on a molecular bond // Journal of chemical physics. 1999. V. 110. # 14. P. 6827–6835.

[2] Hardy W.B., Doubleday I. Boundary Lubrication — The Parafin Series // Proc. Roy. Soc., A 100, 1922.
[3] Adamson A.W. Physical Chemistry of Surfaces. Second ed., Inter Science Publishers, 1967.
[4] Levchenko V. A. Nano-tribology // Modern tribology: success and prospects M. LKI, 2008, pp. 324–325.
[5] Carper W.R., Wahlbeck P.G., Nooruddin N.S. Semi-Empirical Molecular Modeling of Ionic Liquid Tribology: Ionic Liquid–Aluminum Oxide Surface Interactions // Tribol. Lett. 2011. V. 43. P. 163–168.
[6] Kim H.J., Kim D.E. Molecular dynamics simulation of atomic-scale frictional behavior of corrugated nano-structured surfaces // Nanoscale, 2012, V. 4. P 3937–3944.
[7] Wu C.D., Lin J.F., Fang T.H. Molecular dynamic simulation and characterization of self-assembled monolayer under sliding friction // Computational Materials Science. 2007. V. 39. P. 808–816.
[8] Ewen J. P., Gattinoni C., Morgan N., Spikes H. A., Dini D. Nonequilibrium molecular dynamics simulations of organic friction modifiers adsorbed on iron oxide surfaces // Langmuir, 2016. vol. 32, #. 18, pp. 4450–4463,
[9] Dias R. A., Rapini M., Costa B. V. Temperature Dependent Molecular Dynamic Simulation of Friction // Brazilian Journal of Physics, vol. 36, no. 3A, September, 2006. P. 741–745.
[10] Godlevskiy V.A., Kuznetsov S.A. Berezina E.V., Bogomolov M.V. A Software Complex for Molecular Simulation of Boundary Lubrication Layers Journal of Friction and Wear, 2012, Vol. 33, №. 1, pp. 5–10.

ЭКПЛУАТАЦИОННАЯ ОБКАТКА - ФИНИШНЫЙ ЭТАП ПРИРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ ДЕТАЛЕЙ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

[1]Голубев А.П., [2]Прокопенко А.К., [3]Голубев А.А.

E-mail: apgolubev@mail.ru

[1]Государственное бюджетное учреждение высшего образования Московской области «Технологический университет», г. Королев, Россия;
[2]Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Российский государственный университет им. А.Н. Косыгина (Технологии. Дизайн. Искусство)», г. Москва, Россия;
[3]ООО «Балчуг», г. Москва, Россия.

Рассматриваются реальные процессы приработки поверхностных слоев деталей машин и механизмов. Для закрытых механических систем предложено рассмотреть процесс приработки поверхностных слоев через совокупность моделей технологической и эксплуатационной обкаток. Показано, что использование металлоплакирующих методов повышает эксплуатационные показатели качества поверхностных слоев данных систем.
Ключевые слова: приработка, механические системы, металлоплакирование.

OPERATIONAL RUN - FINAL STAGE OF BURNISHING THE SURFACE LAYERS OF PARTS OF MECHANICAL SYSTEMS
Golubev A.P., Golubev A.A.

Real processes of processing of surface layers of machine parts and mechanisms are considered. For closed mechanical systems, it is proposed to consider the process of working out the surface layers through a set of models of technological and operational windings. It is shown, that the use of metal-cladding methods improves performance quality of the surface layers of these systems.
Keywords: operating time, mechanical systems, metal plating.

В современных конструкциях машин и оборудования с применением механических систем широко используются пары трения различного назначения. Их техническое состояние определяет эффективность работы узлов и механизмов в целом [1,2].

Особенности процессов, протекающих при фрикционном контакте двух твердых тел трения, в соответствии с последними достижениями науки наиболее полно описываются молекулярно-механической теорией трения и изнашивания И.В. Крагельского [3].

Данная теория рассматривает внешнее трение как процесс, при котором взаимодействие поверхностей деталей локализуется в тончайших приповерхностных и поверхностных слоях.

Поверхностные слои деталей механических систем по своему строению имеют многослойную структуру, которая постоянно подвергается различным изменениям на всем жизненном цикле [2].

Ввиду особой сложности процессы, происходящие при фрикционном контакте деталей, квалифицированно можно описать триболо-гическими моделями. Главными компонентами данных моделей являются твердые приповерхностные и поверхностные слои деталей, которые разделяет слой применяемого смазочного материала, оказывающего определяющее влияние на эксплуатационные показатели узлов и механизмов трения механических систем [3].

Основными факторами, определяющими реальный процесс приработки поверхностей деталей

закрытых механических систем, в основном являются: материал деталей; скорость и характер относительного перемещения сопрягаемых поверхностей; характер и величина рабочих нагрузок, применяемых в сопряжении; геометрические параметры трибологического контакта; величина зазора в сопряжении; показатели теплового режима работы; физико-химические свойства компонентов смазочной-газовой среды; коэффициент трения; показатели химической адсорбции и режима скольжения [4].

Выполненный анализ показал, что весь период приработки деталей закрытых механических систем разделяется на ряд последовательных этапов.

Одна из часто применяемых структурных схем приработки закрытых механических систем может быть укрупненно представлена в следующем виде:

1. обкатка механизма движения без внешней нагрузки;
2. обкатка механизма движения с внешней нагрузкой;
3. обкатка при испытании отдельно собранного агрегата;
4. обкатка при испытании изделия в целом;
5. приработка на начальном этапе эксплуатации у потребителя.

В настоящее время процесс производства закрытых механических систем осуществляется в несколько производственных циклов. Например, в первом цикле осуществляется производство отдельных деталей механизма движения, с последующей их совместной сборкой и обкаткой. На этом этапе вся подводимая к механизму движения мощность расходуется на преодоление сил трения механических сопряжений. При работе без нагрузки скорость перемещения трущихся пар относительно друг друга имеет максимально возможное значение. Основная задача используемого смазочного материала - способствовать удалению из фрикционного сопряжения загрязнений и механических частиц, оставшихся от предшествующих технологических операций.

На втором укрупненном производственном цикле обкатка отдельно собранных узлов осуществляется при их работе в составе агрегата на стендовых испытаниях последнего.

При этом агрегат может заправляться определенной дозой рабочего тела, которое соответственно изменяет вязкость смазочной смеси.

На всем протяжении данного периода стендовых испытаний постоянно изменяются, зависящие от ряда конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов, параметры нагрузки на сопрягаемые поверхности, тепловой режим работы трибосопряжения и т.д.

Процесс приработки деталей закрытых механических систем полностью заканчивается при эксплуатации агрегата у потребителя. Длительность данного процесса может составлять более тысячи часов. Характер изменения факторов воздействия зависит от задаваемых нагрузок, температуры и влажности окружающего воздуха, теплового режима работы и других особенностей эксплуатации агрегата.

Исходя из выявленных характерных этапов процесс приработки деталей можно описать двумя трибологическими моделями.

Особенность первой модели заключается в том, что она соответствует процессу приработки деталей в период технологической обкатки и в качестве основных компонентов включает в себя поверхностные слои двух контактирующих деталей, смазочный материал и, чаще всего, воздух.

Вторая модель описывает процесс приработки деталей в условиях эксплуатационной обкатки.

В составленных моделях входные параметры дают представление о физико- механических и геометрических свойствах поверхностных слоев. Используются критерии значений макро- и микро-геометрических форм отклонения поверхности, микротвердости, остаточных напряжений и т.п.

Внешнее воздействие на трибологические модели осуществляется через совместное взаимовлияние изменяющихся, параметров нагрузки, смазки и т.д.

Реакция механической системы на внешнее воздействие вследствие протекающих трибологических процессов генерирует параметры выхода моделей.

В качестве основных параметров выхода учитываются в основном значения показателей износа, момента и температуры трения.

Между параметрами выхода, внешнего воздействия и выхода системы в трибологических моделях существует взаимообратная связь. Изнашивание деталей, например, изменяет шероховатость поверхности, что приводит к уменьшению на пятнах контакта фактической нагрузки.

На пятнах контакта в результате высокой местной концентрации энергии протекают химические, физические, трибо-химические и трибо-физические процессы. В результате в тонких слоях происходит изменение физического и химического состояния веществ.

Повышение давления в местах трения пятен контакта приводит к значительным показателям температурного воздействия, что вызывает соответствующее изменение структуры поверхностных слоев деталей.

В режимах граничного и смешанного трения на рабочих поверхностях существует определенное критическое значение теплонагруженности триботехнического контакта.

При превышении данной величины проявляется дезориентация молекул смазочного материала и отмечается разрушение их граничных слоев [5].

В процессе трения адгезионные связи на пятнах контакта непрерывно разрушаются и формируются вновь. В области действия высоких контактных

давлений, касательных усилий, проскальзывания и температуры значительно меняются свойства поверхностных слоев так, что можно говорить об образовании новых поверхностных структур.

Разрушение поверхностных слоев деталей проявляется в возникновении частиц износа определенных размеров, формы и химического состава. Состав и размеры частиц износа зависят от условий трения и механизма разрушения [6].

В условиях эксплуатационной обкатки, описываемых второй трибологической моделью, происходит дальнейшее взаимодействие сопрягаемых деталей и осуществляется образование в поверхностных слоях новых вторичных структур. Важную роль в данных процессах играет, определяемая материалом деталей, газовой средой и режимом скольжения химическая адсорбция.

В начальный период фрикционного взаимодействия деталей происходит макро-геометрическая приработка. В последующем интенсивность изнашивания снижается, поверх-ности деталей упрочняются, происходит уменьшение потерь на преодоление сил трения. Одновременно устраняются отклонения от правильной геометрической формы деталей, возникшие при механической обработке деталей, а также от правильного взаимного положения деталей (параллельность, перпендикулярность, соосность), возникшие при сборке механизма движения.

В процессе приработки скорость изнашивания и перенос материала уменьшается до определенного значения. Как правило, на практике стремятся к тому, чтобы после приработки перенос материала был минимальным. В то же время перенос материала как раз становиться необходимым для достижения идеального рабочего состояния поверхностей [7].

При анализе процесса приработки сопряжений закрытых механических систем нельзя ограничиваться образованием только оптимальной шероховатости, необходимо учитывать одновременное действие всех сложных физико-химических процессов.

Проведенные исследования показали, что необходимые условия для формирования трущихся поверхностей с высокими антифрикционными свойствами можно обеспечить на этапах технологической и эксплуатационной обкатки машин и механизмов путем использования методов, основанных на применении технологий металлоплакирования [8].

В зонах фактических пятен контакта поверхностей деталей возникают значительные температуры и давления. При таких условиях компоненты обкаточной среды подвергаются химическим превращения, идет перестройка химических связей и замена одних связей другими.

Разработанный комплекс металлоплакирующих мероприятий позволил снизить процент брака на этапах технологической и эксплуатационной обкатки закрытых механических систем до 20% [9,10].

[1] Управление инновациями и качеством. Т.Н. Антипова, Н.П. Асташева, О.А. Горленко, В.Г. Исаев, О.А. Копылов, В.А. Коновалова, А.А. Жидкова, В.Н. Строителев, А.Г. Суслов: учебное пособие/ под ред. Т.Е. Старцевой // М.: ФТА. 2013. 300 с.

[2] Исаев В.Г., Костылев А.Г., Асташева Н.П. Системный анализ факторов, влияющих на стоимость сложных технических систем при повышении их качества // Вопросы региональной экономики. 2015. Т. 25, № 4. С. 178-184.

[3] Крагельский, И. В. Основы расчетов на трение и износ: научное издание / И.В. Крагельский, М.Н. Добычина, В.С. Комбалов. - М.: Машиностроение, 1977. - 526 с.

[4] Минимизация объема экспериментальных трибологических испытаний на машине трения возвратно-поступательного движения. Буяновский И.А., Провоторова Е.А., Большаков А.Н., Левченко В.А. // Трение и износ. -2017. – Т. 38, № 3. – С. 201-207.

[5] Смазочные материалы: Антифрикционные и противоизносные свойства. Методы испытаний. Справочник. Матвиевский Р.М., Лашхи В.Л., Буяновский И.А. и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 224 с.

[6] Голубев А.П., Корнеев А.А. Влияние состояния поверхностного слоя материала на его трибологические характеристики // В книге: Актуальные проблемы создания и использования новых материалов и оценки их качества. Материалы 3 (XV) Международной научно-практической конференции «Материаловедение - 2010». 2010. – М.: ФГОУПО «РГУТиС», С. 182-187.

[7] Голубев А.П., Прокопенко А.К., Беляев В.И. Теоретические основы повышения ресурса оборудования и режущего инструмента предприятий легкой промышленности плакирующими нанотехнологиями (монография). – М.: РИО МГУДТ, 2014. – 97 с.

[8] Прокопенко А.К., Голубев А.П. Триботехнические исследования в режиме «безызносного трения» // В книге: Трибология – машиностроению. Труды XI Международной научно-технической конференции, Институт машиноведения им. А.А. Благонравова. 2016. С. 198-199.

[9] Финишная антифрикционная обработка деталей узлов трения машин (монография) / Корнеев А.А., Прокопенко А.К., Голубев А.П., Терешкин С.А., - М.: РИО МГУДТ, 2015. 98 с.

[10] Голубев А.П., Голубев О.П., Буткевич М.Н. Повышение качества поверхностных слоев деталей компрессоров методом металлоплакирования // Электротехнические и информационные комплексы и системы. - 2012. - Т. 8, № 1. – С. 40-46.

КАРДОВЫЕ ПОЛИМЕРЫ КАК ТЕПЛО- И ТЕРМОСТОЙКИЕ АНТИФРИКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ И СВЯЗУЮЩИЕ

Горошков М.В., Шапошникова В.В., Полунин С.В., Донсков Е.А.

E-mail: krasnov@ineos.ac.ru

Институт элементоорганических соединений РАН, Москва, Россия.

Исследованы тепло-, термостойкие аморфные кардовые полиариленэфиркетоны, перспективные в качестве термостойких антифрикционных материалов. Кардовые гомополимеры полиариленэфиркетонов являются жесткоцепными полимерами, имеющие высокий коэффициент трения. Сополимеры с гибкоцепными фрагментами имеют низкий коэффициент трения и низкий износ.

Ключевые слова: кардовые полимеры, полиариленэфиркетоны, коэффициент трения, износ, рентгеновская фотоэлектронная спектроскопия.

CARDO POLYMERS AS HEAT- AND THERMAL RESISTANT ANTIFRICTION MATERIALS AND BINDERS

Goroshkov M.V., Shaposhnikova V.V., Polunin S.V., Donskov E.A.

Thermal, heat-resistant amorphous cardo polyarylene ether ketones promising as heat-resistant antifriction materials have been studied. Cardo homopolymers of polyarylene ether ketones are rigid-chain polymers with a high coefficient of friction. Copolymers with flexible-chain fragments have a low coefficient of friction and low wear.

Keywords: cardo polymers, polyarylene ether ketones, coefficient of friction, wear, XPS.

Введение. Комплекс термических, механических, а также функциональных свойств полимеров в основном определяется их химическим строением. Кардовые полимеры содержат в структуре звена боковые циклические группировки, наличие которых приводит к значительному повышению теплостойкости и растворимости, что важно для подобных жесткоцепных полимеров.

Первые исследования кардовых полимеров начаты в 1961 г., когда в ИНЭОС РАН был синтезирован термостойкий полиарилат на основе фенолфталеина и изофталевой кислоты [1]. Благодаря возможности подбора широкого круга мономеров и направленного изменения свойств, современные кардовые полимеры представляют интерес как конструкционные пластики. Полиариленэфиркетоны (ПАЭК) являются перспективным классов конструкционных полимеров благодаря своим физико-механическим параметрам, тепло-, термо-, хемостостойкости, наряду с хорошей перерабатываемостью [2].

Первые работы по изучению трибологических свойств кардовых ПАЭК были проведены в Китае в начале XXI века с использованием ПАЭК на основе фенолфталеина и 4,4’-дифторбензофенона (PEK-C) [1,2]. Было показано, что радиационное облучение может несколько улучшить трибологические характеристики. При этом износ понижался примерно на три порядка, и уменьшались размеры частиц износа [3]. Исследование влияния температуры на трение PEK-C, проведенное той же группой автором, выявило невысокие температурные границы эксплуатации этого полимера (50-90 °C), однако не были исследованы возможные трибохимические процессы [4].

Таким образом, исследование трения кардовых ПАЭК было проведено лишь на одном представителе (PEK-C).

Задачей данного исследования является изучение влияния химического строения кардовых полимеров и сополимеров ПАЭК на их поведение при трении.

Материалы и методы исследования. Полимерные образцы в виде дисков (D = 22 мм и h = 1,5 мм) были изготовлены методом прямого компрессионного прессования пленок кардовых ПАЭК (рис. 1) при температуре 280-300 °C и давлении 1,5 МПа.

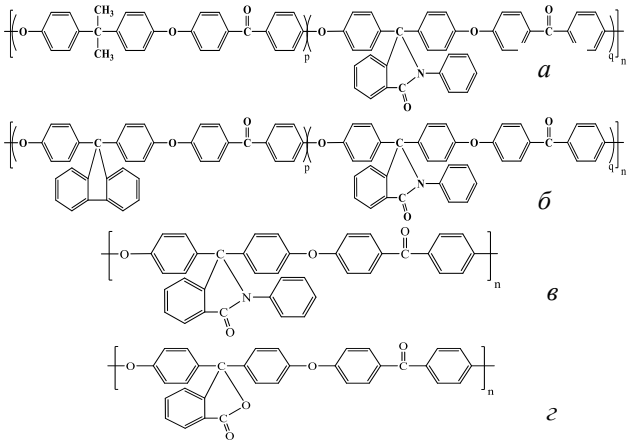


Рис. 1. **Строение кардовых ПАЭК: *а* – ПАЭК-5, *б* – ПАЭК-8, *в* – ПАЭК-4, *г* – ПАЭК-9**

Трибологические испытания проводили на торцевой машине трения типа И-47К54 (скорость 0,5 м/с, давление 10, 15, и 25 МПа). Для понижения фрикционного нагрева трение осуществляли контртелом с тремя стальными шариками (d = 5 мм, сталь 3х13).

Для термомеханических испытаний полимерных образцов (d = 6 мм, h ≈ 1 мм) использовали пластометр ПП-1 при давлении 1 МПа и скорости нагрева 10 °С/мин.

Фотоэлектронные спектры регистрировали на спектрометре Axis Ultra DLD (Kratos) с использованием монохроматического излучения Al Kα. Размер анализируемой области составлял около 300х700 мкм^2.

Обсуждение результатов. Для понимания характера трения полимеров большое значение имеет предварительное исследование термомеханических либо пластометрических зависимостей. При этом, исследуя пластометрические данные различных по химическому строению полимеров, необходимо подбирать образцы с близкими значениями молекулярных масс (ММ), либо приведённых вязкостей ($\eta_{пр.}$, дл/г).

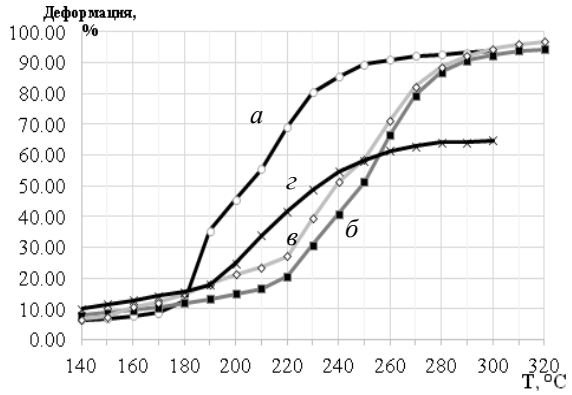


Рис. 2. **Пластометрические зависимости кардовых ПАЭК: *а* – ПАЭК-5, *б* – ПАЭК-8, *в* – ПАЭК-4, *г* – ПАЭК-9**

На приведённом графике (рис. 2) видно, что исследованные сополимеры по температурам течения можно разделить на «гибкоцепной» ПАЭК-5 (0,68 дл/г) с температурой начала течения 175-180 °С, и «жесткоцепной» ПАЭК-8 (0,62 дл/г) с температурой начала течения 200-220 °С. По строению звена первый является статистическим сополимером анилида фенолфталеина с бисфенолом с изопропилиденовой группой (ПАЭК-5). «Жесткоцепной» ПАЭК-8 имеет структуру, в которой обе части сополимера представляют собой кардовые группировки, одной из них является анилид фенолфталеина, другой – флуореновый фрагмент. Деление сополимеров на «гибкие» и «жёсткие» подтверждается различными значениями механических сегментов макромолекулы этих групп полимеров, полученных расчётным методом.

Ранее было установлено, что для гибкоцепных ПАЭК основными факторами, необходимыми для достижения высоких трибологических показателей являются молекулярная масса полимера и вклад слабых дисперсионных сил в энергию межмолекулярного взаимодействия полимера [5].

Результаты проведенных расчетов энергии межмолекулярного взаимодействия для кадровых ПАЭК позволяют сделать вывод, что теоретически подобное химическое строение позволяет получить полимеры с лучшими антифрикционными свойствами по сравнению с гибкоцепными ПАЭК.

Трение сополимеров ПАЭК. Наиболее характерное химическое строение имеет гибкоцепной ПАЭК-5. В этом полимере сочетается, как изученное ранее по влиянию на трение строение дианового фрагмента [6] группа с кардовым фталимидиновым циклом.

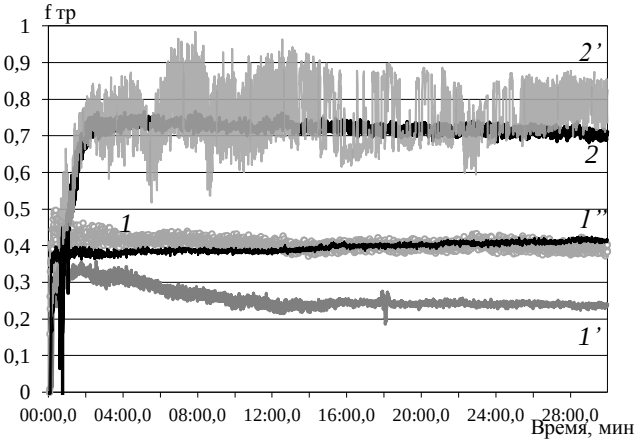


Рис. 3. **Трение кардовых ПАЭК-5 и ПАЭК-8 при нагрузке 10 МПа (кривые *1* и *2*), 15 МПа (кривые *1'* и *2'*), и при 25 МПа для ПАЭК-5 (*1"*)**

При давлении 10 МПа ПАЭК-5 имеет коэффициент трения ~0,4 (рис. 3). Следует отметить незначительную амплитуду колебания и быструю, в течение 5-6 минут, протекающую приработку, когда амплитуда колебаний fтр составляла ~0,1. Повышение давления при трении до 15 МПа приводит к заметному понижению коэффициента трения до значения 0,2, которое сохраняется на протяжении опыта. Предельным давлением на со-ПАЭК-5 является 25 МПа, когда начинается повышение коэффициента трения и появляется износ (табл. 2).

Табл. 2. **Износ исследованных сополимеров**

Полимер	Давление, МПа	Износ, $\cdot 10^3$ г
ПАЭК-5	10	0
	15	0
	25	0,6
ПАЭК-8	10	2,2
	15	11,8

Несмотря на высокий вклад дисперсионных сил в энергии межмолекулярного взаимодействия, трение «жесткоцепного» ПАЭК-8 при давлении 10 и 15 МПа, характеризуется стабильно высоким (0,7) коэффициентом трения и незначительной амплитудой колебания при нагрузке 10 МПа (рис. 3).

Это свидетельствует о том, что установленные ранее закономерности для диановых сополимеров не обладают «предсказательной силой» в случае кардовых сополимеров. Следовало понять причины

подобной разницы и исследовать возможные области применения таких полимеров в трибологических материалах.

Резкое неаддитивное понижение коэффициента трения в случае «гибкоцепного» полимера по сравнению с «жесткоцепным» обусловлено, вероятно, эффектом образования дискретной поверхности, реализованной на молекулярном уровне. При этом, как и в случае сплавов металлов, например баббитов, основные изменения при трении сосредотачиваются в более пластичном фрагменте, роль опорного фрагмента в исследованных сополимерах выполняет жесткая кардовая группа. Химическое строение сополимера ПАЭК-5 отвечает двум обязательным требованиям, предъявляемым к антифрикционным полимерам – наличия антифрикционности и жесткого опорного фрагмента.

Исследование методом рентгеновской фотоэлектронной спектроскопии (РФЭС). Для проверки этого предположения было проведено исследование влияние трибохимических процессов на трибологические свойства методом РФЭС.

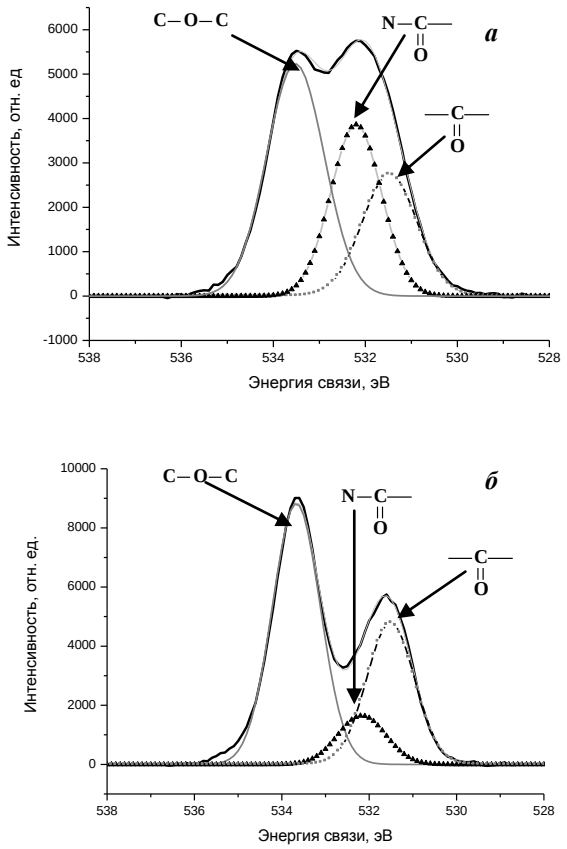


Рис. 4. **Фотоэлектронные спектры O 1s поверхности ПАЭК-8: *а* – до трения; *б* – спустя 30 мин трения**

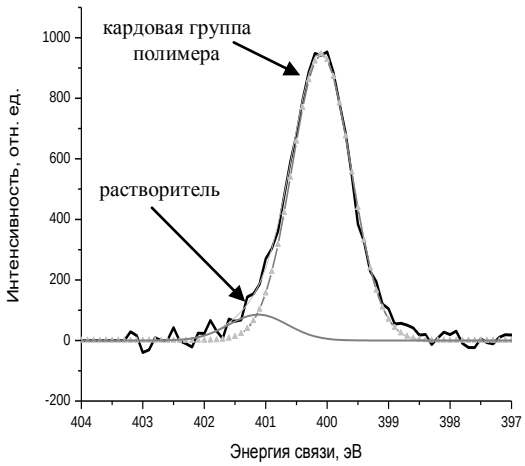


Рис. 5. **Фотоэлектронные спектры N 1s поверхности ПАЭК-8**

В O 1s спектре исходной поверхности выделены группы C–O–C (533,52 эВ), C=O (531,47 эВ) и N–C=O (532,20 эВ). Что касается простой эфирной связи и кетогруппы, то это характерные фрагменты звеньев сополимеров ПАЭК находятся в соотношении 2:1 (рис. 1). Происхождение N–C=O группы является более сложным. Она может являться продуктами частичного распада фталимидиновой группы сополимера, либо остатками растворителя (N,N-диметилацетамида). Причем, если относить эту группу целиком к фталимидиновому фрагменту, то ее количество должно равняться 1/2 групп C=O. Однако, из спектров следует, что ее количество значительно превосходит это соотношение. Это позволяет утверждать, что помимо фталимидинового фрагмента, полученный спектр характеризует наличие в исходном полимере растворителя даже после прессования при 300 °C.

В гибком ПАЭК-5 после трех минут трения отношение простой эфирной к кетогруппе сохраняется, как и до трения. Незначительно снижается соотношение количества фталимидиновой группы к кетогруппе. Трение в течение 30 минут приводит к резкому изменению состава поверхности. Отношение концентраций N–C=O и C=O групп после 3 минут составляло 7/2, а после 30 минут трения - 7/10 (табл. 3).

Полученные результаты свидетельствуют, что в случае гибкого кардового полимера ПАЭК-5 на трение в первые 30 минут влияют, помимо дискретности, и остатки сохранившегося в полимере растворителя – N,N-диметилацетамида.

При трении «жесткоцепного» ПАЭК-8 в течение 30 минут, как видно на рис. 4, происходит уменьшение интенсивности пика с энергией связи 532,17 эВ, характеризующей количество групп N–C=O в ДМАА и кардовой группе ПАЭК-8. После 30 минут трения доля этих связей становится меньше, 1/2 связей C=O в со-ПАЭК-8 согласно интенсивности пика с энергией связи 531,7 эВ, характеризующего группу C=O (табл. 3).

Табл. 3. **Данные по относительным концентрациям химических групп, полученные из разложения спектров O 1s высокого разрешения на компоненты.**

Полимер	Образец	Параметр	C-O-C	N-C=O	C=O
ПАЭК-5	0 мин	$E_{св.}$	533,5	532,4	531,5
		W	1,23	1,20	1,17
		$L_{отн.}$	4,0	6,6	2,1
	3 мин	$E_{св.}$	533,5	532,4	531,5
		W	1,23	1,20	1,17
		$L_{отн.}$	4,0	7,0	2,0
	30 мин	$E_{св.}$	533,6	532,2	531,4
		W	1,09	1,00	0,89
		$L_{отн.}$	4,0	1,4	2,0
ПАЭК-8	0 мин	$E_{св.}$	533,5	532,2	531,5
		W	1,25	1,20	1,10
		$L_{отн.}$	4,0	2,6	2,0
	3 мин	$E_{св.}$	533,5	532,1	531,5
		W	1,26	1,20	1,17
		$L_{отн.}$	4,0	3,2	2,0
	30 мин	$E_{св.}$	533,7	532,2	531,5
		W	1,10	1,10	1,10
		$L_{отн.}$	4,0	0,7	2,2
	Продукты износа, 30 мин	$E_{св.}$	533,6	532,2	531,5
		W	1,15	1,14	1,14
		$L_{отн.}$	4,0	2,4	2,0

Примечание: $E_{св.}$ – энергия связи, эВ; W – ширина пика; $L_{отн.}$ – относительные концентрации групп.

В то же время, количество сохранившихся фталимидиновых групп N–C=O не позволяет дать точный ответ, какие фрагменты присутствуют в спектре: только относящиеся к полимерной цепи, либо смесь, в которой снизилось количество не растворителя, а фталимидинового фрагмента. Для ответа на этот вопрос были подробно рассмотрены спектры, относящиеся к N 1s.

На рис. 5 в спектре N 1s ПАЭК-8, измеренном после 30 минут трения, пик с энергией связи 409,09 эВ, относится к фталимидиновому фрагменту, а слабо выраженный пик с энергией связи 401,12 эВ соответствует группе растворителя (относительная концентрация ~ 8 %). Из этого следует, что наиболее вероятным механизмом трибохимического процесса является деструкция по наиболее слабой связи C-N (308 кДж/моль) по сравнению с энергией связи C-C (348 кДж/моль).

Таким образом, несмотря на присутствие следов растворителя в жесткоцепных кардовых сополимерах, при механическом сдвиговом воздействии превалирует деструкция по наиболее слабой C-N связи, не связанной с основной цепью полимера.

Что касается гибкоцепных ПАЭК, то данные РФЭС подтверждают предположение о «молекулярной дискретности» при введении в «гибкую» полимерную цепь «жестких» кардовых фрагментов. Это способствует понижению коэффициента трения и повышению износостойкости.

Ценным свойством исследованных со-ПАЭК является высокая трибоокислительная стабильность, поскольку методом РФЭС не установлено наличия окисленных продуктов на поверхности и в продуктах износа.

Заключение. Полиариленэфиркетоны с объёмными кардовыми группами в звене, хотя и имеют высокий показатель антифрикционности, не подчиняются исследованной ранее закономерности связи химического строения и трения, установленной для дановых полиариленэфир-кетонов. Дополнительным, уточняющим фактором в этой группе полимеров является необходимость учёта гибкости макромолекул.

Выражаем благодарность за поддержку Проекту президиума РАН 1.16

[1] Коршак В.В., Виноградова С.В., Салазкин С.Н. О гетероцепных полиэфирах. XXXIII. Полиарилаты на основе фенолфталеина. Высокомолекулярные соединения, 1962, Т.4, с. 339-344.

[2] Shaposhnikova V.V., Salazkin S.N. Synthesis and properties of poly(arylene ether ketones), Russian Chemical Bulletin, International Edition, 2014, Vol. 63, №10, pp. 2213-2223.

[3] Nong Tian, Tongsheng Li, Xujun Liu, Weimin Liu, Effect of Radiation on the friction-wear properties of polyetherketone with cardo group, Journal of Applied Polymer Science, 2001, V.82, pp. 962-967.

[4] Nong Tian, Fengyuan Yan, Weimin Liu, Effect of the temperature on the friction-wear properties of poly(ether ketone) with a car/o group, Journal of Applied Polymer Science, 2004, V.93, pp. 696-699

[5] Горошков М.В., Шапошникова В.В., Аскадский А.А., Благодатских И.В., Наумкин А.В., Салазкин С.Н., Краснов А.П. Влияние молекулярной массы полиариленэфиркетонов на трибологические свойства, Трение и износ, 2018, Т.39, №2, с. 149-156.

[6] Краснов А.П., Аскадский А.А., Горошков М.В., Шапошникова В.В., Салазкин С.Н., Наумкин А.В., Сорокин А.Е., Соловьева В.А. Влияние химического строения термостойких термопластов на трение по стали, Доклады Академии наук, 2018, Т.479, №6, с. 1-6.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОТИВОИЗНОСНЫХ И АНТИФРИКЦИОННЫХ СВОЙСТВ ТОПЛИВ ДЛЯ РЕАКТИВНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ, СОДЕРЖАЩИХ ТОВАРНЫЕ И ОПЫТНЫЕ ПРОТИВОИЗНОСНЫЕ ПРИСАДКИ

Горюнова А.К., Селезнев М.В., Шаталов К.В., Лихтерова Н.М.

E-mail: 25gosnii_16nio@mil.ru

ФАУ «25 ГосНИИ химмотологии Минобороны РФ», Москва, Россия.

В докладе приведены результаты сравнительного анализа противоизносных и антифрикционных свойств топлив для реактивных двигателей, содержащих товарные и опытные противоизносные присадки. Показано, что опытная противоизносная присадка ОК-16 по смазывающей способности находится на одном уровне с товарной противоизносной присадкой к топливам для реактивных двигателей Unicor J.

Ключевые слова: топливо для реактивных двигателей, противоизносная присадка, противоизносные и антифрикционные свойства.

RESEARCH OF ANTIWEAR AND ANTIFRICTION PROPERTIES OF FUELS CONTAINING COMMERCIAL AND EXPERIMENTAL ANTIWEAR ADDITIVES

Goryunova A.K., Seleznev M.V., Shatalov K.V., Likhterova N.M.

The report presents the results of a comparative analysis of the antiwear and antifriction properties of jet fuels containing commercial and experimental antiwear additives. It is shown that experimental antiwear additive OK-16 surprasses the effectiveness of commercial additives.

Keywords: jet fuel, antiwear additive, antiwear and antifriction properties.

В настоящее время более 55% топлив для реактивных двигателей вырабатывается на основе процессов гидроочистки и гидрокрекинга. Известно, что гидрогенизационные процессы ухудшают противоизносные свойства, что сказывается на ресурсе работы плунжерных насосов топливных агрегатов авиационных газотурбинных двигателей Особенностью топливных насосов является смазывание сопряженных деталей в них самим же топливом, которое они нагнетают. Наиболее эффективным способом улучшения противоизносных свойств керосиновых фракций является введение противоизносных присадок.

В России и за рубежом смазывающую способность топлив для реактивных двигателей оценивают по ГОСТ Р 53715 (ASTM D 5001) «Топлива авиационные для газотурбинных двигателей. Метод определения смазывающей способности на аппарате шар-цилиндр (BOCLE)». При определении концентрационных пределов разрабатываемой отечественной противоизносной присадки к топливам для реактивных двигателей этот метод оказался малочувствительным. Кроме того, при разработке отечественной противоизносной присадки к топливам для реактивных двигателей необходимо оценить не только противоизносные свойства топлив с присадкой, но и их трибологические характеристики. В этой связи нами был изучен и применен метод оценки антифрикционных и противоизносных свойств смазывающих масел на вибротрибометре марки UMT-3 («Bruker», США), где использовали пару трения «шарик – плоскость пластины» (материал пары трения – сталь ШХ-15) [1].

В качестве объектов исследования были выбраны товарные противоизносные присадки к топливам для реактивных двигателей – HITEC 580 и Unicor J, товарная противоизносная присадка к дизельным топливам – Комплексал-ЭКО «Д» и опытная противоизносная присадка – ОК-16 [2]. Противоизносные присадки были введены в рабочей концентрации 0,0035 % масс. в гидрокрекинговую керосиновую фракцию.

Для исследования топлив были выбраны следующие основные параметры трибологических испытаний: нормальная нагрузка – 50 Н, длина хода пластины – 1 мм, частота– 50 Гц. Шероховатость поверхности пластины составляла 0,14 мкм, нагрузка на шарик диаметром 12,7 мм в процессе теста поддерживалась постоянной. Дрейф нулевой линии датчика нагрузки ΔF_z за время опыта принят величиной постоянной.

Перед началом теста пара трения погружалась в испытуемое топливо, залитое в ванну трибометра, и выдерживалась в течение 90 минут при температуре 80°С. Затем, в течение 120 минут осуществлялось испытание образцов при постоянной температуре в ванне. По окончании испытания стальные образцы очищались в ультразвуковой ванне.

Критериями противоизносных и антифрикционных свойств исследуемых топлив служили величины линейного ($d_ш$) и объёмного ($W_{v,шар}$, $W_{v,пластина}$) износа металла в паре трения «шарик – плоскость пластины» и коэффициента трения (*COF*).

Коэффициент трения оценивали по данным диаграмм, полученным на трибометре. Объем

изношенного материала испытанных образцов оценивали методом фотометрии, используя оптическую систему микротвердомера ПТМ-3, и методом профилометрии с помощью портативного измерителя шероховатости TR-200, используемым для определения износа стальной пластины.

Результаты сравнительных испытаний представлены в табл. 1.

Как видно из представленных в таблице данных, введение противоизносных присадок в топливную композицию улучшают ее противоизносные свойства. Сравнительный анализ полученных данных (табл. 1) показывает, что наилучшими противоизносными свойствами обладают товарная противоизносная присадка к авиационным керосинам Unicor J и опытная присадка ОК-16. Средний диаметр пятна износа шарика для данных образцов уменьшается на 26 и 30 % соответственно, суммарный объем износа шарика и пластинки для указанных присадок также уменьшается на 56 и 62 % соответственно.

Коэффициент трения для всех исследуемых образцов увеличивается на 5-6 %. Вероятно, это связано с образованием адсорбционных пленок на поверхности трения, которые увеличивают сопротивление к сдвигу и, соответственно, коэффициент трения.

Таким образом, метод оценки антифрикционных и противоизносных свойств на вибротрибометре дает дополнительную инфор-мацию об эффективности присадок и является более чувствительным методом для оценки противоизносных свойств топлив для реактивных двигателей, чем применяемый в настоящее время метод на аппарате BOCLE.

[1] СТО 08151164-0146-2013. Метод оценки антифрикционных и противоизносных свойств смазывающих масел. – М.: ФАУ «25 ГосНИИ химмотологии Минобороны России», 2013. – 9 с.
[2] Пат. 2649396 Российская Федерация. Противоизносная присадка к топливам для реактивных двигателей/ Горюнова А.К., Лихтерова Н.М., Шаталов К.В.; заявитель и патентообладатель ФАУ «25 ГосНИИ химмотологии Минобороны России». – № 2017123489; заявл. 04.07.2017; опубл. 03.04.2018. Бюл. № 10 – 8 с.

Таблица 1. **Трибологические характеристики топлив для реактивных двигателей**

Наименование показателей	**Исходный образец**	**Исходный образец**			
		+ HITEC 580 0,0035 % масс.	**+ Unicor J 0,0035 % масс.**	**+ Комплексал-ЭКО «Д» 0,0035 % масс.**	**+ ОК-16 0,0035 % масс.**
Средний диаметр пятна износа шарика ($d_ш$), мм	1,01	0,907	0,744	0,891	0,702
Объем износа шарика ($W_{V,шар}$), 10^3 мкм^3	6969	4176	2053	3800	1182
Объем износа пластинки ($W_{V,пластина}$) , 10^3 мкм^3	3687	3725	2662	3353	2826
Коэффициент трения (*COF*) в конце опыта	0,108	0,113	0,114	0,115	0,113

МОДЕЛИРОВАНИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ТРЕНИЯ ЭЛАСТОМЕРОВ

Горячева И.Г.

E-mail: goryache@ipmnet.ru

Институт проблем механики им.А.Ю.Ишлинского РАН, Москва, Россия.

Излагаются результаты моделирования и экспериментальных исследований, проводимых в Лаборатории трибологии Института проблем механики им. А.Ю.Ишлинского РАН по изучению фрикционных характеристик различных эластомерных материалов в широком диапазоне скоростей, давлений и температур в условиях сухого и граничного трения.

Ключевые слова: вязкоупругость, трение, эластомеры, адгезионное взаимодействие.

MODELING AND EXPERIMENTAL STUDY OF ELASTOMERS FRICTION

Goryacheva I.G.

The results of modeling and experimental study of the frictional characteristics of elastomers in wide range of velocity, contact pressure and temperature variations under dry and boundary lubrication conditions are presented and discussed. The results have been developed in Tribology Laboratory of Ishlinsky Institute for Problems in Mechanics of RAS.

Keywords: viscoelasticity, friction, elastomers, adhesive interaction.

При фрикционном взаимодействии эластомеров (различные марки резин, каучуки, высокоэластичные полимеры и композиционные материалы на их основе) имеют место два основных механизма диссипации энергии: деформационный и адгезионный [1,2]. В данном исследовании теоретически и экспериментально изучается проявление этих механизмов при разных условиях трения и свойствах взаимодействующих поверхностей.

Моделирование скольжения штампа с регулярным поверхностным рельефом по вязкоупругому основанию в условиях граничного трения

Строятся решения периодических контактных задач (в плоской и пространственной постановках) о фрикционном взаимодействии вязкоупругих материалов с телами, имеющими на поверхностях регулярный рельеф, в предположении, что касательные напряжения на единичных пятнах контакта отсутствуют [3-5]. Для моделирования свойств вязкоупругих материалов используются как упрощенная одномерная модель Кельвина, так и модели сплошных сред, в которых соотношения между напряжениями и деформациями записываются с помощью интегральных операторов с экспоненциальным ядром. На основании полученных решений проведен анализ влияния параметров рельефа и релаксационных характеристик эластомеров на распределение контактных давлений и деформационную составляющую силы трения при разных скоростях относительного скольжения взаимодействующих тел. Полное описание рельефа поверхности дает возможность исследовать зависимость контактных характеристик от скорости скольжения при разных значениях приложенных нагрузок и внедрений, вплоть до случая полного контакта волнистой поверхности с вязкоупругим телом [5].

Проведенные исследования дают возможность оценить влияние параметров микрогеометрии поверхности на распределение контактных давлений, фактическую площадь контакта и деформационную составляющую силы трения при фрикционном взаимодействии смазанных поверхностей, когда можно пренебречь касательными напряжениями в области контактного взаимодействия. В результате моделирования удалось выявить некоторые новые механические эффекты, связанные с пространственным расположением выступов. В частности, для двоякопериодической формы рельефа поверхности при некоторых скоростях скольжения индентора установлена возможность слияния областей контакта в направлении, перпендикулярном направлению относительного перемещения поверхностей.

Моделирование эффекта адгезионного взаимодействия эластомеров при трении сухих поверхностей.

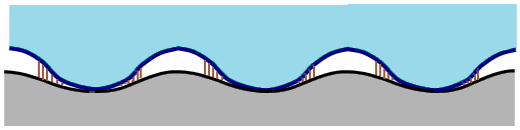


Рис. 1. **Схема контакта при наличии областей адгезионного взаимодействия**

При трении сухих поверхностей в зазоре между ними действуют силы адгезионного притяжения, которые оказывают влияние на форму зазора, размер и положение областей контактного взаимодействия, распределение контактных давлений и, как результат, деформационную составляющую силы трения.

С целью учета этих сил строятся решения контактных задач для штампа, форма контактирующей поверхности которого описывается периодической функцией $f(x,y)$, с вязкоупругим основанием при следующих граничных условиях:

$$\begin{aligned} &w(x,y) = f(x,y) + d, && (x,y) \in \Omega^c \\ &p(x,y) = -p_0, && (x,y) \in \Omega^a \\ &p(x,y) = 0, && (x,y) \notin \Omega^c \cup \Omega^a \end{aligned} \qquad (1)$$

Здесь $w(x,y)$ и $p(x,y)$ - нормальные перемещения и напряжения на границе вязкоупругого основания, p_0 – адгезионное давление, Ω^c и Ω^a – подобласти контактного и адгезионного взаимодействия, соответственно.

На основании полученных решений контактных задач при разных типах граничных условий (1) (насыщенный контакт, дискретный контакт с насыщенным адгезионным взаимодействием, дискретный контакт с областями адгезионного взаимодействия, адгезионное взаимодействие без контакта) проводится оценка совместного влияния параметров микрогеометрии поверхности и ее адгезионных характеристик на распределение контактных давлений и величину силы трения при различных скоростях скольжения взаимодействующих тел [6,7]. Изучается также зависимость исследуемых характеристик от релаксационных свойств эластомеров.

Экспериментальное изучение фрикционных характеристик эластомеров.

Для экспериментальной оценки фрикционных характеристик эластомеров при различных условиях трения использовались трибометр T10 со схемой контакта шарик – диск и трибометр UMT-2 со схемой контакта кольцо – диск. Исследования проводились в диапазоне угловых скоростей от 0,001 до 90 об/мин, нормальных нагрузок от 10 до 1000 N и температур от -25 до +150^{0}C на воздухе или в жидкой среде. Разработана методика

построения карт трения [8], использованная для анализа зависимости коэффициента трения μ от контактного давления P и параметра $\lg \alpha_T V$, зависящего от температуры в контакте и скорости скольжения V как в условиях контакта несмазанных поверхностей (рис. 2), так и в присутствии смазочного материала (раствор 20% жидкого мыла в дистиллированной воде). Проведено сопоставление результатов экспериментальных исследований с результатами моделирования, выявлены основные механизмы трения, проявляющиеся при разных условиях взаимодействия.

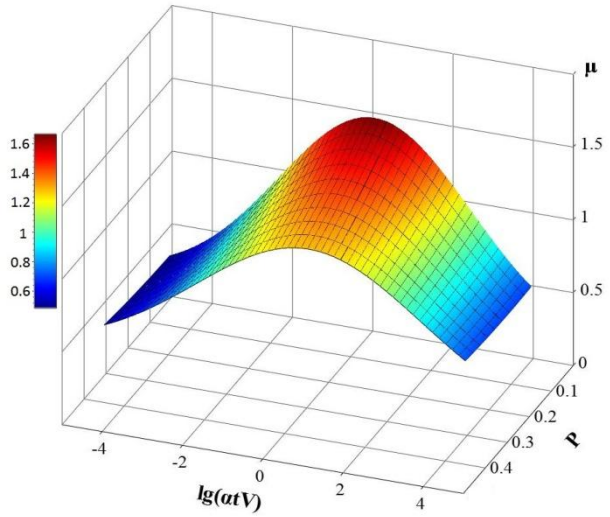


Рис. 2. **Карта трения, построенная для образца зимней протекторной резины в условиях несмазанных поверхностей**

Одновременно с фрикционными испытаниями проводились микроскопические исследования поверхностей трения до и после испытаний, которые также использовались для установления основных механизмов трения.

Разработанные модели и методы экспериментальных исследований дают возможность оценить влияние свойств эластомеров и их тонких приповерхностных слоев, условий взаимодействия (нагрузка, скорость скольжения, свойства промежуточной среды), параметров микрогеометрии поверхности контртела на контактные характеристики и деформационную составляющую силы трения и разработать способы управления этими характеристиками при заданных режимах трения.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (проект 14-29-00198).

[1] Крагельский И.В. Трение и износ М.: Машиностроение. – 1968.
[2] Мур Д. Трение и смазка эластомеров. – М.: Химия. – 1977.
[3] Горячева И.Г., Маховская Ю.Ю. Влияние несовершенной упругости поверхностного слоя на контактные характеристики при скольжении шероховатых упругих тел // Трение и износ – 1997, Т. 18, № 1, С. 5-12.
[4] Шептунов Б.В., Горячева И.Г., Ноздрин М.А. Контактная задача о движении штампа с регулярным рельефом по вязкоупругому основанию // Трение и износ – 2013, Т.34, № 2, 109-119.
[5] Горячева И.Г., Горячев А.П.. Контактные задачи о скольжении штампа с периодическим рельефом по вязкоупругой полуплоскости // ПММ – 2016, Т.80, вып.1, 103-116.
[6] Горячева И.Г., Маховская Ю.Ю.. Скольжение волнистого индентора по поверхности вязкоупругого слоя при наличии адгезии. // Изв.РАН, МТТ, № 4. С. 90-103.
[7] Irina Goryacheva. Control of Friction by Surface Microgeometry Variation. In Dynamics and Control of Advances Structures and Machines (Eds by H.Irschik et al.). Springer, 2016, pp.141-148.
[8] Горячева И.Г., Маховская Ю.Ю., Морозов А.В., Степанов Ф.И. Трение эластомеров. Моделирование и эксперимент. М. – Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2017, 204 стр.

ИССЛЕДОВАНИЕ И МОДЕЛИРОВАНИЕ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ КОНТАКТНО-УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ В РЕЛЬСАХ

[1]Горячева И.Г., [2]Борц А.И., [2]Захаров С.М., [2]Заграничек К.Л, [2]Шур Е.А.

E-mail: zakharov.sergey@vniizht.ru

[1]Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия;
[2]АО «Научно-исследовательский институт железнодорожного транспорта» (АО «ВНИИЖТ»), Москва, Россия.

Дано описание видов подповерхностных контактно-усталостных (КУ) повреждений рельсов и механизмов их возникновения. Приведено краткое изложение подходов, применяемых для моделирования возникновения этих повреждений. Описана одна из моделей, учитывающая конкурирующие

STUDY AND SIMULATION OF SURFACE ROLLING CONTACT FATIGUE RAIL DAMAGES

Goryacheva I.G., Bortz A.I., Zakharov S.M., Zagranichek K.L., Shur E.A.

The description of rail surface rolling contact-fatigue damages and mechanisms of their formation occurrence along with a brief description of the

механизмы накопления КУ повреждений и изнашивания поверхностей, и некоторые результаты ее применения. Оценено влияние остаточных напряжений на процессы образования КУ повреждений в поверхностных слоях рельсов.

Ключевые слова: рельсы, контактная усталость, механизмы, микроструктура, моделирование, остаточные напряжения.

approaches used to simulate the occurrence of this type of damage is given. Described one of the models taking into account the competing mechanisms of rolling contact-fatigue damage and wear of surfaces. Evaluated the influence of residual stresses on the processes of education, the KU damage.

Keywords: rails, surface rolling contact fatigue, mechanisms, microstructure, simulation, residual stresses.

Введение. Контактно-усталостные (КУ) повреждения рельсов наряду с их износом являются наиболее распространенными видами дефектов рельсов и в значительной мере ограничивают их ресурс.

В России серийно выпускаемые до 2013 года отечественными комбинатами рельсы типа Р65 длиной 25 м категории Т1 (ОТ350 по ГОСТ Р 51685-2013), упрочненные объемной закалкой в масле, не обеспечивали требуемого эксплуатационного ресурса (700 млн. т. брутто).

После завершения в 2013 году полной реконструкции рельсового производства на АО «ЕВРАЗ ЗСМК» (г. Новокузнецк) и строительства нового производства рельсов на ПАО «Челябинский металлургический комбинат», было освоено производство рельсов длиной 100 м, соответствующих уровню ведущих мировых производителей, и внедрена дифференцированная закалка рельсов с прокатного нагрева (рельсы ДТ350).

В результате произошли существенные изменения в распределении видов КУ повреждений рельсов [1]. Из-за повышения чистоты рельсовых сталей и содержания в ней неметаллических включений, которые являлись источником зарождения подповерхностных дефектов, повышения механических свойств сталей, основными видами КУ повреждений стали поверхностные дефекты.

Одновременно на железных дорогах, особенно связанных с тяжеловесным движением, происходило изменение характера и интенсивности взаимодействия экипажа и пути, колеса и рельса.

Поверхностные КУ повреждения рельсов. Одним из основных видов КУ повреждений рельсов в настоящее время являются поверхностные контактно-усталостные повреждения в виде множественных мелких наклонных параллельных трещин на поверхностях катания рельса, называемые в зарубежной литературе head checks (HC) [3]. Трещины возникают как на рабочей выкружке головки рельса (Рис. 1), где происходит контактирование с областью основания гребня колес вагона, так и на поверхности катания рельса. Повреждения возникают в результате накопления в поверхностном слое больших однонаправленных циклических пластических деформаций, исчерпания способности материала к пластической деформации и его деструкции (ratcheting).

Большую роль в возникновении КУ повреждений играет поперечная компонента относительного проскальзывания (поперечный крип). Наклон трещин связан с преобладающим направлением относительного проскальзывания, определяемого радиусами кривых и распределением углов набегания колеса по рельсу.



Рис. 1. **Множественные наклонные параллельные трещины**

Методами сканирующей электронной и атомно-силовой микроскопии проведены исследования поверхностного дефектного слоя металла в головке рельсов после эксплуатации с различным тоннажем. Под воздействием циклического контактного нагружения от колес в поверхностных слоях головки рельсов в результате протекания пластической деформации происходит существенное изменение исходной перлитной структуры. В поверхностном наклепанном слое над образующейся трещиной структура пластинчатого перлита носит волокнисто-деформированный характер (рис.2) [1].

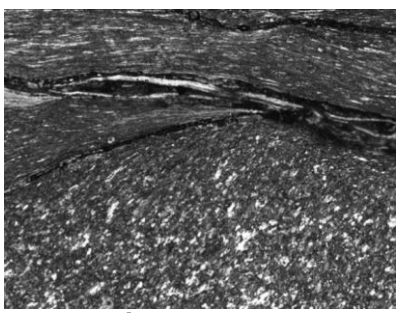


Рис. 2. **Волокнисто-деформированная структура металла в наклепанном слое над трещиной [1]**

Существенно изменяются и механические свойства в поверхностном слое, в то время как в подповерхностном слое они почти не меняются (Табл. 1).

Таблица 1: **Механические свойства при растяжении металла головки рельса, изъятого после пропуска 478 млн т. брутто [1]**

Зона вырезки образцов	Временное сопротивление, Н/мм^2	Предел текучести, Н/мм^2	Относительное удлинение, %
10 мм от поверхности катания	1305	910	15,0
Вплотную к поверхности катания	1054	919	3,7

При анализе поверхности рельсов, работавших в эксплуатации после пропущенного тоннажа 300, 400 и 480 млн. т. брутто, был получен приведенный на рис. 3 график скорости углубления трещины [1].

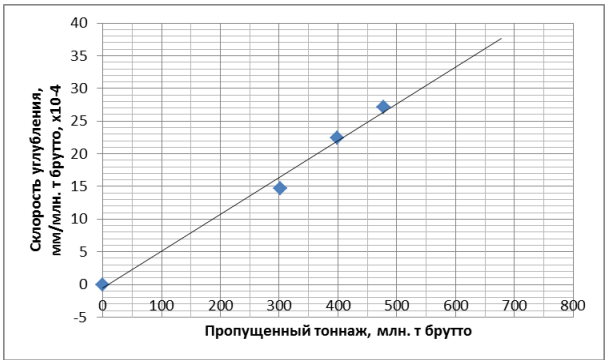


Рис. 3. **Скорость углубления поверхностной трещины**

После 300 млн. т. брутто глубина трещины достигает 0,5 мм. Трещина продолжает развиваться горизонтально и может привести к отделению части рабочей поверхности рельса. При некоторых, пока еще не вполне установленных условиях, продольные трещины могут поворачивать вглубь рельса, переходить в поперечные трещины, которые, развиваясь под действием изгибных напряжений, возникающих в рельсе при воздействии колес, могут приводить к поперечным трещинам и к излому рельса, что представляет угрозу безопасности движения.

Моделирование поверхностных контактно-усталостных повреждений. Существует несколько подходов к моделированию КУ повреждений (КУП). Один из них основан на методах механики контактного взаимодействия и включает определение амплитудных значений максимальных касательных или эквивалентных напряжений в условиях циклического нагружения подповерхностных слоев рельса и расчет функции поврежденности с использованием экспериментально определенных параметров в законе накопления повреждений для данного материала рельса. Поскольку на накопление поврежденности влияет износ поверхности рельса, то этот процесс также учитывается в модели, схема которой приведена на рис. 4 [4,5].

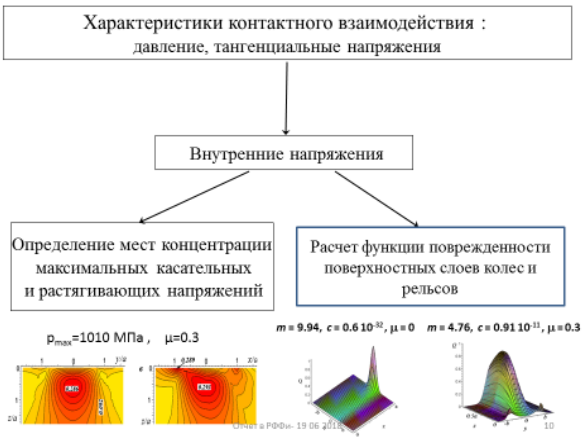


Рис. 4. **Схема моделирования КУ повреждений**

Другой подход основан на получении количественных характеристик приспособливаемости материалов к циклическому нагруженную в виде показателя повреждаемости КУ, устанавливаемого на основе лабораторных испытаний, моделирующих взаимодействие колеса и рельса [6]. Применяется также подход, который базируется на использовании критерия, имеющего физический смысл энергии, выделяющейся на контакте, в виде произведения тангенциальной силы в контакте на относительное проскальзывание [7].

В данной работе на базе разработанного ранее подхода [4,5] построена математическая модель процесса накопления КУП в рельсе (Рис.3). В ней учтено влияние изнашивания поверхностей трения на накопление поврежденности. Результаты моделирования показывают, что при увеличении скорости изнашивания накопление КУ повреждений заметно снижается [5].

Поскольку при применении новой технологии производства дифференцированно-упрочненных рельсов изменилось распределение остаточных напряжений, то важно было оценить влияние остаточные напряжения на амплитудные значения максимальных касательных напряжений, контактно-усталостную повреждаемость и число циклов до разрушения. В рельсах ДТ 350 максимальные значения остаточных растягивающих напряжений (200 МПа) имеют место в центральной области головки рельса на глубине 8-10 мм от поверхности катания, а максимальные значения сжимающих напряжений, равных 150 МПа, в зонах, прилегающих к боковым поверхностям головки рельса.

Как показали расчеты на основе описанной выше модели зарождения контактно-усталостной повреждаемости, продольные растягивающие остаточные напряжения уменьшают значения функции поврежденности ближе к поверхности взаимодействия колеса с рельсом (рис.5). Получены также аналогичные результаты и по уменьшению функции поврежденности Q (z,N) от расстояния до поверхности (Рис. 6).

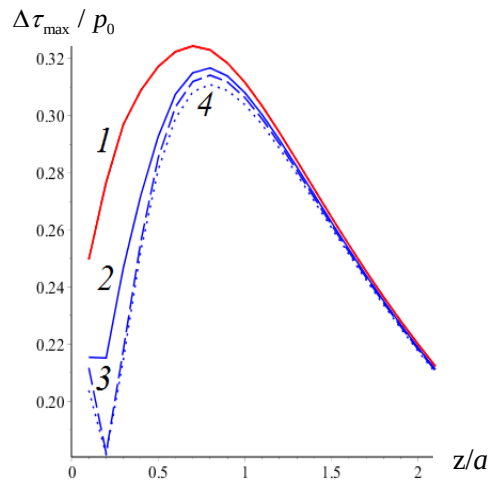


Рис.5. **Зависимость амплитудных значений максимальных касательных напряжений от расстояния z/a от поверхности при разных значениях растягивающих напряжений.**

$\sigma_x^{ост} / p_0 = 0$ (1); 0,1 (2);0,2(3);0,5 (4)

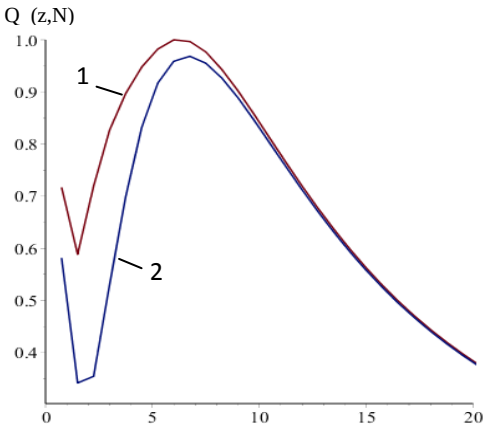


Рис. 6. **Зависимость поврежденности Q (z,N) от расстояния z (мм) от поверхности: 1 – без остаточных напряжений, 2 – с остаточными напряжениями.**

Заключение. Проведенные исследования позволили выявить изменения в: структуре металла в поверхностном слое рельса подвергающегося интенсивной циклической пластической деформации, механических свойствах металла в поверхностных слоях, скорости развития контактно-усталостных трещинах. С помощью метода моделирования образования поверхностных контактно-усталостных повреждений установлены особенности влияния остаточных напряжений на исследованные зависимости.

Данная работа выполнена в рамках проекта РФФИ-офи м РЖД №01147 «Разработка комплексного научного подхода к исследованию и прогнозированию работоспособности и ресурса рельсов нового поколения в условиях обращения тяжеловесных поездов, в том числе с повышенными осевыми нагрузками» с участием Е.В. Торской и О.О. Щербаковой (ИПМех РАН).

[1] Шур Е.А. Эволюция повреждаемости рельсов дефектами контактной усталости/ Е.А.Шур, А.И.Борц, А.В.Сухов, А.Ю. Абдурашитов, Л.В.Базанова, К.Л.Заграничек/Вестник ВНИИЖТ, 2015, №3, с.3-9.
[2] Цвигун В.Н. Изучение механизмов контактно-усталостных дефектов в рельсах/ Цвигун В.Н., Шур Е.А., Кузнецов В.Н., Койнов Р.С/ - Сиб.гос. ун-т, Новокузнецк, Центр Сиб ГНУ. 2017.
[3] Обобщение передового опыта тяжеловесуого движения. Вопросы взаимодействия колеса и рельса/ Пер. с англ. У. Харрис, С.М.Захаров и др. - М.: Интекст, 2002.
[4] Горячева И.Г., Торская Е.В. Моделирование условий образования контакно-усталостных повреждений поверхности катания./«Контакно-усталостные повреждения колес грузовых вагонов. под. ред. С.М.Захарова, - М; Интекст..2004.,58-97.
[5] Goryacheva I.G., Zakharov S.M., Torskaya E.V. Rolling Contact Fatigue and Wear of Wheel/Rail Simulation/ Proceedings of the Second International Conference on Railway Technology Research Development and Maintenance. Civil-Comp Press, Stirlingshire, Scotland, Paper 0123456789, 2014, 15 p.
[6] Kabo E., A. Ekberg Prediction of RCF from laboratory tests / Concluding technical Reprt, INNOTRACK, 2010, 131-133.
[7] Mark Burstow A whole life rail model application and development for RSSB - Continued development of an RCF damage parameter, London, Rail Safety and Standards Board, 2004, .74 p.

СТРУКТУРА И МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ РАСТИТЕЛЬНЫХ МАСЕЛ

Григорьев А.Я., Ковалева И.Н.

E-mail: aygri@tut.by

Институт механики металлополимерных систем им. В.А. Белого НАН Беларуси, Гомель, Беларусь.

Исследовались граничные слои подсолнечного, кукурузного, рапсового и льняного масел. Установлено, что триглицериды жирных кислот формируют упорядоченную структуру на поверхностях твердых тел с межплоскостным периодом

STRUCTURE AND MECHANICAL PROPERTIES OF THE BOUNDARY LAYERS OF VEGETABLE OILS

Grigoriev A.Ya., Kavaliova I.N.

The boundary layers of sunflower, corn, rapeseed and linseed oil were investigated. It has been established that triglycerides of fatty acids form an ordered

0,39-0,42 нм и толщиной 100-300 нм. Модуль упругости упорядоченных слоев составляет 2 ГПа.
Ключевые слова: растительные масла, граничные слои, структура, механические свойства.

structure on the surfaces of solids with period 0,39-0,42 and thickness 100-300 nm. Modulus of elasticity of ordered layers is 2 GPa.
Keywords: vegetable oils, boundary layers, structure, mechanical properties.

Введение. Растительные масла рассматриваются как экологически безопасная альтернатива индустриальным минеральным смазкам. По данным [1] ежегодный объем мирового производства смазывающих материалов на основе растительного сырья составляет более 150 тыс.т. Несмотря на достаточно скромный объем в сравнении с минеральными маслами, который приближается к 20 млн.т., уже сегодня законодательства ряда стран ориентируют потребителей к переходу на растительные смазки. Согласно директивам ЕС [2] уже с 2020 года использование нефтяных и синтетических смазывающих материалов в сельском и лесном хозяйстве будет ограничено.

Минеральные и растительные масла различны по своему составу. Первые состоят преимущественно из неполярных нафтенов, парафинов и асфальтенов, состав вторых определяется полярными молекулами тригицеридов различных жирных кислот. Естественно ожидать, что формируемые ими граничные слои, играющие ведущую роль в механизмах смазывания при граничном трении, существенно отличаются. Однако, несмотря на то, что исторически основные представления о структуре граничных слоев были получены при изучении жирных кислот и их триглицеридов, с середины 50-х годов прошлого столетия исследования в этой области практически не велись. С учетом этого, а также принимая во внимание современные тренды в области создания смазывающих материалов и возможности новых методов исследований, изучение свойств тонких слоев триглицеридов на поверхностях трения представляется актуальным для развития теоретических и прикладных задач трибологии.

Цель работы заключается в оценке основных геометрических, структурных и механических свойств граничных слоев растительных масел.

Материалы и оборудование. Исследовались образцы подсолнечного, кукурузного, рапсового и льняного пищевых масел. Выбор масел пищевого качества был обусловлен стабильностью их жирнокислотного состава, нормируемого соответствующими ГОСТ. Индустриальное масло И-20А использовалось для сравнения.

Граничные слои масел формировались на предварительно обезжиренных стеклянных пластинах. Проба масла ~0,2 мл распределялась по поверхности пластины с последующим удалением излишков фильтровальной бумагой. Толщины граничных слоев измерялись по методу, предложенному авторами [3] на микроинтерферометре МИИ-4 по искривлению полос в зоне контакта сферического индентора со стеклянной пластиной.

Жирнокислотный состав масел оценивался на газовом хроматографе Кристалл-5000 (Хроматек, Россия) по ГОСТ 30418. Структура граничных слоев изучалась на рентгеновском дифрактометре APD-2000 Pro (GNR, Италия) анализом дисперсий частиц углерода, диоксида кремния и бронзы в растительных маслах. Механические свойства граничных слоев оценивались по зависимостям сила-глубина внедрения сферического индентора в тонкие слои масел на стеклянных подложках с помощью адгезиометра АДМ-03 (ИММС НАН Беларуси) при точности отсчета расстояний 5,0 нм и сил 1,0 мкН [4].

Результаты и их обсуждение. Химический анализ показал незначительную вариабельность жирнокислотного состава масел от различных производителей (табл. 1). Средняя длина (La) алкильных радикалов триглицеридов практически не отличается, составляя 17,8 метильных групп на молекулу. Наименьшее число (Ln) ненасыщенных связей в расчете на одну молекулу имеет рапсовое масло (1,35), наибольшее – льняное (2,50).

Таблица 1. **Состав растительных масел, масс.%**

Состав	Растительное масло			
	Подсолнечн.	**Кукуруза**	**Рапс**	**Лен**
C16:0. palmitic	7.6	12.3	6.1	5.6
C18:0, stearic	3.5	2.0	1.6	3.4
C18:1. oleic	24.8	29.0	54.6	15.3
C18:2. linoic	61.5	54.2	20.0	14.0
C18:3, linolenic	—	1.0	10.0	60.5
La		17.8	17.9	17.8
Ln	1.51	1.43	1.35	2.5

Примечание. Только вещества с концентрацией > 1 мас.%

Оценка структурных характеристик показала, что граничный слой состоит из упорядоченных слоев с межплоскостным расстоянием 0,39-0,42 нм на всех образцах, за исключением алюминия. Это существенно больше теоретической оценки, которая для триглицеридов жирных кислот составляет величину менее 0,3 нм. Однако значительная ширина пиков и их асимметрия свидетельствует, что наблюдаемое расхождение, скорее всего, связано с несовершенством структуры граничного слоя и различием триглицеридов.

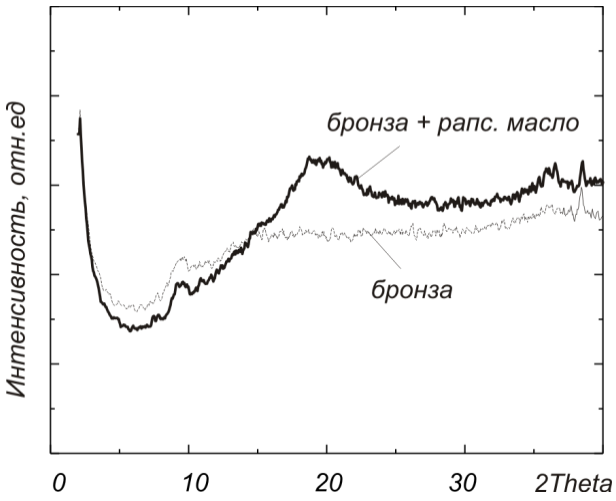


Рис. 1. **Дифрактограммы частиц бронзы**

Модуль упругости граничных слоев определялся при анализе кривых нагружения сферическим индентором диаметром 4 мм чистой стеклянной пластины и с пластины с нанесенным на нее граничным слоем масла (рис.2).

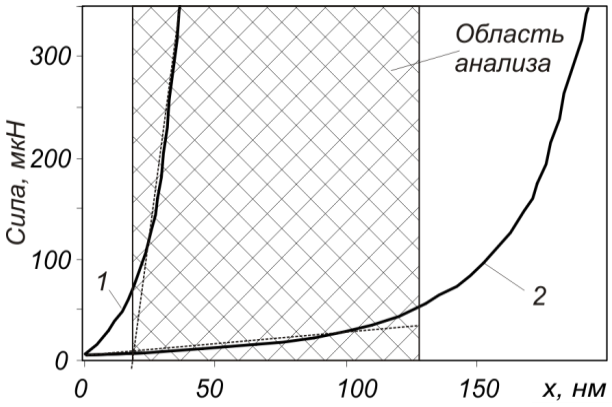


Рис. 2. **Зависимости сила-внедрение сферического индентора в чистую пластину (1) и пластину с граничным слоем (2)**

Оценка отличий углов наклона кривых нагружения позволила оценить модуль упругости величиной около 2 ГПа, что приблизительно соответствует механическим характеристикам льда при 0 °С.

Оценочный характер полученной величины обусловлен нелинейностью нагрузочной зависимости граничного слоя, что позволяет говорить о его вязкоупругих свойствах. С этой точки зрения, полученные результаты можно использовать для анализа механического поведения контактной системы только в области начального нагружения. Очевидно, что дальнейшие исследования должны основываться на полиномиальной, а не линейной аппроксимации нагрузочной характеристики.

Измеренные толщины граничных слоев на стеклянной подложке составляют 100-300 нм, что более чем в два раза превышает толщину пленки минерального масла И-20А. Схема эксперимента представлена на рис. 3

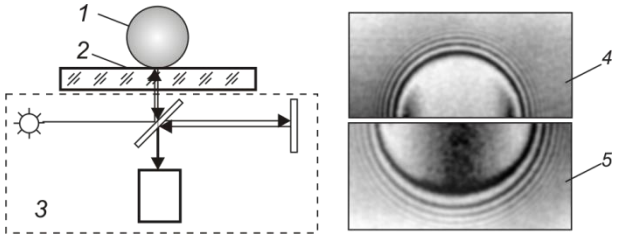


Рис. 3. **Определение толщины граничного слоя: 1 – шарик; 2 – стеклянная пластина; 3 – интерферометр; 4,5 – интерференционные картины чистой пластины и пластины с граничным слоем**

Значительный разброс полученных данных обусловлен тем, что изучаемый граничный слой не является мономолекулярным. Эти значения хорошо согласуются с проведенными авторами результатами измерений расстояний, на которых действуют межмолекулярные силы [4]. Очевидно, что потеря упорядоченности в мультимолекулярных граничных слоях и обуславливает их вязкоупругое поведение под нагрузкой.

Заключение. Граничный слой растительных масел на твердых телах может быть представлен в виде упорядоченной структуры триглицеридов с межплоскостным расстоянием от 0,39 до 0,42 нм, толщиной 100-300 нм и модулем упругости около 2,0 ГПа

Работа выполнена при финансовой поддержке Белорусского фонда фундаментальных исследований (номер проекта Т17-053).

[1] Lindemann L. The Lubricants Industry in (E)Motion: E-Mobility, Technology, Sustainability // Proc. of 21 Int. Colloquim Tribology. – Esslingen. – 9-11.01.2018, 2–4
[2] Directive 2009/28/EC 23.07.2009
[3] Galda L. An Examination of Oil Film Thickness In a Ball-On-Disk Assembly // Tribologia. – 2016, No 6, 46-56
[4] Григорьев, А.Я., Дубравин А.М., Ковалев А.В., и др. Измерение аттракционного взаимодействия технических поверхностей // Трение и износ. – 2003, №4, 405-412.

АНТИФРИКЦИОННЫЕ СМАЗКИ

Гришин Н.Н., Орешенков А.В., Степанова С.Е.

E-mail: 25gosniihim@mil.ru

ФАУ «25 ГосНИИ химмотологии Минобороны России», Москва, Россия.

Приведены состав, свойства и назначения антифрикционных смазок общего назначения многоцелевых, морозостойких, химически и радиационностойких, приборных, индустриальных, электроконтактных, автомобильных, железнодорожных, морских, авиационных, космических, буровых смазок.

Ключевые слова: антифрикционные смазки, состав, свойства, назначение, технические узлы трения, условия эксплуатации.

ANTIFRICTION GREASES

Grishin N.N., Oreshenkov A.V., Stepanova S.E.

The article presents the composition, properties and purpose of the antifriction greases. Such antifriction greases are designed for general purpose, multipurpose, frost-resistance and radiation-resistance, instruments, industrial purpose, electro-contact, automobiles, railway, sea, aviation, space and boring.

Keywords: antifriction greases, composition, properties, purpose, technical friction assemblies, operation conditions.

Антифрикционные смазки – пластичные смазки, предназначенные для уменьшения и предотвращения износа трущихся деталей, снижения трения скольжения и трения качения. Наиболее распространенная группа смазок (около 80% от общего объема производства). Антифрикционные смазки применяют в узлах трения всех видов, кроме скоростных подшипников, редукторов и механизмов с циркуляционной смазочной системой, где вместо них используют масла смазочные. Антифрикционные смазки общего назначения для обычных температур (солидолы) получают загущением нефтяных масел вязкостью от 20 до 50 мм^2/с при температуре 50°С Са-мылом (10–15% масс.) на основе жиров (солидол Ж) или СЖК (солидол С). Выпуск солидолов в различных странах составляет от 30 до 70% объема производства всех антифрикционных смазок. Они водостойки, имеют низкую температуру каплепадения (75–100°С), хорошие противоизносные свойства и применяются при невысоких скоростях, нагрузках и температурах от минус 30 до 70°С. Антифрикционные смазки общего назначения для повышенных температур (консталины) приготовляют загущением нефтяных масел Na-мылами. Они неводостойки, работоспособны до 110–120°С, поэтому заменяются многоцелевыми антифрикционными смазками, получаемыми в основном загущением нефтяных масел вязкостью 50 мм^2/с при температуре 50°С Li-мылом 12-оксистеариновой кислоты. В многоцелевые антифрикционные смазки вводят присадки антиокислительные, антифрикционные и др.

Многоцелевые антифрикционные смазки Литол-24, рабоче-консервационная смазка Литол-24РК (с хорошими защитными свойствами благодаря введению в ее состав присадок антикоррозионных), Фиол-1, Фиол-2, Фиол-2М, БНЗ-3, Алюмол и др. используют во всех основных узлах трения. Они водостойки, механически стабильны, характеризуются высокой температурой каплепадения (170–200°С). Литол-24 (Литол-24 РК) заменяет практически все смазки общего назначения. Термостойкие антифрикционные смазки готовят главным образом на основе масел синтетических (полиорганосилоксановых, перфторалкилполиэфирных) и на основе вязких нефтяных масел. Загущают их комплексными Са-мылами высоко- и низкомолекулярных кислот (ЦИАТИМ-221, ВНИИ НП-207, ВНИИ НП-219, Униол-2М/1 и др.), полимочевиной (Полимол и др.), силикагелем (Графитол, Аэрол, БНЗ-4, Силикол и др.), сажей и графитом (ВНИИ НП-231, ПФМС-4с и др.), пигментом (ВНИИ НП-235, ВНИИ НП-246 и др.), полимерами (ВНИИ НП-233, ВНИИ НП-269 и др.). Эти смазки применяют при температурах до 250°С, кратковременно (до 10 ч) – до 350°С.

Морозостойкие антифрикционные смазки получают загущением нефтяных и синтетических масел, имеющих небольшую вязкость при низких температурах в основном Li-мылами стеариновой и 12-оксистеариновой кислот (ЦИАТИМ-201, Лита, Зимол, ВНИИ НП-271 и др.), а также церезином (ГОИ-54п), смесью Ba- и Al-мыл стеариновой кислоты и церезином 80 (смазки МС-70, МУС-3А) и Al-мылом СЖК в смеси с церезином 75 (смазка М3). Их используют в маломощных механизмах при температурах до минус 60°С, а иногда и при более низких температурах. Противозадирные антифрикционные смазки (ЛС-1п, Лимол, ВНИИ НП-225, ВНИИ НП-232 и др.) содержат эффективные присадки или антифрикционные твердые добавки (дисульфид молибдена, графит, политетрафторэтилен и т.д.). Их применяют в тяжелонагруженных подшипниках скольжения и качения. В особых случаях используют противоизносные, приработочные пасты, содержащие до 60–70% дисульфида молибдена.

Химически стойкие антифрикционные смазки инертны к газообразному и жидкому кислороду,

серной и азотной кислотам, аминам, гидразинам и другим агрессивным средам. Их получают загущением фторорганических жидкостей, синтетических углеводородных масел (реже – масел белых) силикагелем (смазки ВНИИ НП-245, ВНИИ НП-279, ВНИИ НП-294, ВНИИ НП-298 и др.), галогеноуглеродами (смазки № 8, фтороуглеродная 3Ф, КСТ и др.). Широко применяется относительно дешевая углеводородная смазка ЦИАТИМ-205, ограниченно стойкая к окислителям. Особо стойки к окислителям, аминам и иным коррозионноактивным средам антифрикционные смазки на основе перфторалкилполиэфиров, загущенных неорганическим загустителем (ВНИИ НП-280, ВНИИ НП-282, ВНИИ НП-283, Криогель и др.); их применяют, напр., в кислородно-дыхательной аппаратуре, насосах для окислителей и ракетных топлив.

Радиационно-стойкие антифрикционные смазки приготавливают загущением бентонитом ароматизированных нефтяных масел (ВНИИ НП-273 и др.) или перфторалкилполиэфиров силикагелем (ВНИИ НП-275 и др.). Они стойки при поглощенных дозах излучения до 10^6–10^7 Гр, в то время как обычные смазки – до $5\cdot10^3$–10^4 Гр.

Приборные смазки получают загущением маловязких нефтяных масел, полисилоксановых жидкостей, эфиров сложных и их смесей Li-мылами стеариновой кислоты и касторового масла, Al-мылами СЖК фракции C_{10}–C_{16}, комплексными Na-мылами стеариновой кислоты и нитрата натрия, углеводородами твердыми и смесями указанных дисперсных фаз с добавлением антиокислительных присадок и, реже, твердых антифрикционных добавок. Применяют в узлах трения электромеханических (ОКБ-122.7, ЦИАТИМ-202 и др.) и оптических (ВНИИ НП-290, ВНИИ НП-299 и др.) приборов, в гиромоторах (ВНИИ НП-223, ВНИИ НП-228, ВНИИ НП-260, ВНИИ НП-270, ВНИИ НП-271, ВНИИ НП-286, ВНИИ НП-299 и др.) и точных механизмах, включая часы и телефоны (Часовая РС-1, ЛПИ-7 и др.), в интервале температур от минус 80 до 150°С. Различают также несколько групп специализированных антифрик-ционных смазок: индустриальные для металлургического оборудования (ИП-1Л, ИП-13, Униол-2М и др.) и для скоростных шпинделей (АКС-2, КБС, Старт, Сиол и др.); для электрических машин (ВНИИ НП-242, ЭШ-176, СВЕМ, Фиол-4, ЛДС-1, ЛДС-3 и др.); электроконтактные (ВНИИ НП-248, ВНИИ НП-502, Электра-1 и др.); автомобильные (Литин-2, Литол-459/5, АМ-карданная, ЛСЦ-15, ШРБ-4, ШРУС-4, №158, Фиол-2у и др.); железнодорожные (ЛЗ-ЦНИИ, ЖРО, Кулисная ЖК, ЦНИИ-КЗ, ЖТ-72, ЖТ-79Л, ЖР, Контактная и др.); морские (АМС-1, АМС-3, МС-70, МУС-3а, М3 и др.); авиационные (Эра, Атланта, Сапфир, СЭДА и др.); космические (ВНИИ НП-213, ВНИИ НП-257, ВНИИ НП-258, ВНИИ НП-274, ВНИИ НП-293 и др.); буровые (Долотол Н, Долотол НУ, Долотол АУ, Геол-1, Пластол и др.). Наряду с антифрикционными смазками, в мощных редукторах широко используют полужидкие смазки, представляющие собой также, как и пластичные смазки, коллоидные системы, состоящие из дисперсионной среды, дисперсной фазы, присадок и добавок. Однако они слабо структурированы, не проявляют свойств твердого тела, растекаются под действием собственной массы, сбрасываются инерционными силами с движущихся деталей, но не вытекают из плохо герметизированных, в силу конструкционных особенностей, агрегатов. Полужидкие антифрикционные смазки приготовляют, как правило, загущением нефтяных масел (иногда в смеси с синтетическими): Ca-мылами нафтеновых кислот и СЖК, кислот окисленного петролатума (ЦИАТИМ-208, Шахтол-У, Шахтол К и др.); Li-мылом 12-оксистеариновой кислоты (Трансол 100, Трансол 200, ЛЗ-ПЖЛ-00 и др.); комплексным Li-мылом низко- и высокомолекулярных кислот (Редуктол-М, Редуктол и др.); Na-мылом жирных кислот растительных и природных жиров (СКП-М, Трансол-РОМ и др.); октолом и гудроном (СТП-Л, СТП-3 и др.); октолом и битумом (ОЗП-1) с добавлением присадок вязкостных, присадок адгезионных, антиокислительных и других, а также присадок противозадирных, присадок противоизносных и твердых добавок. Как правило, полужидкие антифрикционные смазки обладают хорошими смазывающими характеристиками, высокой влагостойкостью и химической стабильностью. Обеспечивают длительную работу, например, тяговых редукторов локомотивов (до 1,8 млн км), тяжелонагруженных (с контактными нагрузками в зубчатых зацеплениях до 2500 МПа) зубчатых и червячных редукторов гусеничной и железнодорожной техники, горного, металлургического и др. промышленного оборудования в интервале температур от минус 50 до 150°С [1, 2]. Мировое производство антифрикционных смазок составляет 850–900 млн т в год. Общее число марок антифрикционных смазок, вырабатываемых в разных странах, достигает 7000, в РФ – около 200. Их выпускают предприятия нефтеперерабатывающей, химической и нефтехимической промышленности, приборостроения, Министерства транспорта РФ и др. Главные области потребления (более 50% от выпуска) – промышленное оборудование, автомобильный транспорт, сельскохозяйственная техника.

[1] Синицын В.В. Пластичные смазки в СССР. 2-е изд., пер. и доп. – М.: Химия, 1984. – 192 с.
[2] Гришин Н.Н., Середа В.В. Энциклопедия химмотологии. — М.: Издательство «Перо». — 2016, 960 с.: ил.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНАШИВАНИЯ ХРОМОВАНАДИЕВЫХ СПЛАВОВ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ С УДАРОМ ПО АБРАЗИВНОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Грядунов С.С., Капустин В.В.

E-mail: vovakapustin1990@mail.ru

Брянский Государственный Технический университет, Брянск, Россия;
Научно-исследовательская лаборатория инженерии материалов и адаптивных технологических систем.

Рассмотрены вопросы изнашивания хромованадиевых сплавов при трении с ударом по абразивной поверхности. Выявлены механизмы изнашивания и влияние структуры сплавов и режимов испытаний на их износостойкость.

Ключевые слова: изнашивание, структура, абразив, механизм, материал, износостойкость, сплав.

STUDY OF THE WEAR OF CHROMIUM-ALUMINUM ALLOYS UNDER FRICTION CONDITIONS WITH IMPACT ON THE ABRASIVE SURFACE

Grydunov S.S., Kapustin V.V.

The problems of wear of chromium-vanadium alloys in friction with impact on the abrasive surface are considered. The mechanisms of wear and the influence of the structure of alloys and test regimes on their wear resistance are revealed.

Keywords: wear, structure, abrasive, mechanism, material, wear resistance, alloy.

Повышение износостойкости деталей, работающих в условиях воздействия абразива, является важной народохозяйственной задачей. В настоящее время накоплен обширный экспери-ментальный материал на основе исследований отечественных и зарубежных учёных, позволяющий достигать определенных успехов в решении этой задачи. Несмотря на это, при анализе трибоматериаловедческой системы «износостойкий материал-условия изнашивания- изнашивающая среда» с целью обеспечения максимальной износостойкости исследователи применяли разные методы и получали существенное различие в рекомендациях по химическому составу, физико- механическим свойствам, структурно- фазовому составу и т.д. Возникающие разногласия в оценке оптимальных параметров системы, возможно, связаны с тем, что разрабатывали износостойкие материалы для частных случаев условий работы конкретных деталей. В то же время процесс изнашивания охватывает совокупность сложных явлений, происходящий при различном взаимодействии поверхностных слоёв металла с изнашивающей средой в определённых условиях эксплуатации.

Поэтому перспективным направлением в решении задачи повышения износостойкости деталей является создание новых износостойких материалов, свойства и структура которых могут корректироваться в зависимости от условий изнашивания.

Наиболее резко снижается износостойкость деталей ходовой части и рабочих органов различных машин вследствии контактирования с абразивными частицами в условиях климатически низких температур.

Повышение долговечности указанных деталей возможно путём применения высокоизносостойких материалов и использования эффективных упрочняющих технологий. В качестве таких материалов рассматривали хромованадиевые сплавы (табл. 1), в которых реализуется эффект композиционного упрочнения за счёт объёмного армирования матрицы сплавов карбидной фазой в виде дендритообразного каркаса, вследствие чего обеспечивается высокий комплекс механических и противоизносных свойств [1,2]. Количество карбидной фазы в сплавах с различной матрицей соответствует верхней и нижней границе диапазона содержания углерода, в котором наблюдается эффект композиционного упрочнения.

Таблица 1. **Свойства хромованадиевых сплавов**

Обозначение	**Тип основы**	**Количество карбидной фазы, %**	**Тип карбидов**	**Твёр-дость HRC$_э$**
230Х8Ф7С2Г6	аустенитная	21	МС+M_7C_3	51-53
280Х8Ф7С2Г6	аустенитная	26	МС+M_7C_3	51-53
300Х8Ф7С2Г4	мартенситно-аустенитная	28	МС+M_7C_3	58-60
360Х9Ф7С2Г4	мартенситно-аустенитная	34	МС+M_7C_3	58-60
180Х8Ф8С3М3	мартенситная	14	МС	61-63
220Х8Ф8С3М3	мартенситная	19	МС	61-63

На основании результатов многочисленных исследований установлено, что наиболее характерным видом изнашивания деталей строительно-дорожной техники является такое изнашивание, которое можно характеризовать как трение с ударом по абразивной поверхности.

Для испытаний указанных материалов была разработана установка, которая позволяет испытывать на изнашивание в условиях трения с

ударом по абразивной поверхности при нормальных и климатически низких температурах.

Сущность испытаний на изнашивание при трении с ударом по абразивной поверхности при температурах до 173 К состоит в том, что охлаждённый до требуемой температуре образец истирается под давлением движущейся с заданной скоростью абразивной ленты, температура которой поддерживает нормальной. Давление на образец обеспечивается контробразцом за счёт веса вала и установленных на нём сменных грузов. Контробразец дополнительно периодически поднимается на высоту, заданную кулачком, и обеспечивает удар по образцу через движущую абразивную ленту.

Относительная износостойкость оценивается путём сравнения износа исследуемых и контрольных образцов, при этом последние испытывались в идентичных условиях, но при нормальных температурах.

Кинематическая схема установки для испытаний на изнашивание приведена на рис. 1.

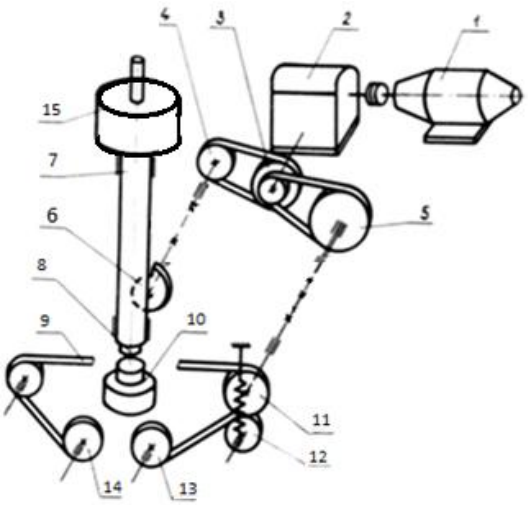


Рис. 1. **Кинематическая схема установки для испытаний на изнашивание при трении с ударом по абразивной поверхности.**

Вращение от электродвигателя постоянного тока 1 подаётся через червячный редуктор 2 на шкивы 3,4 и 5. Посредством шкива 4 вращается кулачок 6, поднимающий на заданную высоту шпиндель 7 со сменными грузами 15 и обеспечивающий их свободное падение и удар контробразца 8 по образцу 10 через абразивную ленту 9. Вращением обрезиненного ролика 11 и прижимного ролика 12 обеспечивается непрерывное движение ленты 9 с подающей 14 на приёмную 13 кассеты.

Охлаждение образца обеспечивается подачей охлаждающей среды, в качестве которой используется жидкий азот. Температура испытаний задаётся термопарой, зачеканенный в образце. Температура образца до 173 К в процессе испытаний обеспечивается блоком автоматического поддержания температуры рис. 2.

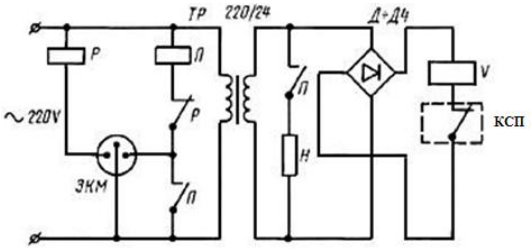


Рис. 2. **Электрическая схема блока**

При работе блока ток через систему контактов магнитного пускателя П, электроконтактного манометра ЭКМ и реле Р поступает на спираль нагревателя Н, установленного в сосуде Дьюара. Испаряясь, азот создаёт автоматически поддерживаемое ЭКМ избыточное давление от 30 до 40 кПа, под действием которого охлаждающая среда по системе трубопроводов поступает через магнитный клапан V в охлаждённую камеру. Регулирование частоты и интенсивности подачи охлаждающей среды с помощью клапана V и контроль температуры образца с одновременной её записью на диаграммной ленте осуществляются потенциометром типа КСП, соединённым с установленной в образце термопарой. Для обеспечения безопасности работы в случае превышения давления в сосуде Дьюара свыше 50 кПа должен быть предусмотрен сброс давления через аварийный клапан.

Блок работает в автоматическом режиме и обеспечивает относительную погрешность температуры испытаний не более 5 К.

В качестве абразивной поверхности использовали тканевую шлифованную ленту по ГОСТ 5009-82 зернистостью 20Н. Привод обеспечивает скорость скольжения образца по абразивной поверхности в пределах от 0,1 до 0,5 м/с. Механизм нагружения позволяет изменять давление на образец в пределах от 0,1 до 1 МПа и энергию удара от 1 до 7 Дж/см^2.

Для испытаний использовались образцы квадратичного сечения размером 7 мм и длинной 25. В качестве контрольных использовали образцы из отожжённой стали 45 твёрдостью 200-220 HV.

С целью выявления механизма изнашивания проводили топографические исследования изношенных поверхностей образцов на растровом электронном микроскопе «Camscan- 4DV» с микроанализатором. Анализ формирования рельефа поверхности изнашивания проводили на образцах с полированной поверхностью, рассматривая начальную стадию их приработки.

Анализ изнашивания материалов при трении с ударом по абразивной поверхности целесообразно проводить, рассматривая различные сочетания параметров абразивного и ударно- абразивного изнашивания. В результате анализа литературы [3] и предварительных исследований изношенных

поверхностей было установлено, что для материалов аналогичной твёрдости существует три области значений пути трения, в каждой из которых можно условно принять в качестве основного определённый вид изнашивания. Если при изнашивании трением с ударом по абразивной поверхности путь трения не превышает 4-5 мм, то можно считать, что определяющим является ударно-абразивное изнашивание, если путь трения более 30 мм- абразивное изнашивание. Указанные границы перехода из одной области значений в другую условны и зависят от вида абразива, степени его закреплённости, соотношения твёрдостей материала и абразива и т.д. [3]

На основании вышеизложенного, износостойкость сплавов исследовали при энергиях удара 2 Дж/см^2 и 7 Дж/см^2, давлениях 0,3 МПа и 1 МПа и пути трения 10 мм и 25 мм. (рис. 3) Установлено, что при небольшой нагрузке (энергия удара 2 Дж/см^2, давление 0,3 МПа) и пути трения 10 мм наиболее высокой износостойкостью обладают сплавы с мартенситно- аустенитной основой.

Аналогичный ряд износостойкости материалов при некотором увеличении её значений получен в случае изнашивания при той же нагрузке и пути трения 25 мм. В обоих случаях сопротивление изнашиванию определяется прочностными свойствами материалов. Ударное воздействие абразивных частиц облегчает процессы стружкообразования и трещинообразования в поверхностных слоях материалов, однако абразивное изнашивание можно считать ведущим при принятых режимах испытаний. Увеличение содержания карбидной фазы в сплавах в обоих случаях приводит к росту их износостойкости.

Наиболее высокую износостойкость при значениях удара 7 Дж/см^2, давлении 1 МПа и пути трения 10 мм имеют сплавы с аустенитной основой. В этом случае износостойкость в значительной мере зависит от способности материала сопротивляться хрупкому разрушению. Интенсивность разрушения поверхности абразивом вызывает резкое увеличение износа материала. Это связано, видимо, с тем, что предразрушенный вследствие ударного нагружения материал поверхностного слоя легко удаляется истирающими абразивными частицами. При таком режиме испытаний ведущим процессом можно считать ударно-абразивное воздействие. Увеличение содержания карбидной фазы в сплавах приводит к снижению их износостойкости.

Испытаниями на изнашивание при энергиях удара 7 Дж/см^2, давлении 1 МПа и пути трения 25 мм установлена примерно равная износостойкость сплавов с мартенситно- аустенитной и аустенитной основами. Сплавы с мартенситно-аустенитной основой обладают высокой абразивной износостойкостью, однако при такой энергии удара значительны процессы хрупкого разрушения поверхности изнашивания. Сплавы с аустенитной основой хорошо сопротивляются ударной нагрузке, однако легче истираются абразивными зёрнами. Увеличение содержания карбидной фазы в сплавах с аустенитной приводит к повышению износостойкости, в сплавах с мартенситно- аустенитной основой- к снижению износостойкости.

Топографические исследованиями поверхностей, изнашиваемых при трении с ударом по абразивной поверхности, установлено, что поверхности сплавов с мартенситной основой характеризуются мелкими прерывистыми царапинами и рисками, большим количеством лунок и различных дефектов, частично заполненных раздробленными абразивными частицами. Образующиеся лунки имеют развитые очертания, по периметру дефектов зарождаются хрупкие микротрещины. Видимо, ударное воздействие

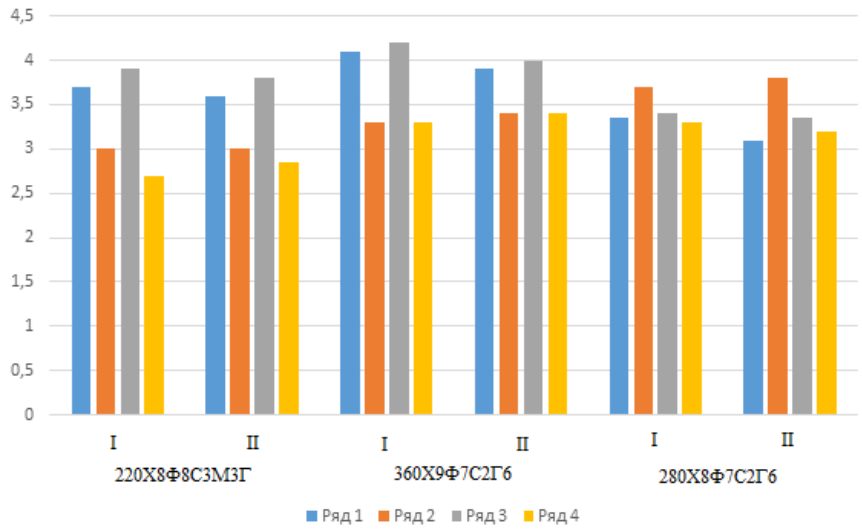


Рис. 3.- **Значение износостойкости материалов при изнашивании трением с ударом по абразивной поверхности при различном сочетании энергии удара E, пути трения L и давления P:** Ряд 1- E=2 Дж/см^2; L= 10 мм; P= 0,3 МПа; Ряд 2- E= 7 Дж/см^2; L=10 мм; P=1,0 МПа; Ряд 3- E= 2 Дж/см^2; L= 25 мм; P=0,3 МПа; Ряд 4- E= 7 Дж/см^2; L= 25 мм; P= 1,0 МПа; I- температура 273 К; II- темпертура 213 К.

абразива вызывает явление квазискола в микрообъёмах мартенситной основы.

Поверхности изнашивания сплавов с мартенситно-аустенитной основой отличаются более сглаженным рельефом. Риски и царапины неглубокие, часто волнистые, прерывистые, что связано с изменяющимся сопротивлением гетерогенной структуры абразивным частицам. Лунки на поверхности имеют более ровный очертания, наблюдаются мелкое шаржирование частицы.

На поверхности сплавов с аустенитной матрицей наблюдаются глубокие и ровные риски и царапины. Ударное воздействие абразива не вызывает процессов хрупкого разрушения в аустенитной основе сплава. В результате внедрения абразива в поверхностных слоях происходит сдвиговые процессы, связанные с выдавливанием микрообъёмов материала основы, которые впоследствии удаляются истирающими абразивными частицами.

Исследования изнашивания материалов при температуре 213 К показало, что их износостойкость с понижением температуры меняется незначительно. Сходство механизмов изнашивания материалов подтверждается исследованиями топографии изношенных поверхностей. Следовательно, литые детали и детали наплавками такими материалами на рабочих поверхностях перспективны для работы в условиях низких температур.

В результате проведенного анализа рельефа изношенных поверхностей сплавов установлено, что изнашивание можно рассматривать как сумму процессов, происходящих при изнашивании в условиях только трения и только удара. Поэтому для установления характеристик, ответственных за износостойкость сплавов, целесообразно изучать их изнашивание отдельно в условиях абразивного и ударно-абразивного изнашивания.

Из результатов проведённых исследований следует, что хромованадиевые чугуны обладают высокой износостойкостью и могут быть рекомендованы к применению с целью повышения износостойкости деталей землеройных и строительно-дорожных машин.

[1] Жуков А.А., Сильман Г.И., Фрольцов М.С. Износостойкие отливки из комплексно- легированных белых чугунов. - М.: Машиностроение, 1984. - 103 с.
[2] Сильман Г.И., Памфилов Е.А., Грядунов С.С., А.И. Грувман Влияние структуры белых хромованадиевывх чугунов на их износостойкость // Металловедение и термическая обработка металлов. - 2007. - №8. - С. 32-36.
[3] Титовский Н.Н. Исследование абразивной износостойкости сталей: автореф. дис. канд. тех. наук - Томск, 1974- 28с.

ДЕФОРМАЦИОННО-ТОПОГРАФИЧЕСКИЙ МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СТРОИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

[1]Густов Ю.И., [1]Воронина И.В.

E-mail: VoroninaIV@mgsu.ru

[1] Национальный исследовательский московский государственный строительный университет, Москва, Россия.

Для оценки износостойкости материалов предложены комплексные критерии, включающие парциальный микроизнос, коэффициент трения и коэффициент полезного действия; относительную твердость контактирующих тел, парциальный микрометалл и показатель фрикционной усталости материалов. Приведены результаты триботехнических исследований дробящих плит щековой дробилки и ножей дорожной фрезы.

Ключевые слова: поверхности трения, упрочнение, коэффициент трения.

DEFORMATION-TOPOGRAPHIC METHOD OF RESEARCH OF TRIBOTECHNICAL INDICATORS OF CONSTRUCTION EQUIPMENT

Gustov Yu. I., Voronina I. V.

To assess the wear resistance of materials, complex criteria are proposed, including partial micro-wear, coefficient of friction and coefficient of efficiency; the relative hardness of the contacting bodies, the partial micrometal, and the frictional fatigue index of the materials. The results of tribotechnical studies of jaw crushers and knives of a road mill are presented.

Keywords: friction surfaces, hardening, coefficient of friction.

Применительно к шероховатым поверхностям трения предложен деформационно-топографический метод, основанный на гипсоцентроидной и склеробатической моделях изнашивания [1]. Гипсоцентроидная модель отражает соотношение относительных величин микроизноса D_a (доли

впадин) и микрометалла D_m (доли выступов) в пределах базовой поверхности в нормализованной системе координат t_p–ε (рис.1).

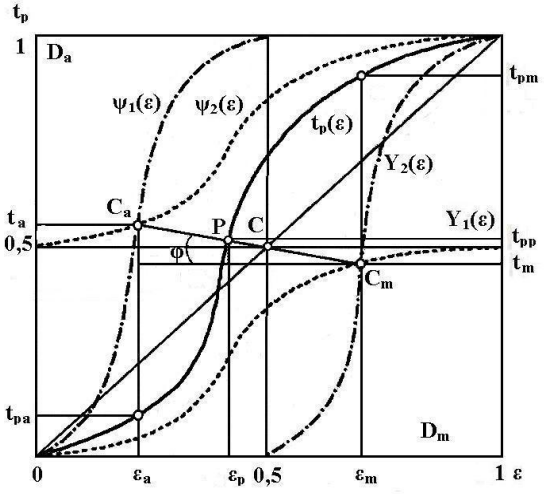


Рис. 1. **Гипсоцентроидная модель изнашивания**

Склеробатическая модель описывает экспоненциальный характер изменения микротвердости трущихся деталей в пределах активных подповерхностных слоев h_0 и мнимо-деструктивной толщины износа ($-h_a$). Рассматриваются случаи трибодеформационного упрочнения и разупрочнения подповерхностных слоев (рис. 2).

В общем случае распределение микротвердости описывается зависимостью

$$\mathrm{H_i} = H_0 e^{\alpha h/(h_0+h_a)}, \qquad (1)$$

где $\alpha = \ln K_a = \ln (H_a/H_0)$ – экспериментальный показатель.

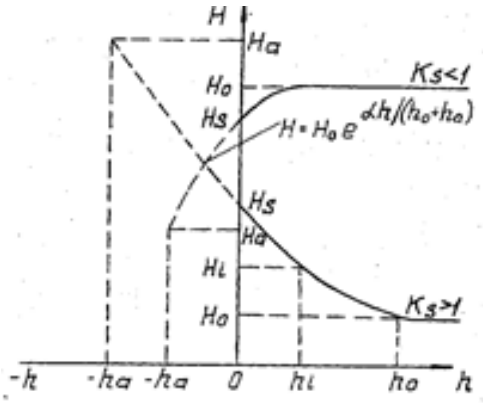


Рис. 2. **Склеробатическая модель изнашивания**

Для определения степени поверхностного трибодеформационного упрочнения используется формула вида

$$\mathrm{K_s} = H_s / H_0 = \left(D_{m\gamma} / D_m\right)^{D_m/D_a}, \qquad (2)$$

где $D_{m\gamma}$=0,618 – гармоническая величина в системе золотой пропорции [2].

Предельное трибодеформационное упрочнение (разупрочнение) можно оценить посредством выражений:

при $K_s > 1$

$$\mathrm{K_a} = H_a / H_0 = K_s\left[K_s^{0,5} + \left(K_s - 1\right)^{0,5}\right], \qquad (3)$$

при $K_s < 1$

$$\mathrm{K_a} = H_a / H_0 = K_s\left[K_s^{2} + \left(K_s - 1\right)^{2}\right]. \qquad (4)$$

Деструктивно-деформационный показатель равен

$$\mathrm{h_a} / h_0 = (\ln K_a / \ln K_S) - 1. \qquad (5)$$

В нормализованной системе координат «относительная опорная линия t_p – относительное сближение ε» тангенс угла наклона бицентроиды (линии C_aC_m) соответствует полному коэффициенту трения скольжения *f*:

$$f = tg\varphi = \left(t_a - t_m\right)/\left(\varepsilon_m - \varepsilon_a\right). \qquad (6)$$

Коэффициент трения (*f*) и его деформационная (f_d) и адгезионная (f_a) составляющие могут быть определены по зависимостям

$$f = (1 - D_a)^{1/D_a} = D_m^{1/D_a}; \qquad (7)$$

$$f_d = \mathrm{D_a} \cdot f;\ f_a = D_m \cdot f.$$

Фрикционные температуры на поверхности трения (T_S) и продуктов износа (T_a) можно оценить по формулам

$$T_S = T_0 + \Delta T_S = T_0 + \ln K_S / \lambda, \qquad (8)$$

$$T_a = T_0 + \Delta T_a = T_0 + \ln K_a / \lambda, \qquad (9)$$

где T_0 – температура окружающей среды, ΔT – приращение температуры вследствие трения и изнашивания, $\lambda = 2{,}15 \cdot 10^{-3}$, 1 / ºC – среднее значение температурного коэффициента для металлов [3].

Нормальная нагрузка на поверхность трения определяется по зависимости

$$\mathrm{N} = K_S H_0 \cdot t_{PP} \cdot D_a B R_{\max}, \qquad (10)$$

где t_{pp} – относительная опорная линия при полюсном сближении ε_p равная $2D_m^{1/Da}$; B – ширина поверхности трения, R_{max} – максимальная высота неровностей шероховатого слоя.

Коэффициент полезного действия (КПД) трущихся тел определяется по формуле

$$\eta = 1/(1 + 2fL_\gamma / t_{PP}) \approx 1/(1 + L_\gamma), \qquad (11)$$

где L_γ – относительная длина кривой опорной линии (гипсограммы).

В качестве комплексных критериев износостойкости материалов предлагаются следующие:

$$\varepsilon = D_a f\eta, \quad \varepsilon = K_T D_m^t, \tag{12}$$

где $K_т$ – относительная твердость трущихся тел; t – показатель фрикционной усталости материала, определяемый по формуле (см. рис.1)

$$t = \ln(1/\varepsilon_a)/\ln(\varepsilon_p/\varepsilon_a). \tag{13}$$

Результаты отдельных триботехнических исследований приведены ниже.

Таблица 1. **Трибомеханические показатели наплавленных дробящих плит щековой дробилки**

Материал	L_γ	K_S	K_a	ΔT_S,°C	ΔT_a,°C	D_a	η,%
ВСН-9	1,557	1,31	2,23	124,5	373	0,561	39,1
ЭНУ-2	1,557	1,31	2,23	124,7	373	0,561	39,1
Т-590	1,653	1,05	1,35	29,0	139,6	0,408	37,7
КБХ-45	1,517	1,06	1,31	20,6	125,6	0,454	39,7

Установлено: наибольшие температуры при дроблении высокопрочной гранито-диоритной смеси имеют наплавленные металлы ВСН-9 и ЭНУ-2; меньшие температуры – наплавки Т-590 и КБХ-45. Меньшим степеням трибодеформационного упрочнения $K_з$ и K_a соответствуют меньшие фрикционные температуры. Значения КПД согласуются с величинами порядка 40% при изнашивании в условиях сухого трения [4].

Таблица 2. **Триботехнические показатели ножей дорожной фрезы**

Материал	H_0, ГПа	D_a	K_S	t_{PP}	R_{max}, мкм	N, Н	Δ, %
Сталь 45	2,25	0,45	1,51	0,50	28,60	536,2	16,3
110Г13Л	2,40	0,60	1,37	0,55	15,30	407,4	11,6
И-1	6,00	0,44	1,21	0,55	13,42	504,7	9,5
СКБ	5,00	0,60	1,19	0,50	10,46	454,2	1,5
ЦН-16	5,50	0,54	1,18	0,55	8,62	408,1	11,5
Э-3	4,60	0,42	1,21	0,58	12,4	412,0	10,6
Т-620	8,20	0,35	0,90	0,60	6,28	422,8	8,2

Полученные расчетные значения нормальной нагрузки N вполне удовлетворительно согласуются с эксплуатационными нагрузками (расхождение 1,5-16,3%).

Общий вывод: разработанный деформационно-топографический метод исследования триботехнических показателей подтвержден лабораторными, стендовыми, натурными испытаниями и может быть применен по целевому назначению.

[1] Густов Ю.И., Воронина И.В., Орехов А.А. Методология исследования трибомеханических показателей строительной техники // Механизация строительства. - 2001. - №8. - С. 10-12.
[2] Коробко В.И. Золотая пропорция и проблемы гармонии систем. - М.: Издательство АСВ стран СНГ, 1998. - 373 с.
[3] Физические величины: Справочник / Бабичев А.П, Бабушкина Н.А, Братковский А.М. и др. - М.: Энергоатомиздат, 1991. - 1232 с
[4] Чихос Х. Системный анализ в трибонике. - М.: МИР, 1982. - 351 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ ТРЕНИЯ УПРУГИХ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С ПОЗИЦИИ ЭЛАСТОГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ СМАЗКИ

[1]Данилов В.Д., [2]Усов П.П., [3]Шитов Г.М.

E-mail: danilovvd@mail.ru

[1]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия;
[2]НИИ МИЭТ, Москва, Зеленоград, Россия;
[3]НИТУ МИСиС, Москва, Россия.

Представлена математическая модель и система уравнений смазанных упругих шероховатых поверхностей для гидродинамического и смешанного режимов трения. Определены оптимальные параметры шероховатости.

Ключевые слова: контактное давление, толщина слоя смазки, гидродинамическое и смешанное трение.

INVESTIGATION OF FRICTION REGIMES OF ELASTIC ROUGH SURFACES FROM THE POSITION OF ELASTOHYDRODYNAMIC THEORY OF LUBRICANT

Danilov V.D., Usov P.P., Shitov G.M.

A mathematical model and a system of equations for lubricated elastic rough surfaces for the hydrodynamic and mixed friction modes are presented. The optimal parameters of roughness are determined.

Keywords: contact pressure, thickness of lubricant layer, hydrodynamic and mixed friction.

Рассмотрим стационарное качение со скольжением двух упругих цилиндров, разделенных слоем СМ, который считаем сжимаемой ньютоновской жидкостью. Для учета изменения вязкости жидкости с изменением давления используем модель Роланда [1]

$$\mu = \mu_0 \exp(\alpha p), \qquad (1)$$

где μ_0 – вязкость смазки при атмосферном давлении, p – давление в смазочном слое, α – пьезокоэффициент вязкости.

Зависимость плотности смазочного материала от давления примем в виде, предложенном в [2]:

$$\rho = \rho_0 \left(1 + \frac{C_1 p}{1 + C_2 p}\right), \qquad (2)$$

где ρ_0 – плотность СМ при атмосферном давлении, C_1, C_2 – константы.

Распределение давления в смазочном слое в гидродинамическом режиме определяем из нестационарного уравнения Рейнольдса [3]:

$$-\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\rho h^3}{12\mu}\frac{\partial p}{\partial x}\right) + u\frac{\partial(\rho h)}{\partial x} = -\frac{\partial(\rho h)}{\partial t}, \qquad (3)$$

где x – координата, положительное направление которой совпадает с направлением движения поверхностей тел, $u = (u_1 + u_2)/2$, u_1, u_2 – скорости движения поверхностей тел.

Толщину смазочного слоя с учетом упругих деформаций контактирующих тел в гидродинамическом режиме можно представить в виде [3]

$$h(x,t) = h_0(t) + \frac{x^2 - c^2(t)}{2R} + \frac{4}{\pi E'}\int_a^{c(t)} p(\xi)\ln\frac{c(t)-\xi}{|\xi - x|}d\xi + \\ + \varepsilon_1(x - u_1 t) - \varepsilon_1(c - u_1 t) + \varepsilon_2(x - u_2 t) - \varepsilon_2(c - u_2 t) \qquad (4)$$

где a и c – координаты входной и выходной граничных точек области, занимаемой смазочным слоем; $1/R = 1/R_1 + 1/R_2$, R_1, R_2 – радиусы контактирующих тел; E' – эквивалентный модуль упругости; h_0 – толщина смазочного слоя в выходной граничной точке смазочного слоя (в точке $x = c$), $\varepsilon_i(x,t)$, $i = 1,2$ – функции, определяющие шероховатость i-й поверхности.

В гидродинамическом режиме функции $\varepsilon_i(x - u_i t)$ принимаем в виде (регулярный рельеф)

$$\varepsilon_i(x - u_i t) = 2R_{q,i}\sin\left(2\pi\frac{x - u_i t}{\lambda_i} + \beta_i\right) \qquad (5)$$

где $R_{q,i}$ – высота микронеровностей i-й поверхности, λ_i – шаг микронеровностей i-й поверхности, β_i – фаза неровностей i-й поверхности.

В режиме смешанного трения распределение давления в смазочном слое определяется из усредненного по потоку смазочного материала при заданном распределении шероховатости уравнения, которое для стационарного случая имеет вид

$$\frac{d}{dx}\left(\phi\frac{\rho h^3}{12\mu}\frac{dp}{dx}\right) - u\frac{d(\rho h)}{dx} - u_s R_q\frac{d(\rho\phi_s)}{dx} = 0, \qquad (6)$$

где $u_s = (u_1 - u_2)/2$, R_q – средняя высота микронеровностей. Параметры ϕ, ϕ_s зависят от отношения h/R_q и от отношения $\lambda = \lambda_x/\lambda_y$, где λ_s – длина волны шероховатости по направлению движения поверхностей, λ_y – длина волны шероховатости по направлению, которое перпендикулярно направлению движения поверхностей. Выражение для ϕ можно принять в виде [4]

$$\begin{cases} \phi = 1 - C\exp\left(-r\dfrac{h}{R_q}\right), \ \lambda \le 1 \\ \phi = 1 + C\left(\dfrac{h}{R_q}\right)^{-r}, \ \lambda > 1 \end{cases} \qquad (7)$$

где коэффициенты C и r в зависимости от значений параметров $\lambda, \dfrac{h}{R_q}$ приведены в табл. 1 [4].

Таблица 1. **Значения коэффициентов *C* и *r* в зависимости от значений параметров λ, h/R_q**

λ	c	r	h/R_q
1/9	1.48	0.42	$h/R_q > 1$
1/6	1.38	0.42	$h/R_q > 1$
1/3	1.18	0.42	$h/R_q > 0.75$
1	0.9	0.56	$h/R_q > 0.5$
3	0.225	1.5	$h/R_q > 0.5$
6	0.52	1.5	$h/R_q > 0.5$
9	0.87	1.5	$h/R_q > 0.5$

Выражение для ϕ_s можно принять в виде [5]:

$$\begin{cases} \phi_s = A_1\left(\dfrac{h}{R_q}\right)^{\alpha_1}\exp\left[-\alpha_2\left(\dfrac{h}{R_q}\right) + \alpha_3\left(\dfrac{h}{R_q}\right)^2\right], \ \dfrac{h}{R_q} \le 5 \\ \phi_s = A_2\exp\left[-0.25\left(\dfrac{h}{R_q}\right)\right] \end{cases} \qquad (8)$$

где коэффициенты $A_1, A_2, \alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ зависят от значения параметра λ. Значения этих коэффициентов при различных значениях параметра λ приведены в таблице 2 [6].

В режиме смешанного трения выражение для толщины смазочного слоя будет иметь вид

$$h(x) = h_0 + \frac{x^2 - c^2}{2R} + \frac{4}{\pi E'}\int_a^c p(\xi)\ln\frac{c - \xi}{|\xi - x|}d\xi \qquad (9)$$

Для уравнения Рейнольдса должны быть заданы граничные условия. Принимаем обычные для теории смазки условия:

$$p(a)=0,\ p(c)=0,\ dp(c)/dx=0 \qquad (10)$$

Давление, развиваемое в смазочном слое, уравновешивает приложенную к цилиндрам нагрузку, т.е.

$$\int_a^c p(\xi,t)d\xi = W, \qquad (11)$$

где W – нагрузка на единицу длины цилиндров.

Таким образом в гидродинамическом режиме задача заключается в решении системы уравнений (1)-(5) при условиях (10), (11), а в режиме смешанного трения задача заключается в решении системы уравнений (1), (2), (6)-(9) при условиях (10), (11).

Для численного решения описанной системы уравнений они заменяются системой нелинейных алгебраических уравнений, которые решаются методом Ньютона. Система алгебраических уравнений получается заменой интегралов конечными суммами, а производных – конечными разностями.

Таким образом, формулируются системы конечно-разностных уравнений и уравнений конечных сумм, которые аппроксимируют исходную систему дифференциальных и интегральных уравнений.

Представленные ниже результаты численного анализа влияния шероховатостей на распределение контактного давления и толщины слоя смазки в контакте упругих тел позволяют спрогнозировать условия перехода упругогидродинамического режима трения в смешанный режим.

На рис. 1-5 представлены распределения контактных давлений и толщин смазочных слоев при различных числовых значениях контактных параметрах, высот и шагов неровностей поверхностей трения.

В конечном счёте, удаётся установить параметры шероховатости, которым соответствует гидродинамический или смешанный режим трения.

Анализ результатов представленных на рис. 1-3 указывает на следующее:

1. Деформации тел существенно уменьшают высоту неровностей в области высокого давления. При этом давление имеет максимум в области, в которой выступ шероховатости уменьшает толщину смазочного слоя, и минимум, где шероховатость способствует увеличению толщины смазочного слоя. Такое распределение давления приводит к тому, что при значениях параметров, приведенных на рис.1, при исходной шероховатости R_q = 0.2 мкм, колебания толщины смазочного слоя в области высокого давления не превышают 0.03 мкм, то есть почти в 7 раз меньше. В результате этого изменение толщины смазочного слоя в области высокого давления, обусловленное шероховатостью мало по сравнению со средним значением толщины в этой области.

2. Хотя пульсации толщины смазочного слоя в области высокого давления гасятся деформациями тел, пульсации распределения давления в этой области велики и они растут с ростом высоты микронеровностей. Когда высота микронеровностей достигает определенного значения, происходит разрыв смазочного слоя и контакт переходит в режим смешанного трения. Сказанное хорошо иллюстрируют результаты расчетов, приведенные на рис. 2 и рис. 3, на которых приведены зависимости $\tilde{h}(X)$ и $P(X)$ при $Q=400\ кН$, $V=5.2\ м/сек$, $\mu=0.03\ Па\cdot сек$, $\lambda=250\ мкм$, $R_q=0.2\ мкм$ (рис.1) и $R_q=0.3\ мкм$ (рис.2). Видно, что $R_q=0.2\ мкм$ локальные минимумы давления имеют порядок 400 МПа, а при $R_q=0.3\ мкм$ один из локальных минимумов имеет порядок нескольких МПа. Это означает, что более высокой высоте микронеровностей контакт переходит в режим смешанного трения.

3. Значение высоты микронеровностей R_q, при котором происходит переход из гидродинамического режима в режим смешанного трения, существенно зависит от шага микронеровностей. В этом можно убедиться, сравнивая результаты расчетов, приведенных на рис. 2 и рис. 3. Значения параметров, при которых были получены результаты, приведенные на рис. 10, указаны выше. На рис. 3 результаты получены при шаге микронеровностей $\lambda=500\ мкм$ и при тех же значениях остальных параметров, что и на рис. 9. Видно, что при шаге $\lambda=500\ мкм$ переход в режим смешанного трения происходит при высоте микронеровностей, выше $1\ мкм$, в тот время как при шаге микронеровностей $\lambda=250\ мкм$ переход в режим смешанного трения происходит при высоте микронеровностей порядка 0,3 мкм.

Таблица 2. **Значения коэффициентов A_1, A_2, α_1, α_2, α_3 при различных значения параметра λ**

λ	A_1	α_1	α_2	α_3	A_2
1/9	2.046	1.12	0.78	0.03	1.856
1/6	1.962	1.08	0.77	0.03	1.754
1/3	1.858	1.01	0.76	0.03	1.561
1	1.899	0.98	0.92	0.05	1.126
3	1.56	0.85	1.13	0.08	0.556
6	1.29	0.62	1.09	0.08	0.388
9	1.011	0.54	1.07	0.08	0.295

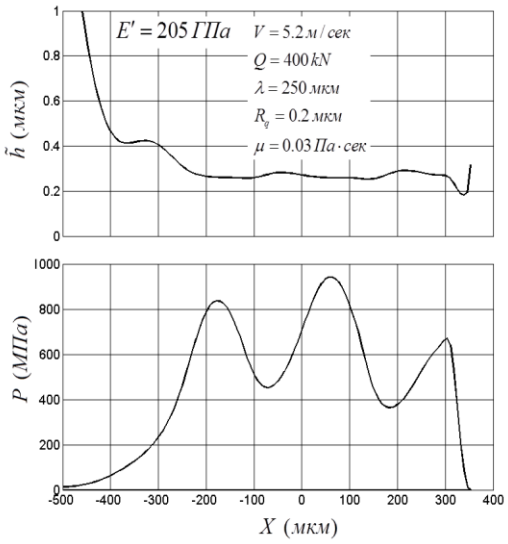


Рис. 1. **Распределения контактных давлений и толщин смазочных слоев**

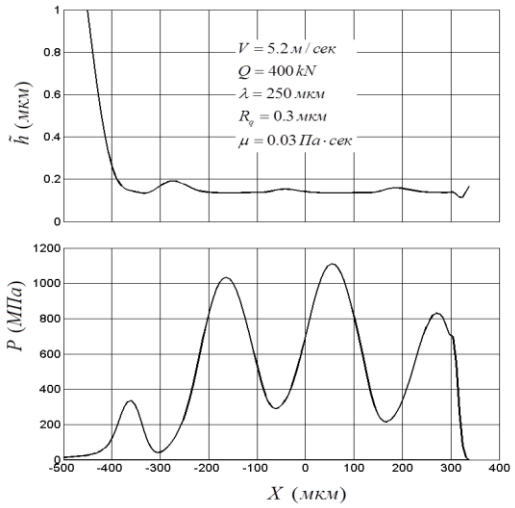


Рис. 2. **Распределения контактных давлений и толщин смазочных слоев**

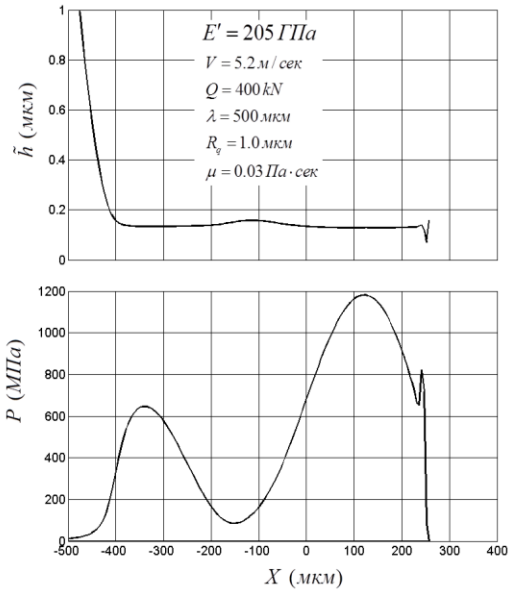


Рис. 3. **Распределения контактных давлений и толщин смазочных слоев**

4. Рост нагрузки приводит к уменьшению толщины смазочного слоя, но слабо влияет на высоту микронеровностей, при которой происходит переход в режим смешанного трения. Об этом свидетельствует сопоставление данных, приведенных на рис.3 с данными, приведенными на рис.4, на котором приведены результаты расчетов при $Q = 800\ кН$, что соответствует нагрузке 400 кГ при осевом размере b = 5 мм.

5. Уменьшение модуля упругости контактирующих тел приводит к увеличению размера области высокого давления и к повышению высоты микронеровностей, при которой происходит переход в режим смешанного трения.

В этом можно убедиться, сопоставляя результаты расчетов, приведенных на рис. 4 и на рис. 5. На рис. 5 приведены результаты расчетов для пары трения сталь-бронза с приведенным модулем упругости $E' = 110\ ГПа$. Видно, что пара сталь бронза переходит в режим смешанного трения при $R_q = 1.2\ мкм$, в то время как пара трения сталь-сталь переходит в режим смешанного трения при $R_q = 1.0\ мкм$.

Из приведенных результатов следует, что переход упругогидродинамического режима контакта двух смазываемых металлических тел диаметром 100 мм и с осевым размером 5 мм при смазке вязкостью $\mu_0 = 0.03\ Па \cdot сек$ в режим смешанного трения при $R_q = 0.3\ мкм$ (рис. 2), $R_q = 1.0\ мкм$ (рис. 3) и $R_q = 1.2\ мкм$ (рис. 5).

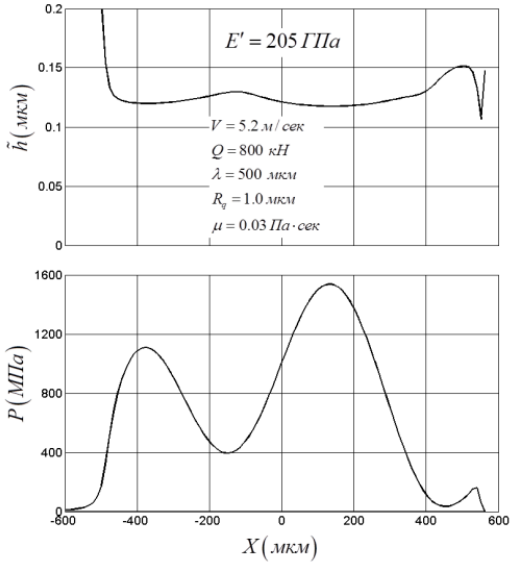


Рис. 4. **Распределения контактных давлений и толщин смазочных слоев**

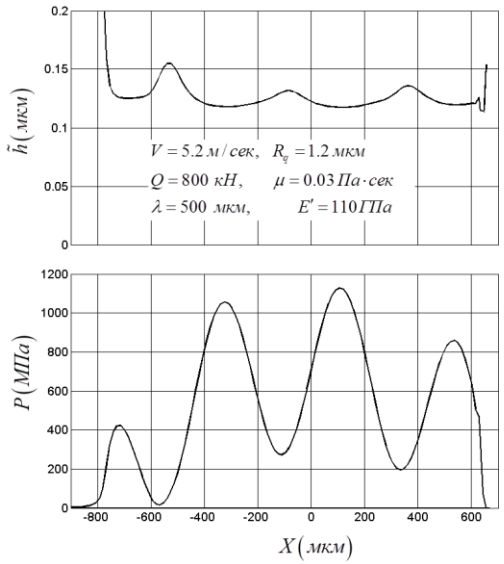


Рис. 5. **Распределения контактных давлений и толщин смазочных слоев**

[1] Roelands C. J. A. Correlation aspects of viscosity-temperature-pressure relationship of lubricating oils. PhD thesis//Delft University of Technology, Delft, The Netherlands, 1966
[2] Dowson D., Higginson G. R. Elastohydrodynamic Lubrication. The Fundamentals of Roller and Gear Lubrication//Permagon Press, Oxford, Great Britain, 1966.
[3] Галахов М.А, Усов П.П. Дифференциальные и интегральные уравнения математической теории трения, М.: Гл. ред. физ.- мат. лит. – 1990, 280с.
[4] Patir, N. and Cheng, H. S. An Average Flow Model for Determine Effects of Three Dimensional Roughness on Partial Hydrodynamic Lubrication // ASME Journal of Lubrication Technology.-1978, Vol. 100, pp.12-17.
[5] Lee, Si C., and Cheng, H.S. On the Relation of Load to Average Gap in the Contact Between Surfaces with Longitudinal Roughness // STLE Tribology Trans.-1992, V. 35, pp.523-529.
[6] Lee, S. C. and Ren, N. Behavior of Elastic-Plastic Rough Surface Contacts as Affected by the Surface Topography, Load and Materials //STLE Tribology Transactions.- 1996, Vol. 39, pp. 67-74.

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ТЕРМОСТОЙКИХ ПОЛИМЕРОВ И РАЗНОМАСШТАБНЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ

[1]Данилов В.Д., [2]Олифиров Л.К., [2]Шитов Г.М.

E-mail: danilovvd@mail.ru

[1]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия;
[2]НИТУ МИСиС, Москва, Россия.

Исследованы трибологические и механические свойства новых полимерных композиционных материалов с наноструктурными нанонаполнителямии для применения в экстремальных условиях функционирования.

Ключевые слова: полимерматричные композиты, наноструктурные наполнители, трибологические и механические свойства.

DEVELOPMENT AND INVESTIGATION OF MECHANICAL AND TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF COMPOSITES ON THE BASIS OF THERMAL-RESISTANT POLYMERS AND DIFFERENTIAL FILLERS

Danilov V.D., Olifirov L.K., Shitov G.M.

The investigations of tribological and mechanical properties of novel polymercomposites materials with nanostructured filling agents for extreme service conditions are represented.

Keywords: polymercomposites, nanostructured filling, tribological and mechanical properties.

Современное развитие техники не возможно без прогресса в области разработки новых полимерматричных композитов (ПК), без которых не может обойтись ни одна промышленная область. ПК широко используются в качестве конструкционных и триботехнических материалов, заменяя традиционные черные металлы и цветные сплавы. Им отводиться важная роль в снижении материалоёмкости машин и механизмов, в повышении их надежности и долговечности.

Невысокая стоимость и коммерческая доступность термопластичных полимеров и ультрадисперсных порошковых наполнителей, возможность использования традиционных технологий и оборудования для получения ПК обеспечивают высокую эффективность и экономичность их производства и внедрение этих материалов в машиностроение [1].

Объектом настоящих исследований являются двухкомпонентные системы фторпласт Ф-4МБ/полиимид ПИ с широким диапазоном концентраций. Результаты механических испытаний на сжатие представлены на рис.1. Можно видеть, что с увеличением содержания ПИ в интервале

0-50 масс. доля, % предел текучести материала возрастает с 13 до 22 МПа, и далее, при содержании ПИ более 50 масс. доля, %, снижается с 22 до 17 МПа (рис. 1, а). Последнее связано с ослаблением структуры и возникновением внутренних дефектов структуры композита, как следствие контактирования частиц ПИ в материале.

Более заметным является изменение характера пластичности композиции Ф-4МБ/ПИ (рис. 1, б). Ненаполненный фторопласт является вязким материалом и поэтому при сжатии расплющивается, не достигая разрушения при установленном экспериментом интервале деформации сжатия. С введением ПИ пластичность материала Ф-4МБ/ПИ снижается, что особенно проявляется при содер-жании ПИ выше 25 масс. доля, %. Исходя из полученных результатов можно сделать вывод, что при разработке антифрикционных композиций не использовать высокие степени наполнения, поскольку в этом случае в значительной степени утрачиваются демпфирующие характеристики матрицы Ф-4МБ.

Результаты испытаний на трение и износ (нормальная нагрузка 20 Н, скорость скольжения – 2,62 м/с цилиндра относительно плоского образца) композиционных материалов на основе Ф-4МБ приведены на рисунке 2. Исследования двухкомпонентной системы Ф-4МБ/ПИ в диапазоне концентраций от 0 до 75 масс. доля, % ПИ показало, что действие одиночной добавки ПИ на трение практически нейтрально (составы № 2-4). Износ материала снижается в 2 раза при наполнении 50 масс. доля, % ПИ и более. Также, с увеличением содержания ПИ отмечается рост твёрдости и упругого модуля, но, вместе с тем, высокие степени наполнения ПИ приводят к охрупчиванию материала.

Поэтому для сохранения пластичности и ударостойкости фторопласта было решено исследовать подробнее область наполнения от 0 до 25 масс. доля, %, где тестировались многокомпонентные композиции, содержащие полиимид (ПИ), технический углерод (ТУ) и квазикристаллы (КК) Al-Cu-Fe (составы № 6, 7). ПИ выступал в качестве полимерного микроразмерного наполнителя, ТУ и $КК_{Al\text{-}Cu\text{-}Fe}$ выступали в качестве наноразмерных добавок. Каждый из этих типов наполнителей имеет свои преимущества и недостатки. Например, введение наноразмерных наполнителей позволяет значительно повысить износостойкость композитов при малых степенях наполнения (1-2 масс. доля, %). Вместе с тем, наночастицы могут быть малоэффективны в случае, если величина средней шероховатости ответной детали превышает размер наночастиц. В то же время, микроразмерные добавки могут действовать эффективнее наноразмерных частиц в условиях повышенных деформаций.

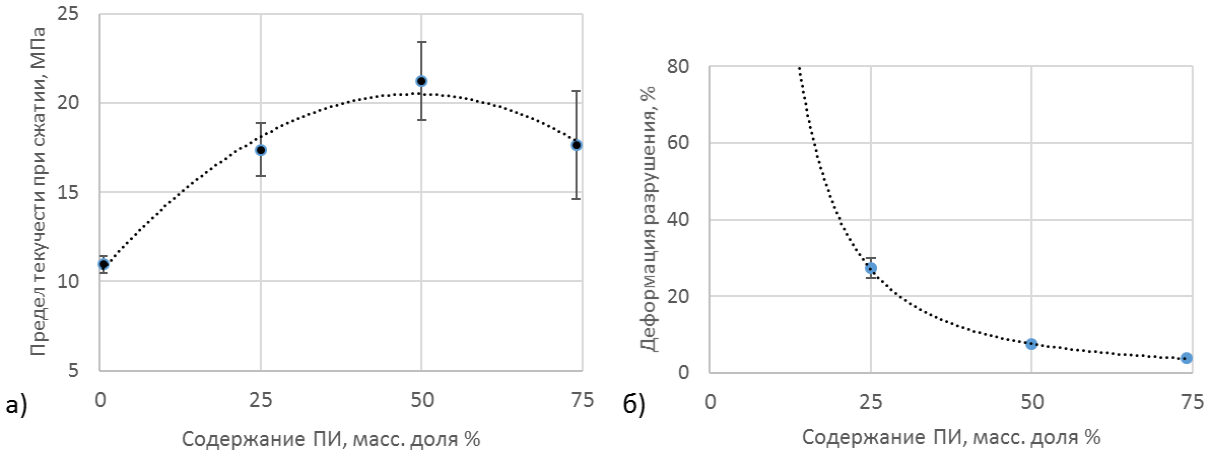


Рис.1. **Результаты механических испытаний на сжатие композиций Ф-4МБ/ПИ: прочность на сжатие (а), деформация разрушения (б)**

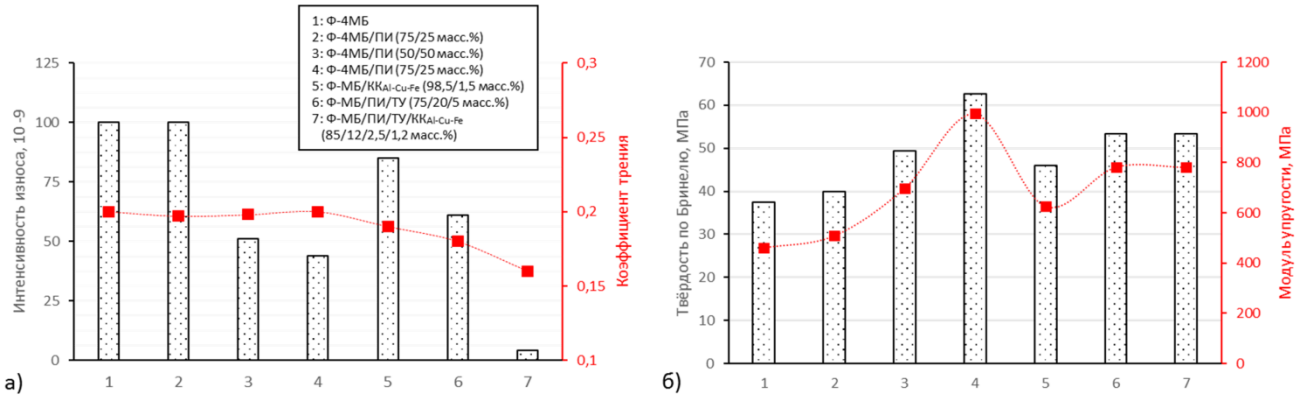


Рис. 2. **Результаты трибологических испытаний композиций на основе Ф-4МБ/ПИ: интенсивность износа и потери на трение (а), твёрдость и модуль упругости (б)**

Микроразмерный ПИ обладает способностью к самосмазыванию, а также высокой термической и химической стабильностью. Наноразмерный ТУ обладает высокой поверхностной активностью, что способствует усилению взаимодействия между компонентами и улучшению антифрикционных характеристик композита. Проведённые испытания показали, что трение и износ систем Ф-4МБ/ПИ/ТУ и Ф-4МБ/ТУ оказываются сравнимыми, хотя твёрдость и упругий модуль для трёхкомпонентной композиции повысились.

Квазикристаллические (КК) порошки Al65Cu23Fe12, сочетая в себе высокую твёрдость и низкий коэффициент трения, являются перспективными наполнителями для создания новых антифрикционных полимерматричных композитов. Однако, исследования двухкомпонентной системы Ф-4МБ/$КК_{Al\text{-}Cu\text{-}Fe}$ (состав № 5) показали слабую эффективность одиночной добавки $КК_{Al\text{-}Cu\text{-}Fe}$ по снижению износа, что может быть обусловлено низкой поверхностной активностью $КК_{Al\text{-}Cu\text{-}Fe}$.

Таким образом, проведенные исследования позволяют сделать вывод, что оптимальное соотношение компонентов у образца Ф-4МБ/ПИ/ТУ/$КК_{Al\text{-}Cu\text{-}Fe}$: его износостойкость повысилась практически на два порядка при сохранении низкого коэффициента трения.

Работа выполнена в рамках ФЦП "Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014-2020 гг" Проект RFMEFI57815X0108.

[1] Михайлин Ю.А. Термоустойчивые полимеры и полимерные материалы С.-П.: «Профессия», 2006, с.624.

ОСОБЕННОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО РЕЖИМА НА МАШИНАХ ТРЕНИЯ ТИПА «АМСЛЕР»

Даровской Г.В., Езупова М.Н.

E-mail: graffDAROVSKOI@yandex.ru

ФГБОУ ВО «Ростовский государственный университет путей сообщения», г. Ростов-на-Дону, Россия.

Теоретически установлено, что в паре трения «ролик-колодка» при одинаковой толщине смазочной пленки с увеличением радиального зазора на выходе появляются дополнительные локальные минимумы гидродинамического давления в зазоре. В таких парах трения образование смазочной пленки в контакте носит нестабильный характер, несущая способность меньше.

Ключевые слова: гидродинамический режим смазки, роликовая машина трения, пара трения «ролик-колодка», радиальный зазор, смазочная пленка.

FEATURES OF MODELLING BY THE HYDRODYNAMIC MODE ON AMSLER TYPE FRICTION MACHINE

Darovskoy G.V., Ezupova M.N.

It is theoretically established that in a friction pair "roller-shoe" at an identical thickness of a lubricating film with increase in a radial play at the exit additional local minimum of hydrodynamic pressure in a gap appear. In such friction pairs formation of a lubricating film in contact has unstable character, bearing capacity is less.

Keywords: hydrodynamic mode of lubricant, roller type friction machine, friction pair "roller block", radial play, lubricating film

При проведении экспериментов на роликовых машинах трения основными регламентирующими документами являются [1-4]. Однако, принципы, изложенные в них, нередко противоречат друг другу, вследствие чего при трибомониторинге, даже при идентичных условиях, в паре трения «ролик-колодка» могут применяться колодки различных форм и размеров (рис. 1).

Цель работы: оценить влияние формы и размеров колодки на моделирование гидродинамического режима на машинах трения типа «Амслер».

Для радиальных подшипников скольжения расчет параметров гидродинамического контакта (максимального давления, минимальной толщины пленки жидкого смазочного материала (ЖСМ), несущей способности смазочного слоя и т. д.) проводится на моделях, у которых контур цилиндрической опорной втулки моделируется колодкой радиуса $r+\frac{\Delta}{2}$, где Δ – диаметральный зазор (рис. 2).

В связи с этим представляет интерес моделирование работы эллиптического подшипника скольжения на паре трения «ролик – колодка», когда контур колодки представляет собой часть эллипса [5] (см. рис. 2).

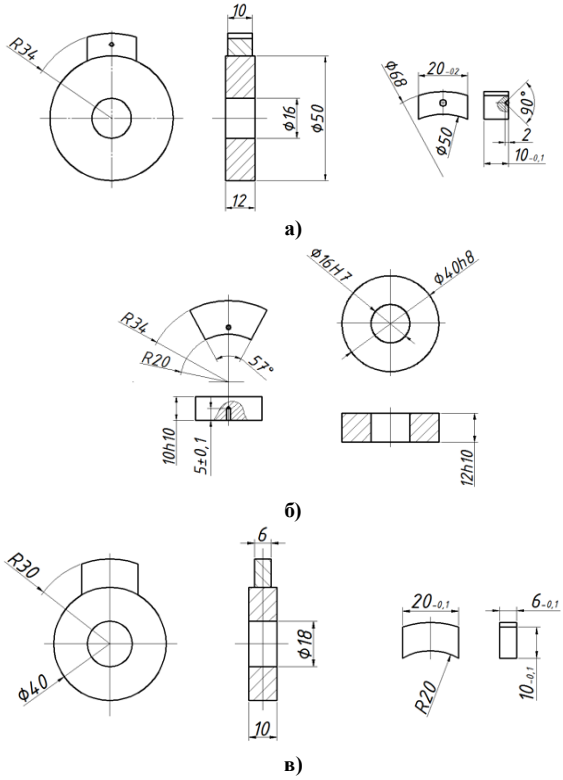


Рис. 1. **Образцы, применяемые при трибомониторинге на машинах трения типа «Амслер»**

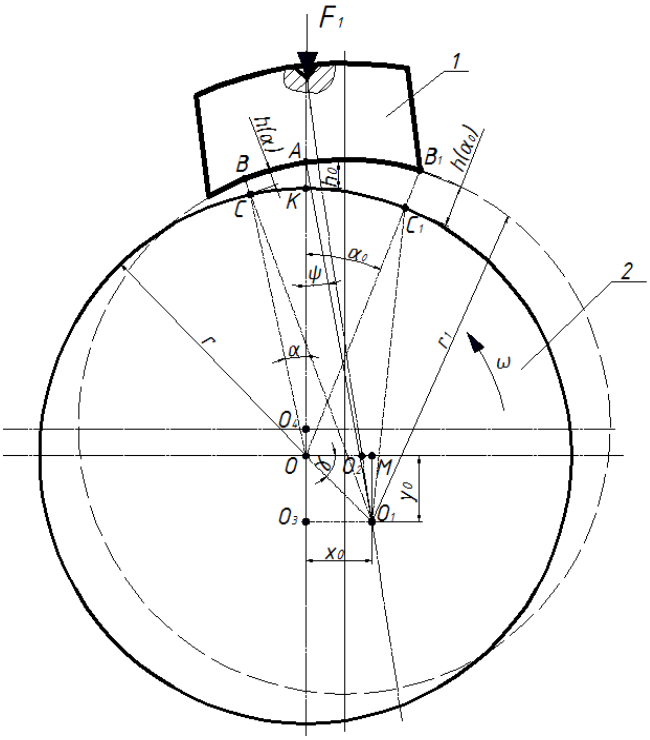


Рис. 2. **Расчетная схема пары трения «ролик–эллиптическая колодка»**

Функция $h(\alpha)$, описывающая форму зазора (см. рис. 2) определяется зависимостью

$$h(\alpha) = R_1(\alpha) - \sqrt{r^2 + \varepsilon^2 - 2 \cdot r \cdot \varepsilon \cos f(\alpha, \psi)}, \quad (1)$$

где α – текущий угол; $2a$ – длина зазора; $R_1(\alpha)$ – длина дуги радиусом R_1; r – радиус ролика; ε – эксцентриситет, появляющийся в результате смещения центров колодки и ролика, мм; $f(\alpha,\psi) = -\arcsin\left(\frac{y_0}{\varepsilon}\right) + \alpha$ – угол, определяющий зону нагружения колодки.

Из-за малости угла поворота колодки ψ смещением контура колодки относительно ролика в результате поворота пренебрегаем и считаем, что $\cos\alpha_B \approx \cos\alpha$, где α_B – угол, определяющий проекцию точки B на ось x; α – текущий угол.

Тогда

$$R_1(\alpha) = \sqrt{r_1^2 \cdot \left(1 - \frac{r \cdot \cos\alpha + x_0}{r_2^2}\right) + (r \cdot \cos\alpha + x_0)^2},$$

где $r_1 = r + \Delta/2$ – малый радиус эллипса, мм;

$r_2 = r + 3\Delta/2$ – большой радиус эллипса, мм;

$x_0 = r \cdot \sin\psi$ – смещение центра колодки по оси x, мм.

В уравнении Рейнольдса $\frac{dp}{dx} = 6\mu_0 U \frac{h(x) - h_m}{h(x)^3}$ перейдем от переменной x к переменной l, определяющей координату дуги, соответствующей текущему углу α

$$x = r \cdot \cos\alpha = r \cdot \cos\frac{l}{r}.$$

Учитывая, что гидродинамическое давление будет действовать на колодку по дуге эллипса радиусом $R(a)$, то $\frac{dx}{dl} = \frac{d}{dl}\left[R\left(\frac{l}{r}\right) \cdot \cos\left(\frac{l}{r}\right)\right]$, откуда дифференциал дуги эллипса

$$dl = \frac{dx}{H(l)},$$

где $$H(l) = \left[\frac{1}{r} \cdot R\left(\frac{l}{r}\right) \cdot \sin\frac{l}{r} + \frac{dR\left(\frac{l}{r}\right)}{dl} \cdot \cos\frac{l}{r}\right].$$

Заменим текущий угол α на соответствующую ему длину дуги окружности радиуса r:

$$l_0 = \arcsin\left(\frac{a}{r}\right) \cdot r,$$

$$l_1 = \left[\frac{\pi}{2} - \arcsin\left(\frac{a}{r}\right)\right] \cdot r,$$

$$l_2 = \left[\frac{\pi}{2} + \arcsin\left(\frac{a}{r}\right)\right] \cdot r.$$

Делая замену переменных в выражении (1) и в уравнении Рейнольдса с учетом $U = \omega \cdot r$ уравнение примет вид

$$\frac{dp(l)}{dl} = 6\mu_0 \cdot \omega \cdot r \cdot H(l) \cdot \sin\left(\frac{l}{r}\right) \cdot \frac{h(l) - h_m}{h(l)^3}, \qquad (2)$$

где h_m – минимальная толщина смазочного слоя в зазоре.

Учитывая, что в паре трения «вал–окружная колодка» расстояние $R_1(\alpha)$ от центра окружности до кривой не зависит от текущего угла α. выражения (1) и (2) можно упростить

$$h(\alpha) = r_1 - \sqrt{r^2 + \varepsilon^2 - 2r\varepsilon\cos f(\alpha, \psi)}, \qquad (3)$$

$$\frac{dp(l)}{dl} = 6\mu_0 \cdot \omega \cdot r \cdot \sin\left(\frac{l}{r}\right) \cdot \frac{h(l) - h_m}{h(l)^3}. \qquad (4)$$

Решая уравнение (2) и (4) с граничным условием $p(l_1) = 0$ и задавая начальные значения h_0 и ψ, получим эпюры гидродинамического давления при различных диаметральных зазорах.

Результаты расчетов гидродинамического давления для тонких пленок (от 3,0 мкм и менее) в больших радиальных зазорах позволили выявить наличие третьего локального минимума давления в зазоре (рис. 3).

Этот эффект начинает проявляться для средних радиальных зазоров (20-30 мкм), когда пленка имеет толщину порядка 1,0 мкм, а на больших зазорах (30 мкм и более) и на пленках 3,0 мкм.

Таким образом, с увеличением радиального зазора и уменьшением толщины смазочной пленки процесс ее образования становится нестабильным, несущая способность падает.

Это подтверждают результаты эксперимента, для которого были изготовлены колодки с различными радиальными зазорами: 15 мкм и 30 мкм. Испытания проводились на модернизированной машине трения ИИ 5018 [6] при одинаковых скоростях и плавном ступенчатом повышении нагрузки. Результаты эксперимента выводились на экран компьютера в виде осциллограмм (рис. 4).

Длительность существования сплошной смазочной пленки (ДСП) оценивалась методом электропроводимости с помощью специально разработанного устройства [7].

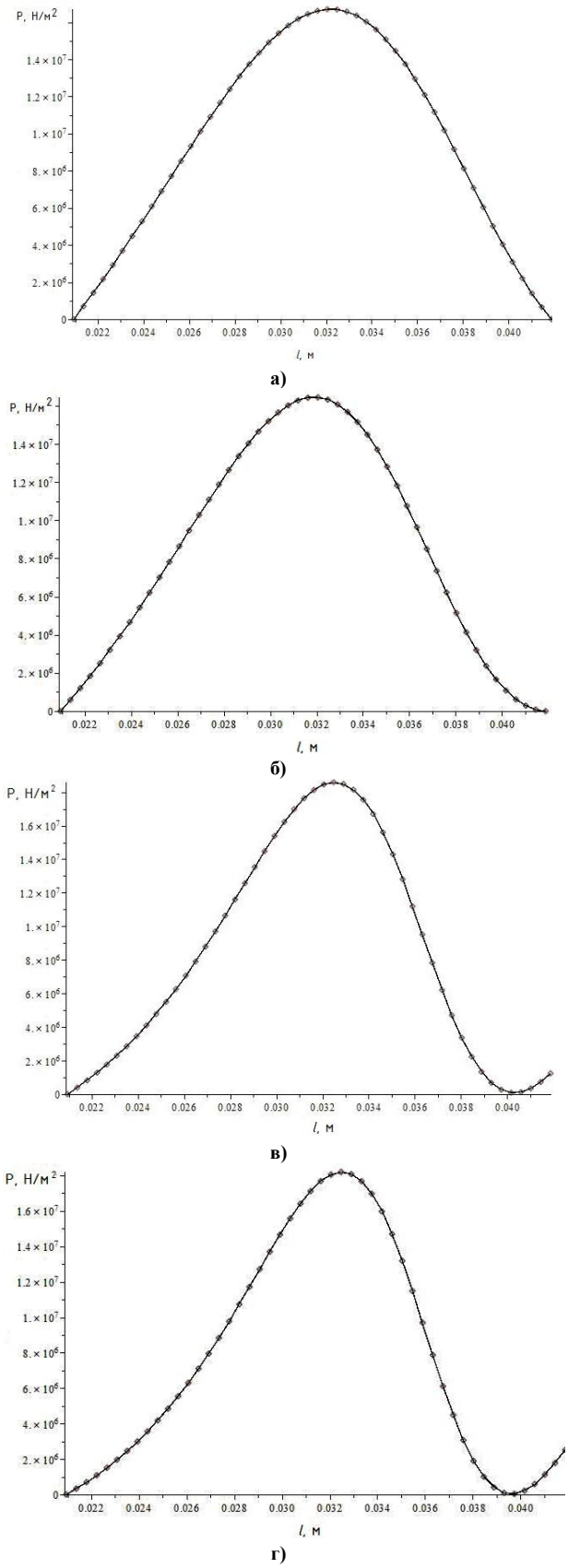
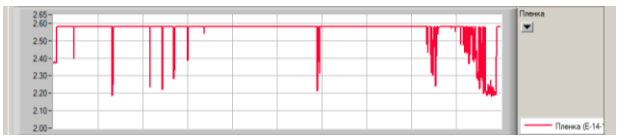
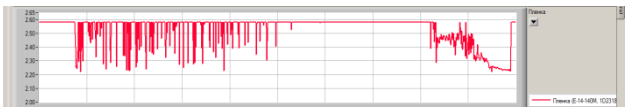


Рис. 3. **Эпюры гидродинамического давления при толщине смазочной пленки h_0=3 мкм и различных диаметральных зазорах: а) Δ = 20 мкм; б) Δ = 30 мкм; в) Δ = 50 мкм; г) Δ = 60 мкм**



а)



б)

Рис. 4. **Осциллограммы ДСП для пары трения ролик (сталь 45) - колодка (БрАЖ-9-4), *V*=2 м/с, скорость подачи ЖСМ МС-20 0,03125 л/мин при различных диаметральных зазорах Δ: а) 15 мкм; б) 30 мкм**

[1] ГОСТ 23.204-78 «Обеспечение износостойкости изделий. Метод оценки истирающей способности поверхностей при трении».
[2] ГОСТ РД 50-339-82 «Обеспечение износостойкости изделий. Метод испытаний на изнашивание абразивно-масляной прослойкой».
[3] РД 50-54-62-88 «Обеспечение износостойкости изделий. Метод ускоренной оценки материалов трущихся сопряжений».
[4] РД 50-662-88 «Методы экспериментальной оценки фрикционной совместимости материалов трущихся сопряжений».
[5] Даровской Г.В., Езупова М.Н., Буракова М.А. Решение пространственной гидродинамической задачи в клиновидном зазоре // Трение и износ. - 2018. - Том 39, № 3. - С. 253-258.
[6] Даровской Г.В. Исследование фрикционных свойств высокотяговых масел / Даровской Г.В., Буракова М.А., Поляков В.Н., Кротов В.Н. - Ростов-на-Дону: ФГБОУ ВО РГУПС, 2017. - 88 с.
[7] Даровской Г.В., Поляков В.Н., Шайхиев А.Р. Разработка методики исследования длительности существования сплошной смазочной пленки // "Надежность и долговечность машин и механизмов" сборник материалов VIII Всероссийской научно-практической конференции. – Иваново: Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Ивановская пожарно-спасательная академия Государственной противопожарной службы Министерства Российской Федерации по делам гражданской обороны, чрезвычайным ситуациям и ликвидации последствий стихийных бедствий», 2017. – С. 301-304.

РЕЗУЛЬТАТЫ ОПЫТНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ И СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ОТЕЧЕСТВЕННОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА «РОСОЙЛ-МГП» В ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ГОРЯЧЕГО ПРОКАТА

[1]Дема Р.Р., [1]Харченко М.В.

E-mail: Kharchenko.mv@bk.ru

[1]ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», Магнитогорск, Россия.

В данной статье пойдет речь о проведенных промышленных испытаниях смазочного материала на непрерывном широкополосном стане 2000 горячей прокатки ПАО «ММК». Приведены результаты влияния смазочного материала на энергосиловые параметры процесса прокатки, отмечены существующие недостатки в работе системы подачи технологической смазки. Введен показатель затрат усилий на процесс деформации металла.

Ключевые слова: горячая прокатка, смазочный материал, система технологической смазки.

THE RESULTS OF EXPERIENCE AND THE COMPARATIVE EVALUATION OF THE EFFICIENCY OF THE DOMESTIC LUBRICANT MATERIAL "ROSOIL-MGP" IN THE TECHNOLOGY OF HOT STEEL MANUFACTURE

Dema R.R., Kharchenko M.V.

In this article we will talk about the industrial tests of the lubricant on a continuous broadband mill of 2000 hot rolling PJSC "MMK". The results of the influence of the lubricant on the energy-force parameters of the rolling process are given, the existing shortcomings in the operation of the technological lubrication supply system are noted. The exponent of the expenditure of efforts on the process of metal deformation is introduced.

Keywords: hot rolling, lubricant, process lubrication system.

Смазочный материал (СМ) является одним из важнейших компонентов в продлении срока службы машин и механизмов, уменьшая при этом возникающие в процессе контактного взаимодействия нагрузки. Особенную важность СМ получил в металлургии и машиностроении.

Необходимость применения СМ при горячей прокатке отмечена авторами в работах [1-3]. Данные авторы выделили параметры непрерывного широкополосного стана горячей прокатки (НШСГП) и самого процесса, особенно влияющих на эффективность применения систем подачи техноло-

гической смазки (СТС), акцентируя свое внимание на самом СМ его свойствах и составе.

Для горячей плоской прокатки СМ должен обладать высокими адгезионными свойствами, обеспечивающими его минимальный смыв с поверхности валков при прокатке, и подаваться в таком количестве, при котором не нарушаются условия захвата.

Для нанесения технологических смазок при горячей прокатке применяют, как правило, системы прямого типа, в которых СМ используется однократно. Это обусловлено подачей большого количества воды для охлаждения валков. При автономной подаче смазку в большинстве случаев наносят в виде механической смеси с водой. Смеси могут готовиться непосредственно у клети в специальной емкости, из которой смесь по трубопроводам транспортируют к узлу нанесения или в смесителях, установленных в транспортирующей коммуникации с использованием устройств, сохраняющих стабильность водомасляной смеси, что позволяет отказаться от специальных смешивающих емкостей. Схемы автономной подачи смазки на валки четырехвалковых клетей непрерывных станов приведены на рис. 1. В некоторых случаях предусматривают подачу СМ на опорные валки, при этом количество коллекторов для его подачи на нижние валки больше, чем на верхние.

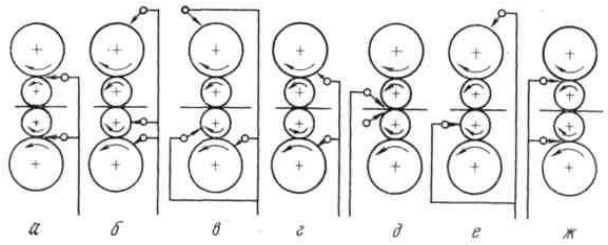


Рис. 1. **Схемы подачи СМ на валки [3]**
а – стан 1725 в Питтсбурге (США); б – стан в Равенскрейге (Англия); в – стан 1725 фирмы «Шаронстил» (Англия); г – стан 1525 фирмы «Шаронстил (Англия); д – подача СМ в очаг деформации; е – комбинированный способ подачи СМ (автономно на верхний опорный валок и совместно с охлаждающей водой на нижний рабочий валок); ж – подача СМ при одностороннем охлаждении валков

На фоне представленных систем подачи технологических смазок выделяется система, установленная на стане 1525 фирмы «Шаронстил» (Англия) (рис. 1*г*). Отличительной особенностью, которой является подача СМ на поверхности опорных валков системы кварто. При данной схеме, СМ формирует свой слой еще до прохождения зоны межвалкового контакта, что в лучшей мере сказывается на снижении энергосиловых параметров процесса, чем подача непосредственно в очаг деформации или в зев между валками.

Ярким примером похожей схемы подачи СМ на отечественном предприятии металлургии, является СТС установленная на стане 2000 горячей прокатки ПАО «ММК» (рис. 2). Действующая СТС установленная в первых трех клетях чистовой группы стана горячей прокатки и предназначена для приготовления и дозированной подачи водомасляной смеси на опорные валки этих клетей, подробно характеристики данной системы представлены в работах [4,5]. Причем, до недавнего времени эта система использовала СМ только зарубежного производства.

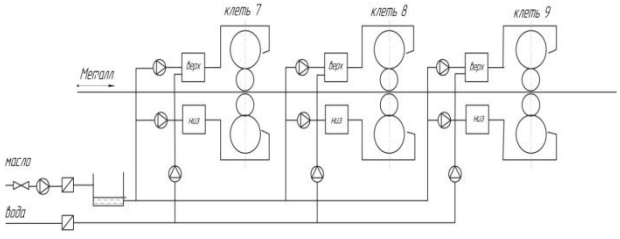


Рис. 2. **Общая схема системы подачи технологической смазки**

Кратко, работа СТС выглядит следующим образом: включение дозирующих насосов в автоматическом режиме происходит по сигналу наличия металла в клети, а отключение – по сигналу отсутствия металла в летучих ножницах. Таким образом, учитывается запаздывание с момента включения насосов до момента поступления дисперсии из коллекторов, а также время, необходимое для исчезновения масляной пленки на валках перед задачей очередной полосы. При необходимости возможно изменение момента подачи этих сигналов. Предусмотрено также автоматическое отключение подачи СМ при аварийной остановке стана.

Главной целью проведения опытно-промышленных испытаний являлось оценка возможности испытуемого образца («Росойл-МГП») заменить действующий смазочный материал зарубежного производства «Quakerol N HB-1082». Для достижения поставленной цели было проведено сравнение технологических параметров испытуемого прокатного масла с действующим образцом.

Изучению энергоэффективности процесса горячей прокатки с применением действующего смазочного материала посвящено большое количество экспериментальных и теоретических работ [6-11]. В данных работах можно отметить, что одним из положительных явлений (экспериментально зафиксированным) является снижение момента на валу главного привода ($М_{дв}$, МН·м) при подаче смазочного материала (СМ) от 2 до 4,3% (погрешность измерений составляет ±0,5%).

На основе экспериментальных данных были выявлены изменения энергосиловых характеристик при прокатке с присутствием и отсутствием действующего СМ. Пример таких изменений отражен на рис. 3.

В процессе опытной эксплуатации специалистами ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат» были определены наиболее рациональные объемы подаваемой смеси, которые установлены в постоянном режиме [12].

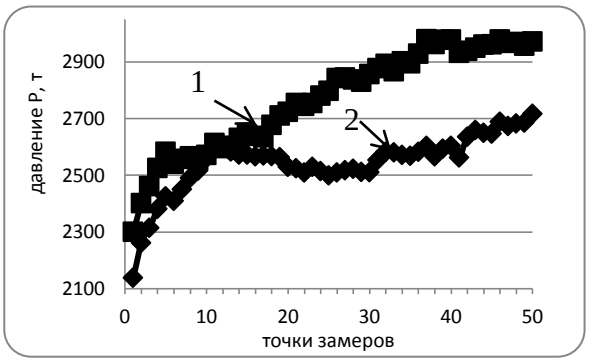


Рис. 3. **Изменение давления металла на валки при прокатке марки стали 10Г2ФБЮ, профилеразмером 10,3 х 1668мм.**
1 – давление при прокатке без СМ;
2 – давление при прокатке с применением СМ

Экспериментальная оценка эффективности применения СМ в чистовой группе НШСГП 2000 ПАО «ММК»

Количественная оценка энергосиловых параметров сводилась к сбору массива данных, в котором фиксировались такие параметры, как: удельный расход энергии (а, кВтч / т.), давление металла на валки, (Р,т), толщина (h, мм), ширина (В, мм) прокатываемой заготовки, температура металла перед чистовой группой (Т, $С^0$), скорость прокатки ($V_р$, м/с), относительное обжатие (ε,%) при работающей и выключенной системе.

Обработке было подвергнуто свыше 24535 прокатанных полос различных марок стали со средневзвешенным профилем 3,4 х 1266 мм. Суммарный объем прокатанных полос в период проведения промышленной эксплуатации масла для горячей прокатки «Росойл-МГП» (производство ХТЦ «УАИ») составил 519284 тонны.

При установившемся режиме подачи СМ [12] был проведен сбор и дальнейшая обработка экспериментальных данных энергосиловых параметров процесса прокатки с наличием / отсутствием СМ. Погрешность измерений цеховых систем учета составляет ±0,5%.

Методика проведения экспериментальных исследований

При проведении испытаний прокатного масла «Росойл-МГП» на НШСГП 2000 ПАО «ММК» проводилось осцилографирование, фиксирование и сравнение энергосиловых и технологических параметров процесса прокатки в клетях чистовой группы. Для этого из всего прокатываемого сортамента были выделены категории, нуждающиеся в более полном их изучении (табл. 1)

Методика проведения испытаний заключалась в сравнении технологических и энергосиловых параметров процесса горячей прокатки в клетях чистовой группы с включенной и отключенной СТС на одинаковых профилеразмерах прокатываемой стали.

В качестве примера на рис. 4 приведено изменение энергосиловых параметров при прокатке марки стали 09Г2С с наличием и отсутствием СМ.

Табл. 1. **Категории сортамента для сравнения**

№ п.п	Марки стали	Профиль, мм	
		толщина	ширина
1	DD**, DD**(M)	1,50 - 3,50	*
2	09Г2*	4,00 – 6,00	≤1500
3	08пс, 10пс (подкат)	1,80 – 2,40	*
4	Автолист	*	*
5	SAE 1006-A, S235JR**	1,80 – 4,00	*
6	08пс по СТО ММК 2120-2017	*	≥1500

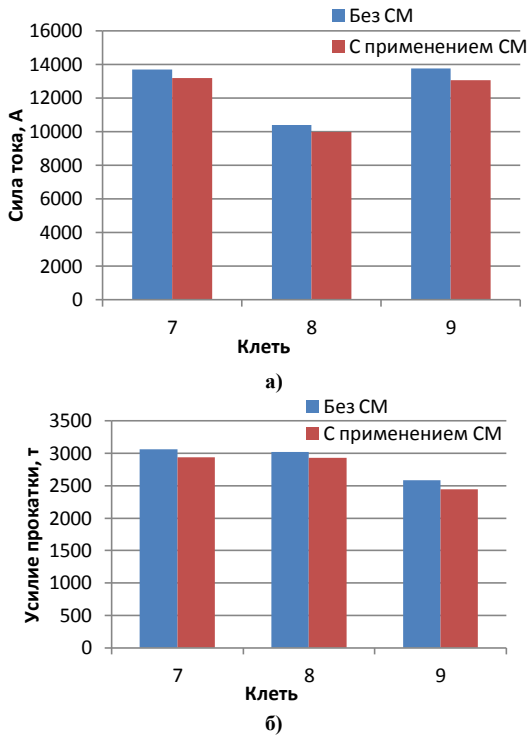


Рис. 4. **Энергосиловые параметры при прокатке 09Г2С толщиной 4,0-6,0 мм шириной до 1500 мм с применением и отсутствием СМ**
а – изменение силы тока; б – изменение усилия при прокатке

Для более детального анализа работы, был введен показатель деформации металла (α) с присутствием и отсутствием СМ. Данный показатель включает в себя два технологических параметра наиболее полно отражающих энергосиловые параметры процесса прокатки: усилие прокатки (давление металла на валки, т) и относительное обжатие (%), т.е. размерность введенного показателя $\alpha = m/\%$. Иначе говоря, показатель деформации характеризует то количество усилий, которые необходимы для создания степени деформации (обжатия) равной 1%. В качестве примера на рис. 5 приведено изменение данного параметра при прокатке марки стали 09Г2С с применением и отсутствием СМ.

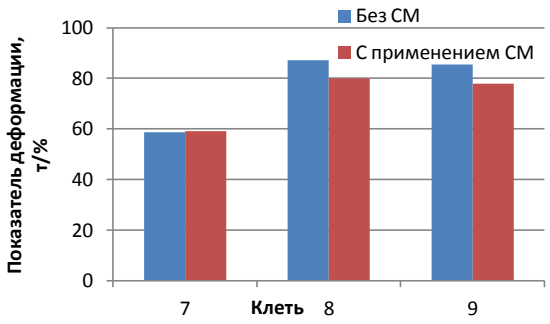


Рис. 5. **Влияние наличия СМ на изменение показателя деформации при прокатке полосы марки 09Г2С толщиной 4,0-6,0мм шириной до 1500 мм.**

Обсуждение результатов

На основе обработки полученных экспериментальных данных о влиянии наличия СМ марки «Росойл-МГП» производства ХТЦ УАИ на технологические и энергосиловые параметры процесса горячей прокатки на НШСГП 2000 ПАО «ММК» получены следующие результаты, подтвержденные официальным заключением с предприятия:

1. Стабильный эффект в снижении энергосиловых параметров (сила тока и усилие прокатки) от применения СМ наблюдается при прокатке трубных марок стали (09Г2, 09Г2С, 09Г2Д и т.д.) всех профилеразмеров, а также подката двойной ширины (жести) и составляет 6-8% (см. табл. 2);

2. В ходе испытания выявлено, что средние съемы при перешлифовках рабочих валков первых трех клетей чистовой группы стана с применением масла «Росойл-МГП» за рассматриваемый период на 5-6% ниже, чем при использовании зарубежного аналога («Quakerol N HB 1082») (см. табл.2).

Табл. 2. **Энергосиловые параметры работы стана с различными марками СМ**

Клеть	Ток якоря, кА		Удельный расход энергии, кВт*ч/т	
	«Quakerol N HB 1082»	«Росойл-МГП»	«Quakerol N HB 1082»	«Росойл-МГП»
7	6,01	5,62	5,80	5,30
8	4,90	5,29	4,69	5,06
9	5,60	5,15	5,36	4,93

Табл. 3. **Показатели эксплуатации рабочих валков**

№	Наименование СМ	Клеть	Температура валков при вывалке, ^{0}C (средняя при вывалке)	Средний съем при перешлифовке рабочих валков, мм
1	«QuakerolNHB 1082»	7-9	75-85	0,34
2	«Росойл-МГП»			0,32

Выводы

На основе представленных результатов исследования можно сделать вывод, о том, что применение СМ в процессе горячей прокатки полосы в целом оказывает положительное воздействие в первую очередь на энергосиловые характеристики процесса. В настоящий момент используемые объемно-расходные параметры подачи СМ демонстрируют эффект на среднелегированных марках стали толщиной свыше 4 мм.

Также следует отметить тот факт, что добиться максимального эффекта от применения системы подачи технологической смазки при горячей прокатке в настоящий момент довольно сложная задача, обусловленная рядом технических и технологических особенностей производственного процесса.

[1] Тубольцев Л.Г., Килиевич А.Ф., Адамский С.Д., Нетесов Н.П. Горячая прокатка листовой стали с технологическими смазками. Под редакцией докт. техн. наук Мелешко В.И. // М., Металлургия, 1982, с.160.

[2] Тепфер Ф. Критерии расчета установок тандем // Подразделения станов горячей и холодной прокатки и установок для обработки полосы: Материалы симпозиума ф. SMSDEMAG. Россия, сентябрь 2002. 13 с.

[3] Мелешко В.Д., Долженков Ф.Е., Тубольцев А.Г. и др. Листопрокатное производство. / М. Металлургия. 1972. Вып.3. С. 131-137.

[4] М.И. Румянцев, Р.Р. Дема, М.В. Харченко. Определение параметров воздействующих на эффективность работы системы подачи технологической смазки при ее работе на непрерывных широкополосных станах горячей прокатки. / Металлургические процессы и оборудование №1 2012. С. 12-17.

[5] Харченко М.В., Дема Р.Р., Румянцев М.И. Разработка рациональных режимов подачи технологической смазки на опорные валки клетей чистовой группы НШСГП 2000 ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» // Производство проката №4 2012.

[6] Платов С.И., Румянцев М.И., Дема Р.Р., Харченко М.В. Эффективность процесса горячей прокатки с подачей СМ между опорным и рабочим валками на непрерывном широкополосном стане горячей прокатки 2000 ОАО «ММК». // Вестник Магнитогорского государственного технического университета имени Г.И. Носова. №4 2011. С.19-21.

[7] Дубовский С.В., Дёма Р.Р., Харченко М.В., Ярославцев А.В. Комплексная оценка и исследование эффективности применения системы подачи технологической смазки на опорные валки клетей №7 – 9 НШСГП 2000 ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат». // Производство проката. 2011. №12. С. 6-8.

[8] Харченко М.В., Дёма Р.Р., Ларкин К.Е. и др. Разработка рекомендаций по повышению энергоэффективности эксплуатации системы подачи технологической смазки при прокатке на НШСГП 2000 ОАО «ММК» // Сталь №2. 2012, С. 52-55.

[9] Чертавских А.К., Белосевич В.К. Трение и технологическая смазка при обработке металлов давлением. // М.: Металлургия, 1968. 361 с.

[10] Грудев А.П., Тилик В.Т. Технологические смазки в прокатном производстве. М.: Металлургия, 1975, 368 с.

[11] Добронравов А.И., Тубольцев Л.Г., Маслов А.А. Опыт применения технологических смазок при горячей прокатке полос. / Материалы межзаводской школы. М.: Черметинформация, 1980. 52 с.

[12] Боровков И.В. Разработка технологии эксплуатации рабочих и опорных валков чистовой группы стана 2000 с применением технологической смазки. Сб. трудов ЦЛК ОАО «ММК» №15 «Совершенствование технологии в ОАО «ММК». // И.В. Боровков, В.В. Клименко, И.В. Казаков, и др. – Магнитогорск 2011, с. 243-252.

ВЫСОКИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ВОДНОГО КОНЦЕНТРАТА СФЕРИЧЕСКИХ ЧАСТИЦ ВОЛЬФРАМА ДИСУЛЬФИДА. ПРИМЕНЕНИЕ В МЕТАЛЛООБРАБОТКЕ

[1]Дилоян Г.А., Чаубей Г.Ш.

E-mail: george@nisusacorp.com

[1]NIS, Авенел, США.

Данная статья описывает уникальные трибологические свойства сферических частиц вольфрама дисульфида (IF-WS_2) в водных средах, применимых в смазывающе-охлаждающих жидкостях (СОЖ) и других смазывающих жидкостях на водной основе. Трибологические свойства частиц IF-WS_2 были протестированы с помощью четырехшариковой машины трения и теста шар на плоскости. Результаты по трению, износу, нагрузки сваривания и кривые Штрибека представлены в статье.

Ключевые слова: *IF*-WS_2, вольфрам дисульфит, трибологическая присадка, AW/AF/EP, СОЖ, сферические частицы вольфрам дисульфида, наночастицы.

HIGH TRIBOLOGICAL PERFORMANCE OF SPHERICAL PARTICLES OF TUNGSTEN DISULFIDE WATER BASED DISPERSION. MWF APPLICAITON

Diloyan G.A., Chaubey G.Sh.

The current work present outstanding anti-friction, anti-wear and extreme pressure properties of water base synthetic metalworking fluid containing IF-WS2 and it is further compared with semi-synthetic products which do not contain IF-WS2. Extreme pressure as well as anti-wear and ant-friction properties were tested using four ball and ball on disc tests.

Keywords: *IF*-WS_2, tungsten disulfide, dispersion, MWF, AW/AF/EP, nanoparticles, spherical tungsten disulfide.

Введение

Сферические частицы вольфрама дисульфида (IFWS2) используются в различных формуляциях масел и смазок благодаря высоким трибологическим свойствам. Уникальная морфология и многослойная структура частиц *IF*-WS_2 позволяет существенно снизить трение, износ и повысить нагрузку сваривания. В отличии от типичных триболо-гических присадок используемых в СОЖ [1,2], которые в основном обеспечивают либо EP, либо антифрикционные, либо противоизносные характе-ристики, частицы *IF*-WS_2 улучшают весь спектр трибологических функций.

Типичные халкогениды металлов (MoS_2, WS_2) имеют пластинчатую многослойную форму. Морфология пластинчатого MoS_2 и сферического вольфрам дисульфида *IF*-WS_2 показана на Рис. 1.

Благодаря уникальной сферической морфо-логии, частицы *IF*-WS_2 обеспечивают комплекс трибологических свойств [4]:

- Увеличивают нагрузку сваривания
- Амортизируют при ударных нагрузках и защищают от образования микротрещин
- Снижают трение
- Снижают износ

Помимо трибологических преимуществ, гомогенная дисперсия частиц *IF*-WS_2 повышает теплопро-водность и улучшает охлаждающие свойства жидкости

Механизмы работы *IF*-WS_2 частиц представлены на Рис.2 [5].

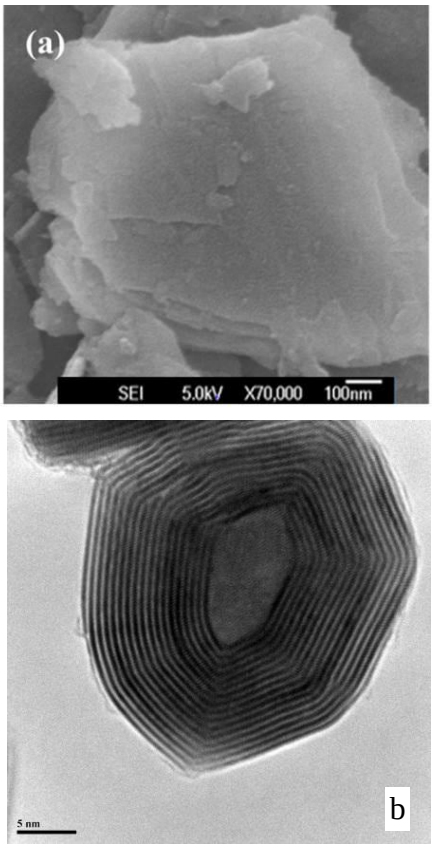


Рис. 1. **SEM фотография a) частицы MoS_2 [3] b) частицы *IF*-WS_2**

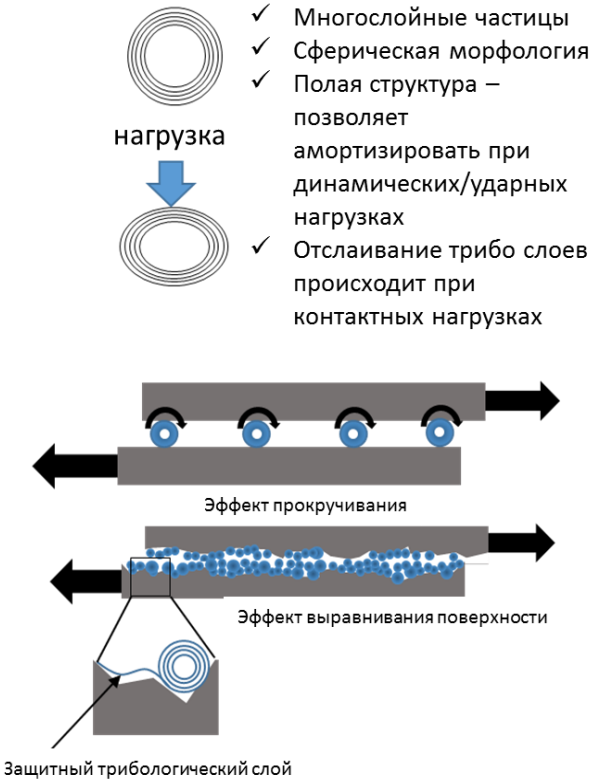


Рис. 2. **Механизмы работы сферических частиц *IF*-WS_2**

Материалы и методы

СОЖ отобранные для тестов (MW01-MW03) являются полусинтетическими коммерчески доступными продуктами. Полный список образцов представлен в Табл. 1. Образец MW04 является водной дисперсией частиц *IF*-WS_2. MW04 содержит 13% по массе частиц *IF*-WS_2, поверхностно активные вещества (ПАВ) 4%, антиоксидант 5%, биоцид 2% и дистилированную воду. В отличии от образцов MW01-MW03, образец MW04 не содержит масла, либо иных органических EP компонентов

Все образцы были разбавлены дистилированной водой и замешивались с помощью магнитной мешалки в течении 45 минут при температуре 30 ^{o}C.

Для подготовки образца MW04 использовалась коммерчески доступная 40%^{я} дисперсия частиц *IF*-WS_2 в воде.

Все образцы проходили по стандартам:

– ASTM G99 (шар на плоскости), с измерением коэффициента трения, пятна износа и генерацией кривых Штрибека;

– ASTM D2783, с определением нагрузки сваривания;

– ASTM D4172, с измерением пятна износа.

Тесты по стандарту ASTM G99 проводились в режиме постоянной нагрузки и переменной скорости вращения.

Таблица 1. **Описание образцов**

Образец	Описание
MW01	Полусинтетический СОЖ1 с хлорированным парафином в дистилированной воде
MW02	Полусинтетический СОЖ2 в дистилированной воде с фосфоросодержащими присадками
MW03	Полусинтетический СОЖ3 в дистилированной воде
MW04	Дисперсия 13% *IF*-WS_2 частиц в воде

Результаты

Образцы на водной основе с частицами *IF*-WS_2 показали высокие трибологические характеристики, по сравнению с коммерчески доступными полусинтетическими СОЖ, даже при значительно более низком проценте ввода. Сравнительные трибологические результаты показаны на рисунках 4-6.

Показатели трения, износа и нагрузке сваривания образца с частицами *IF*-WS_2 объясняются уникальным механизмом работы частиц в условиях различной нагрузки. Благодаря сферической морфологии и полой структурой, частицы выдерживают как статическую так и динамическую/ударную нагрузку. Уникальной особенностью частиц является способность снижать трение при увеличении нагрузки (Рис.3). Это обуславливается высокой способностью частиц генерировать трибо-слой при высоких нагрузках.

Выводы

Данная работа показывает сравнительный анализ полусинтетических СОЖ с хлорированным парафином, фосфоро и серо – содержащими компонентами и синтетическим СОЖ с частицами *IF*-WS_2. Частицы *IF*-WS_2 позволяют получать значительно более высокие показатели по нагрузке сваривания, износу и трению при дозировке в 2-5 раз ниже чем стандартные СОЖ.

Частицы *IF*-WS_2 потенциально позволяют получить водный СОЖ нового поколения (без необходимости использования масел и создания эмульсий), что в свою очередь дает возможность увеличить срок службы резцов, увеличить производительность на предприятии, улучшить поверхность и точность обработки деталей.

[1] Зоря Е.И., Киташов Ю.Н. К вопросу переработки отработанных современных смазочно-охлжадающих жидкостей // Промышленный сервис, №1, 2015
[2] P. Mitchell, Wear 100 (1984) 281
[3] H. Zhang, S.B. Lu, J. Zheng, J. Du, S.C. Wen, D.Y. Tang, and K.P. Loh, Optics Express, 22 (6), (2014), 7249
[4] P.U.Aldana, F.Dassenoy, B.Vachera, T. Le Mognea, B. Thiebautb, A. Bouffet, Tribology Transactions, 59 (1), (2016), 178
[5] G. Diloyan, E. McDaniel, Unique spherical nanoparticles of tungsten disulfide (IF-WS2) as high performance additives for greases, NLGI, (2016)

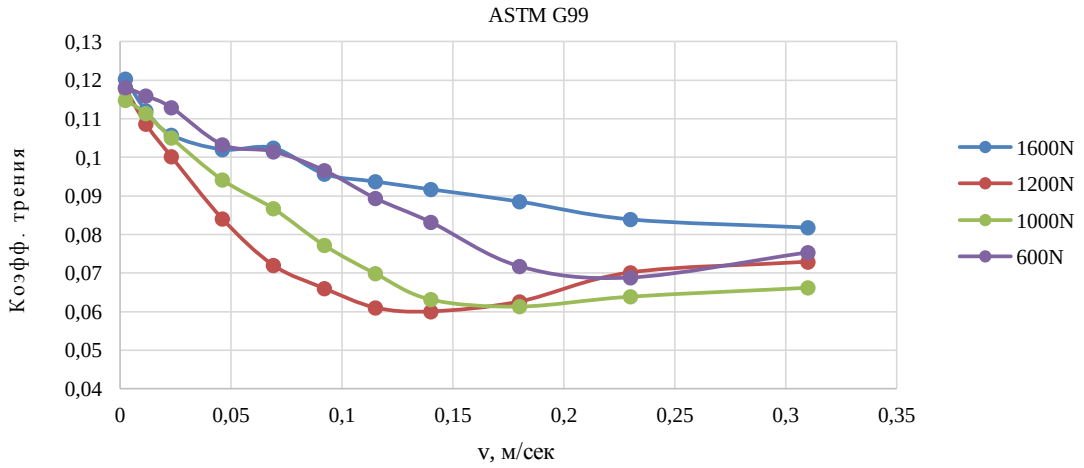


Рис. 3. **2% MW04 в дистиллированной воде. Влияние контактной нагрузки на коэффициент трения**

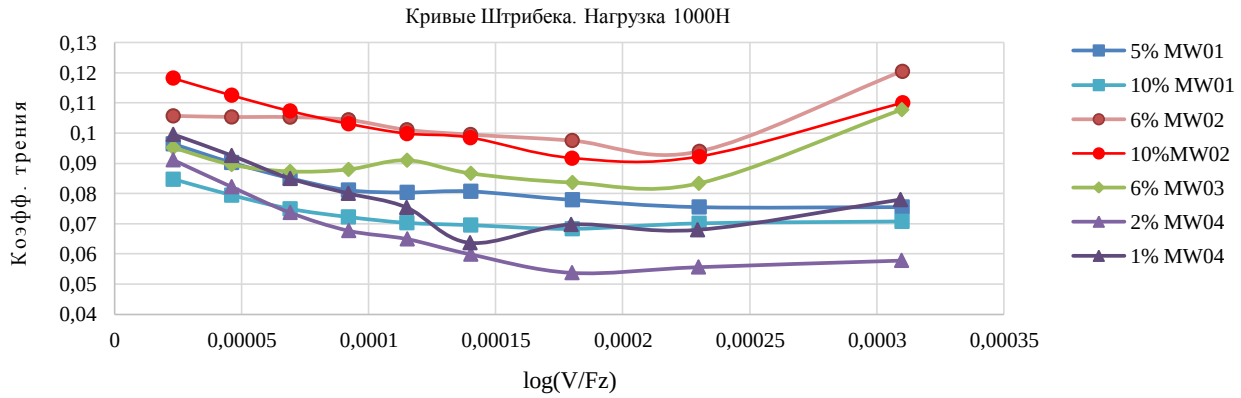


Рис. 4. **Кривые Штрибека с постоянной нагрузкой 1000Н различных образцов СОЖ**

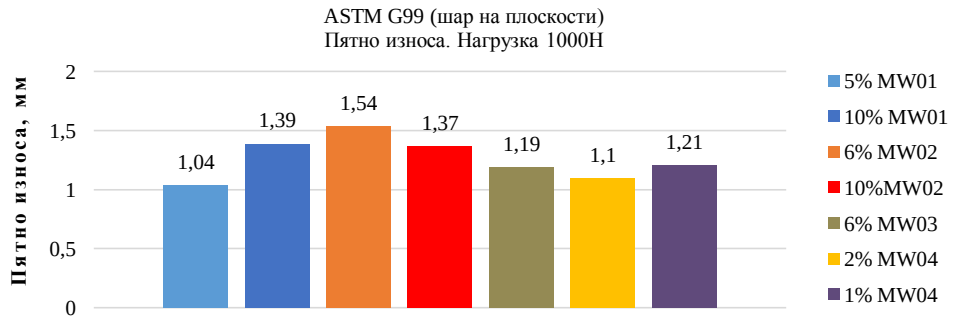


Рис. 5. **Пятно износа различных образцов СОЖ**

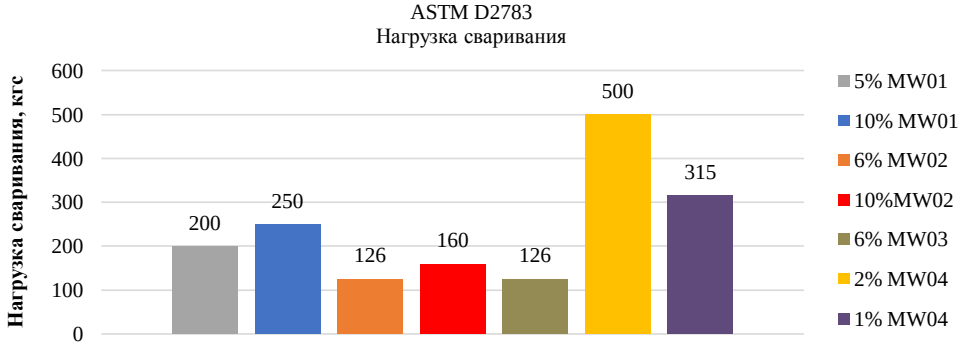


Рис. 6. **Нагрузка сваривания образцов СОЖ**

ВВОД В МАСЛА ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЗАРЯДОВ И ТРИБОСОСТАВОВ

[1]Дунаев А.В., [2]Любимов Д.Н., [3]Пустовой И.Ф., [4]Рыжов В.Г., [5]Тришкин И.Б.

E-mail: dunaev135@mail.ru

[1]ФГБНУ «Федеральный научный агроинженерный Центр ВИМ», г. Москва, Россия;
[2]ООО Инжиниринговый Центр «Любимов и компания», г. Шахты, Россия;
[3]ООО «РеалИнПроект», пос. Кузьмоловский Ленинградской обл., Россия;
[4]ООО «ТРИГГЕР», г. Балашиха Московской обл., Россия;
ФГБОУ ВО Рязанский ГАУ, г. Рязань, Россия.

Лабораторными и эксплуатационными испытаниями, в т.ч. на десятках автомобилей, подтверждена эффективность улучшения триботехники сопряжений в трансмиссионных и в моторных маслах электрическим воздействием на них. Подачей напряжения постоянного тока 12-33 В на детали из меди, алюминия, цинка, олова, железа, графита достигали значительного уменьшения трения и изнашивания при малых нагрузках, меньшее - при средних. На автомобилях подача напряжения +48 и +100 В на изолированные детали в маслах двигателей и агрегатов трансмиссии обеспечивает экономию топлива не менее 3,2%, до 24%, а в среднем 12 %. Целесообразна электрообработка масел гидрооборудования.

Ключевые слова: масло, электричество, трение, трибосостав, расход топлива.

INPUT IN OIL ELECTRIC CHARGES AND TRIBOACTIVE

Dunaev A.V., Lyubimov D.N., Pustovoi I.F., Ryzhov V.G., Trishckin I.B.

Laboratory tests and field experience, including at dozens of cars, confirmed the effectiveness of the improvement of tribology mates in engine oils, transmission oils electric impact on them. The supply of DC voltage 12-33 V on the parts of copper, aluminum, zinc, tin, iron, graphite achieved a significant reduction in friction and wear at low loads, less - at medium. In vehicles, the supply voltage of + 48 V and + 100 V for isolated parts in engine oils and transmission units provides fuel savings of not less than 3.2%, up to 18%, and an average of 12%. Appropriate electrical processing hydraulic oils.

Keywords: oil, electricity, friction, triboactive, fuel consumption

Введение

Уменьшение трения и изнашивания - постоянно актуальная задача. В этом важно совершенствование смазочных материалов. Для этого созданы новые базы масел и присадки, а в эксплуатации в масла вводятся разнообразные добавки [1].

Возможности дальнейшего совершенствования масел ограничены и экономически не оправданны. А физика имеет некоторые методы для улучшения триботехнических свойств масел и сопряжений в них [2-5].

Такими методами непрерывной модификации работающих масел могут быть их электрическая обработка [2-5].

Тщательными, длительными испытаниями электровоздействия на масла «поляризатором» от «ИЦ ЛИК» (г. Шахты Ростовской обл.) проводились в Хельсинском диагностическом Центре, в Политехническом университете (СПб) [4, 6]. Выявлено, что в любом случае экономия дизельного топлива, бензина не менее 3,2 %, до 22,4 %.

Модификации поверхностей трения заряженными маслами нет. Увеличивается их адгезия, толщина пленки, что проявляется после накопления заряженных порций масел в сопряжениях трения, а отключение электровоздействия быстро возвращает трение к исходному.

В «ИЦ ЛИК» [4, 6] показано, что даже +100 В не нарушает технику безопасности, а снижение расхода моторных топлив достигает 10-12 %. На февраль 2018 г. в РФ более 100 автомобилей удачно работают с «поляризатором».

«Поляризатор» [4, 6] можно устанавливать на многие агрегаты, его использование простое, например, через изолированный масломерный щуп (рисунок 1). Его действие постоянно, мало зависит от вида сопряжения. Он удачно апробирован и на дизелях морфлота, на редукторах в нефтедобыче.

Постановка и решение задач

В работе поставлена задача лабораторными испытаниями подтвердить уменьшение трения, изнашивания при электрообработке масел а также проверить улучшение экономичности автомобилей при такой же обработке их моторных и трансмиссионных масел.

В Наноцентре ГОСНИТИ на трибометре TRB-S-DE испытана стальная трибопара «палец-диск» в масле М-10$Г_{2к}$ на коэффициент трения и износ. По стандартной методике на этом трибометре в бурун

масла за пальцем пары вводили 6 разных электродов под разными по форме и величине напряжениями.

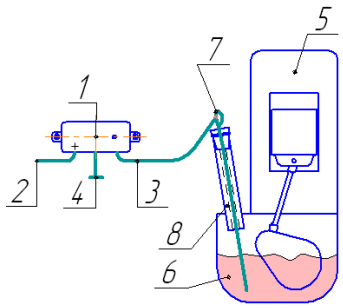


Рис. 1. **Схема подключения поляризатора на ДВС:** 1 – поляризатор, 2 – вход электропитания, 3 – выход на масломерный щуп, 4 – выход на массу агрегата, 5 – агрегат, 6 – масло агрегата, 7 – масломерный щуп, 8 – изолирующая трубка (капролон, полихлорвинил)

Выявлено, что для снижения изнашивания пары в 1,5 раза благоприятнее низкие частоты и повышенное напряжение сигнала.

Испытания с медным, алюминиевым, оловянным, цинковым, стальным и угольным электродами (рисунок 2) показали эффективность «поляризатора» при малых и средних нагрузках (снижение коэффициента трения на 0,0589, на 0,0193 к 0,036).

В целом коэффициент трения снижался с 0,08-0,09 к 0,036, а износ - в 3,5 раза.

Эксплуатационные испытания «поляризатора» в ГОСНИТИ проведены инж. Железницким А.И. на автомобиле ВАЗ-2131М. Минимальная разность расходов без электричества и с ним - 0,18 л/ч или 3 %, а в сравнении с городской ездой около 9 %.

Широкие испытания «поляризатора» и промышленного преобразователя +12В/+48В вместе с вводом в масла серпентинового «Минерального модификатора поверхности трения «Fe-do» [6] проведены инж. Пустовым И.Ф.

После трибообработки в пробеге 25 автомобилей на трасе СПб – Петрозаводск расход топлива по показаниям контроллеров автомобилей снижался на 5-6 %, а после включения «поляризатора» - еще на 2-3 %, а с электрообработкой масел в трибобработанных трансмиссиях расход топлива снижался еще на 1,5-2 %, т.е. на 8,5-11 %.

На автомобиле Ford F-150 расход бензина при электровоздействии на моторное масло уменьшился на 24,2 %.

Отработана комплексная обработка ДВС: в масло вводят трибосостав «Fe-do» и подключают поляризатор, что эффективно очищает сопряжения трения и систему смазки. Через 200-300 км вводом состава «Fe-do» со свежим маслом проводят основную трибообработку с открытыми ювенильными поверхностями трения, а поляризатор включают только через 1-2 тыс. км пробега.

Проведены аналогичные испытания с промышленными преобразователями. Здесь на бензиновом автомобиле экономия достигала 16-18 %, а на дизельном 11,05 %.

Результаты и их обсуждение

Изложенные лабораторные и эксплуатационные испытания подтвердили эффективность электрозаряжения масел, по коэффициенту трения и интенсивности изнашивания, достаточность постоянного, но повышенного напряжения. Наиболее целесообразны электроды из мягких металлов. Целесообразны разработка электродов для установки их в масляных магистралях ДВС, нужны аналогичные исследования для гидромасел, а также разработка технологии комплексной триботехнической и электрической обработки агрегатов вводом трибосоставов и электрозарядов в масла из простейших источников напряжения + 100 В.

[1] Дунаев А.В., Филиппова Е.М. Нетрадиционная триботехника для повышения ресурса автотракторной техники. Итоги 25-летнего развития. М.: ГОСНИТИ, 2017.- 205 с.
[2] Дубинин А.Д. Энергетика трения и износа деталей. Киев: Машгиз (южное отделение), 1963.- 140 с.
[3] Голиков Ю.И., Белоконев Д.В. Патент РФ № 2373405. Фильтр «Экомаг-200Г» магнитной очистки и обработки моторного масла двигателя внутреннего сгорания автомобиля.
[4] Любимов Д.Н., Долгополов К.Н., Вершинин К.Н., Дунаев А.В. Антифрикционная эффективность поляризации масел – инновационный фактор модернизации машин. М.: Труды ГОСНИТИ, 2014.- Т. 116.- С. 40-44.
[5] Воронин С.В., Дунаев А.В. Влияние электрического и магнитного поля на механизм действия присадок к маслам. Трение и износ, 2015.- Т. 36, № 1.- С. 643-649.
[6] Любимов Д.Н., Долгополов К.Н., Пустовой И.Ф., Шабанов А.Ю. Эксплуатационные эффекты применения минералов, как активных агентов смазочных сред. Тракторы и сельхозмашины, 2015.- № 3. – С. 38-44.

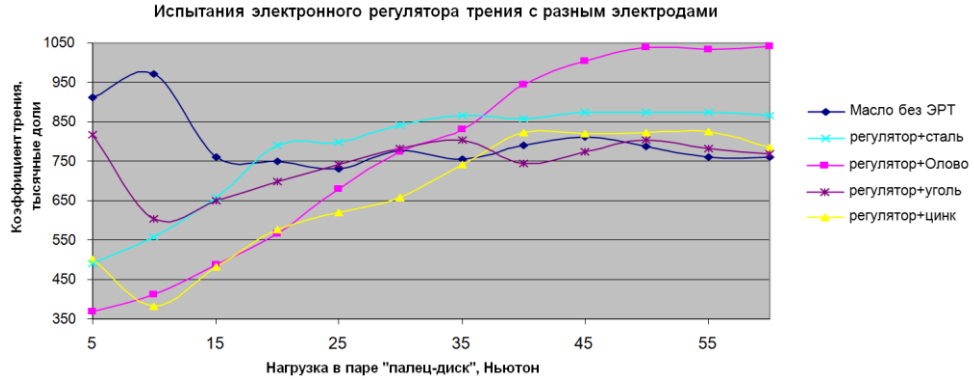


Рис. 2. **Результаты испытаний «поляризатора» «ИЦ ЛИК»: с цинковым электродом при нагрузке 10 Н на палец коэффициент трения снизился на 0,0589**

ЭКОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОБЛЕМЫ ТРИБОЛОГИИ В КОНТЕКСТЕ КРУГОВОРОТА УГЛЕРОДА

Евдокимов А.Ю.

E-mail: alexevdo@yandex.ru

Московский государственный лингвистический университет, Москва, Россия.

Экологические проблемы трибологии рассмотрены во взаимосвязи с процессами круговорота веществ в биосфере. Показана принципиальная невозможность сбалансированности техногенных и биосферных процессов.

Ключевые слова: трибология, экология, проблемы, круговорот

ENVIRONMENTAL PROBLEMS OF TRIBOLOGY IN THE CONTEXT OF THE CARBON CYCLE

Evdokimov A.Yu.

Ecological problems of tribology are considered in interrelation with processes of circulation of substances in biosphere. The principal impossibility of the balance of anthropogenic and biospheric processes.

Keywords: tribology, ecology, problems, circulation

Любые экологические проблемы являются областью исследования в мега- и метаэкологии и предполагают использование системного подхода к познанию, рассматривающего существование любых объектов окружающей среды исключительно в форме тесно связанных между собою систем.

Снижение количества необратимых конфликтов с биосферой предполагает многократное снижение расхода всех видов природных ресурсов. В решении этой задачи к ключевым следует отнести проблемы трибологии, так как процессы трения, износа и отказа охватывают все стороны человеческой деятельности и являются важнейшими потребителями ресурсов [3].

Трибология изучает процессы, происходящие при контакте двух твердых тел, испытывающих нагрузку, при их относительном движении. Два контактирующих твердых тела и смазочный материал образуют трибосистему. Существует два больших класса трибосистем – биологические и технические. Первые имеют минимальный уровень трения и безизносны (нарушения в таких системах обусловлены лишь фактором старения).

Вполне очевидно, что одним из основных звеньев в цепи проблем, связанных с уменьшением техногенной нагрузки на природу, является приближение характеристик трения и износа технических систем к уровню биологических, а уменьшение вероятности отказа трибосистем – важнейшее направление в вопросах повышения надежности и безопасности всех типов технических устройств. Вторым, не менее, а может быть и более важным аспектом, является снижение уровня загрязнения биосферы смазочными материалами. Как следствие, рассмотрение круговорота веществ в биосфере, тесно связанного не только с общей теорией систем, но и с загрязнениями окружающей природной среды становится здесь необходимым.

Планета Земля – конечное физическое тело; количество вещества на Земле – также конечно. За время существования планеты и ее биосферы все вещества должны были бы оказаться полностью исчерпанными организмами, полностью связанными в отмерших органических телах, полностью превратиться в косную материю. Единственный способ придать чему-то конечному свойства бесконечного – это заставить конечное вращаться по замкнутой кривой, то есть вовлечь его в круговорот. Действительно, все вещества на нашей планете находятся в процессе биогеохимического круговорота (цикла).

Важнейший биогенный элемент на планете – углерод, являющийся основой органической жизни на Земле. С другой стороны – углерод одновременно и важнейший техногенный элемент, составляющий основу важнейших энергетических ресурсов цивилизации: нефти, газа, угля. В связи с этим наибольшую важность представляет рассмотрение круговорота именно этого элемента, без которого немыслимо существование как био-, так и техносферы.

Рассматривая естественные процессы в круговороте углерода, следует прийти к выводу, что их результирующая направлена в сторону вывода части углерода из атмосферы (в составе углекислого газа) и связывания его в резервном фонде [2].

Развитие антропогенной деятельности оказало влияние на все направления процессов, протекающих при свободном круговороте углерода. Вырубка лесов, частичная замена их полями культурных растений и ряд других подобных изменений, внесенных в биосферу, не мог не сказаться на масштабах усвоения диоксида углерода растениями и растительных организмов животными. Промышленное использование растительных и животных останков, а также потребление их в виде топлива (дрова, природные жиры) в общем, ускорило возвращение углерода в атмосферу. Косвенно деятельность человека затронула и процессы минерализации растительных и животных останков, несколько ослабив их. Промышленная выработка ископаемых, при которой образуется

много минеральной пыли и обнажаются свежие слои горных пород, создает более благоприятные условия для их выветривания.

Все перечисленные линии антропогенного воздействия отчасти компенсируют друг друга и не сказываются заметно на общем балансе круговорота углерода. Напротив, чрезвычайно сильно влияет на него все увеличивающееся потребление ископаемого минерального топлива и смазочных материалов как на нефтяной, так и на иных основах.

В связи с тем, что солнечную энергию, аккумулированную в ископаемых (нефть, газ, уголь, торф), человек интенсивно высвобождает, возникает так называемый биолого-технический круговорот углерода. В настоящее время все это приводит к колоссальному выделению в атмосферу углекислого газа – немногим менее 20 млрд т/год, против ~ 13 млрд т/год, связываемых в естественном круговороте. Следствием этого является постепенное возрастание количества углекислоты в атмосфере с 0,02% в XIX веке, до 0,04% в конце XX, а к 2050 г. ожидается увеличение еще на 50%. Сопоставление данных ряда анализов воздуха, выполненных в разных местах и в разное время, окончательно приводит к выводу, что содержание диоксида углерода в современной нам атмосфере медленно, но последовательно возрастает [2].

Важнейшим эмпирическим обобщением рассмотренного материала является закон биогенной миграции атомов, сформулированный В. И. Вернадским: «В биосфере миграция химических элементов происходит при обязательном непосредственном или опосредованном участии живых организмов». Здесь уместно вспомнить слова Л. Н. Гумилева: «Биосфера планеты Земля побеждает мировую энтропию путем биогенной миграции атомов...».

Закон биогенной миграции атомов имеет важное теоретическое и практическое значение. Согласно ему, понимание общих химических процессов, протекающих на поверхности суши, в атмосфере и в заселенных организмами глубинах литосферы и вод, а также геологических слоях, сложенных прошлой деятельностью организмов, невозможно без учета биотических факторов. Поскольку люди воздействуют, прежде всего, на биосферу, они тем самым изменяют условия биогенной миграции атомов, создавая предпосылки для еще более глубоких химических перемен в исторической перспективе. Таким образом, процесс этот становится не зависящим от желания человека и практически неуправляемым при глобальном размахе. Отсюда одна из самых насущных потребностей современности – сохранение живого покрова Земли в относительно неизменном состоянии.

Подводя итог изложенному, мы приходим к выводу, что влияние техносферы на природные процессы заключается в дополнительном попадании углекислого газа в атмосферу, что, кроме создания дисбаланса в круговороте углерода, вызывает избыточный парниковый эффект на планете, ведущий к изменению климата и связанными с этим трудно предсказуемыми последствиями глобального масштаба.

Иными словами, в круговороте углерода вся деятельность человека имеет противоположную с биосферой направленность и, следовательно, ведет к дисбалансу в ней и нарастанию неупорядоченности, то есть энтропии.

Последовательное рассмотрение круговоротов всех прочих элементов дает нам такую же картину: в любом случае антропогенная деятельность противоречит биосфере, где все процессы направлены в сторону как минимум не возрастания энтропии.

Результирующая природных процессов всегда направлена против нарастания хаоса (энтропии), в сторону сохранения информации. Следовательно, неизбежным следствием отдельных стадий и всего антропогенного цикла является рост неупорядоченности – загрязнение окружающей среды, нарастание энтропии. Это противоречие носит антагонистический характер в силу как духовно-нравственных (либерально-потребительское мировоззрение), так и чисто термодинамических причин (рассеяние энергии и понижение ее качества).

Именно в этом факте следует усматривать причину глобального экологического кризиса современности. Отсюда следует и невозможность разрешения самого экологического кризиса одними техническими и технологическими приемами, без учета духовно-нравственного аспекта проблемы (религия, образование, законодательства).

Здесь наиболее уместно положение, высказанное американским экологом Т. Миллером: «В соответствии с первым законом термодинамики, мы не можем получить что-либо из ничего; а в соответствии со вторым законом термодинамики, фактически каждое предпринимаемое нами действие оказывает некоторое нежелательное воздействие на окружающую среду. Вследствие этого нет ни малейшей возможности для технологического решения проблемы загрязнения и деградации окружающей среды, хотя использование соответствующих форм технологии может внести вклад в решение данной проблемы» [3].

Последовательное эволюционное мировоззрение в настоящее время, напротив, базируется на утверждении о якобы непротиворечии эволюции второму началу термодинамики. Согласно этому, энтропия, произведенная необратимыми процессами внутри открытой системы (биосферы, техносферы), переносится («экспортируется» по терминологии И. Р. Пригожина) в окружающую среду, что и позволяет, якобы, системе удаляться от термодинамически равновесного состояния и развиваться далее: техносфере – по пути научно-технического прогресса, биосфере – по пути образования ноосферы.

Трибопроцессы, по определению, существуют на двухмерном пространстве скоростей и нагрузок, генерируя потоки энтропии, энергии, вещества и отказов.

Энергия поступает в систему извне в механической форме, а выходит из нее в виде тепла и, в малом количестве, в виде избыточной энергии продуктов износа. Источники энергии внутри системы отсутствуют, дивергенция потока энергии равна нулю.

Внутри системы находится источник энтропии, она нарастает в зоне трибологического контакта и увеличивается в процессе теплопередачи. Основной поток энтропии связан с тепловой энергией, существует также незначительная по величине, но имеющая большое значение, составляющая потока, связанная с веществом.

Потоки вещества в трибосистеме формируются из элементов атмосферы, смазочного материала и контактирующих твердых тел, вещество твердых тел, участвующее в процессе, является внутренним источником износа. В биологических системах этот источник компенсируется веществом, подводимым через капилляры костной и кровеносной систем, в технических системах он не скомпенсирован.

Источники потока отказов находятся в самой системе, они связаны с развитием автокаталитических процессов, которые приводят к разрушению трибоструктур. В биологических системах развитие таких процессов связано с нарушением обмена веществ и, в меньшей степени, с перегрузкой; в технических системах перегрузка – основная причина отказов.

Изложенное позволяет сделать вывод о принципиальной невозможности полностью сбалансированных отношений между био- и техносферами, хотя при этом и не отрицается небесполезность технических и законотворческих мероприятий.

[1] Евдокимов А.Ю. Биосфера и кризис цивилизации. М.: Институт русской цивилизации, 2008. – 480 с.
[2] Миллер Т. Жизнь в окружающей среде, в 3 тт., М.: Прогресс, Пангея, 1993. – 992 с.
[3] Трибология и проблемы экологии. URL: http://materialoved.blogspot.ru/2013/04/normal-0-false-false-false-false-en-us.html / (дата обращения 15.03.18)

ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЛИТИЕВЫХ ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОК С ЖИДКОКРИСТАЛЛИЧЕСКИМИ ПРИСАДКАМИ

[1]Ельникова Л.В., [2]Пономаренко А.Т., [2]Шевченко В.Г., [3]Акопова О.Б., [4]Терентьев В.В.

E-mail: elnikova@itep.ru

[1]ФГБУ «ГНЦ РФ Институт теоретической и экспериментальной физики им. А.И. Алиханова»; НИЦ «Курчатовский Институт», Москва, Российская Федерация;
[2] Институт синтетических полимерных материалов им. Н.С. Ениколопова РАН, Москва, Российская Федерация;
[3]ФГБОУ ВО « Ивановский государственный университет», Иваново, Российская Федерация;
[4]ФГБОУ ВО Ивановская ГСХА, Иваново, Российская Федерация.

Электрические характеристики смазочных композиций Литола-24 с мезогенными присадками валерата и изовалерата меди с концентрацией 1,5,10 и 20 масс.% определены методом диэлектрической спектроскопии в диапазоне частот 100 Гц – 1 МГц. Подтверждена возможность лиотропных фазовых переходов между колончатой и изотропной жидкокристаллическими фазами при малых концентрациях присадок и оценены энергии активации композитов.

Ключевые слова: литиевые пластичные смазки, мезогенные присадки, диэлектрические свойства**.**

DIELECTRIC PROPERTIES OF PLASTIC LITHIUM LUBRICANTS WITH LIQUID CRYSTALLINE ADDITIVES

Elnikova L.V., Ponomarenko A.T., Shevchenko V.G., Akopova O.B., Terentyev V.V.

Electrical characteristics of the Litol-24 based lubricants with mesogenic additives, copper valerate and isovalerate, at concentrations 1,5,10 and 20 wt. % were obtained with dielectric spectroscopy at the frequency range 100 Hz –1 MHz. The possibility of the lyotropic phase transitions between the columnar and isotropic liquid-crystalline phases of the composites at the small additive concentrations has been confirmed. We also estimated the activation energies of the composites.

Keywords: lithium plastic lubricants**,** mesogenic additives, dielectric properties.

Введение

Для повышения износостойкости деталей сельскохозяйственных машин и механизмов применяются, в частности, пластичные смазочные композиции на основе Литола-24 [1] с мезогенными присадками в виде, карбоксилатов меди(II), валерата и изовалерата и др. гомологов [2].

В результате испытаний изделий на машинах трения в присутствии таких смазочных композиций установлено [2-3], что добавление присадок к базовым смазкам положительно влияет на их физическо-химические свойства и эксплуатационные показатели: повышается температура плавления смазок, улучшаются их трибологические характеристики, в результате увеличивается срок службы изделий.

Физические мезоморфные свойства подобных смазочных композиций и их элементов, изучались методами инфракрасной Фурье спектроскопии [4], атомно-силовой микроскопии и др. наномасштабными методами [5], а самоорганизация композитных колончатых фаз предсказывалась в теории [6].

В настоящей работе нами применен метод диэлектрической (ДЭ) спектроскопии, позволяющий построить частотные зависимости электрических величин композитов на основе Литола-24 с присадками валерата и изовалерата меди(II) в различных концентрациях в температурных диапазонах от нормальных условий до температур, превышающих температуры плавления, где ожидаются лиотропные переходы между изотропной и дискотической фазами [2].

ДЭ измерения позволяют также установить термодинамические и концентрационные зависимости фазовых диаграмм композитов на основании соотношений электрических величин. Полученные результаты должны мотивировать поиск новых перспективных приложений таких смазок и работы по оптимизации их состава.

Материалы и методы

Гомологи валерат и изовалерат меди(II) (рис.1) синтезированы в Ивановском государственном университете, НИИ наноматериалов и Ивановской государственной сельскохозяйственной академии по методикам, изложенным в [3].

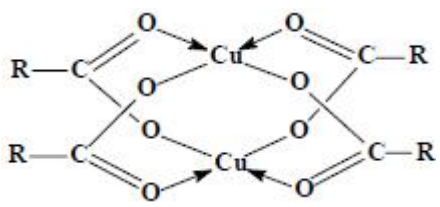


Рис. 1. **Структурная формула валерата и изовалерата меди(II), R= C_4H_9 [2].**

Смазочные композиции были приготовлены [2-3] посредством механического смешивания Литола-24 с порошками карбоксилатов меди(II) $Cu(C_4H_9COO)_2$ в концентрациях 1,5,10 и 20 масс.%. Молярная масса присадок $Cu(C_4H_9COO)_2$ составляет 435,546 г/моль, а Литола-24 без присадок – до 1 855 г/моль.

Измерения электрических величин, сопротивления, емкости, индуктивности, проводились в соответствии с методикой [7] при помощи установки PM 6303 Fluke (измеритель емкости-сопротивления-индуктивности) в диапазоне частот от 100 Гц до 1 МГц с точностью измерений 0,1% [8]. Программное обеспечение измерительного устройства PM 6303 Fluke позволяет задавать и регулировать параметры и фиксировать результаты измерений в текстовые файлы для последующей обработки.

Образцы в измерительных ячейках емкостью 7 пФ помещались в блок термостатирования, включающий в себя воздушный термостат с регулятором температуры, позволяющим менять скорость нагрева образцов. Объем исследуемого вещества в ячейке составлял 2,12 $см^3$, площадь электрода – 7,07 $см^2$. Температура образцов внутри термостата регистрировалась с помощью цифрового термометра Актаком АТТ-2002 с погрешностью измерений менее $0,5^o$. Измерение электрических характеристик проводилось в режиме непрерывного нагрева и фиксировалось на данной частоте.

ДЭ измерения проводились при нагреве с шагом 10 градусов в два последовательных цикла от комнатной температуры до температур плавления Литола-24, охлаждение осуществлялось до комнатной температуры, последующий нагрев проходил до температур, превышающих температуру плавления на 10-30^{o}C. При измерении электрической емкости образцов наблюдался температурный гистерезис. Для анализа ДЭ спектров использовались данные повторного нагрева.

ДЭ измерения проводились по схеме идеального конденсатора, получены частотные зависимости диэлектрической проницаемости ε', ε'' и тангенса угла потерь $\mathrm{tg}\delta=1/\omega CR$.

Результаты и обсуждение

Диэлектрические величины смазочных композиций на основе Литола-24 изображены на рис. 2-4.

В присутствии присадок в соотношениях 1,5,10 и 20 масс.% при воздействии частот от 100 Гц до 1 МГц проявилось изменение характера диэлектрической проницаемости $\varepsilon'+i\varepsilon''$ (рис. 2,3) и электропроводности (рис. 4) по сравнению с базовой смазкой. Согласно [2-3] и ссылкам в этих работах, подобные композиты при лиотропном мезоморфизме, вызванным изменением концентрации присадок, образуют колончатые негеометрические фазы.

Для образцов с присадками валерата и изовалерата меди при измеренных температурах проявилось наличие пиков тангенсов угла потерь. Из их распределения удалось вычислить энергию

активации [9] при концентрации валерата и изовалерата меди 1% Q = 1,13212 и 1,1151 эВ, при концентрации 5% Q = 1,083 и 1,05305 эВ соответственно (рис. 5, 6).

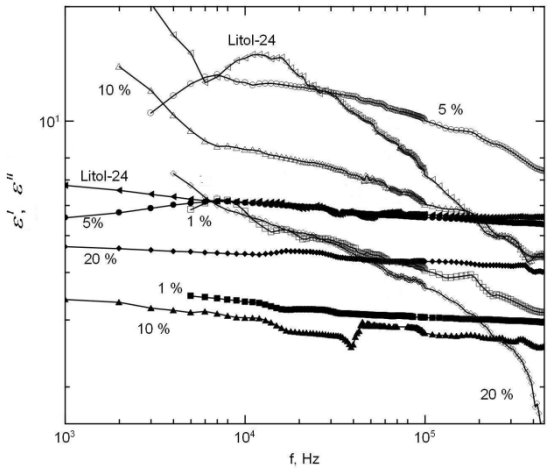


Рис. 2. **Частотная зависимость ε', ε'' Литола-24 с различными концентрациями валерата меди при 363 К, и бесприсадочного Литола-24, здесь и далее величина ε' обозначена заштрихованными символами и ε''– пустыми.**

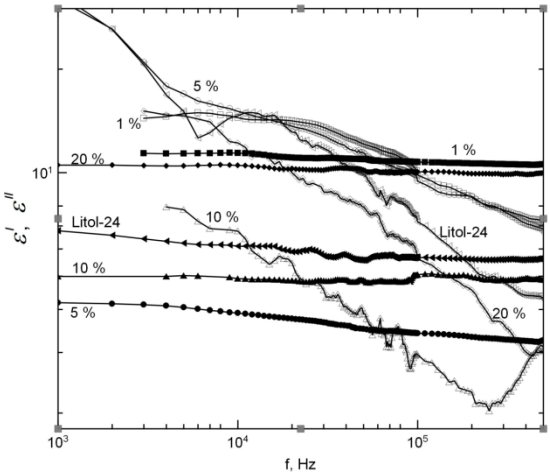


Рис. 3. **Частотная зависимость ε' и ε'' Литола-24 с различными концентрациями изовалерата меди при 363 К.**

Наиболее вероятна принадлежность этих пиков к α- или β-релаксации (≈ 97 кДж/моль). При увеличении температуры пики величины tgδ смещаются в сторону высоких частот и уменьшаются по абсолютной величине. Для анализа полученных спектров потерь использовалась модель Хаврилиака-Негами в виде

$$\varepsilon''_{HN} = \Im\left\{\frac{\Delta\varepsilon}{[1+(if/f_0)^a]^b}\right\}, \qquad (1)$$

где $\Delta\varepsilon$ – проводимость, зависящая от температуры, значения параметров a, b ($0 < a, b < 1$) соответствуют как релаксации Коула-Давидсона, так и Коула-Коула. Из этих результатов можно оценить [9] температурно- и частотно зависимые времена релаксации (например, для концентрации 1 масс.% изовалерата меди в Литоле-24, эти времена составляют порядок 0,1 мс).

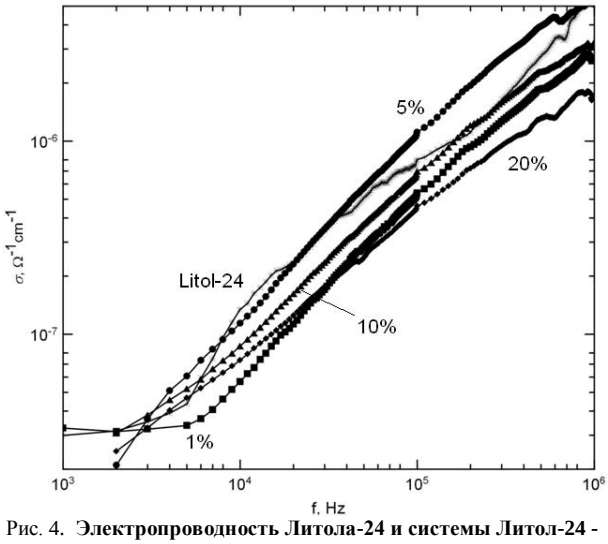


Рис. 4. **Электропроводность Литола-24 и системы Литол-24 - валерат меди с концентрацией 1, 5, 10, 20 масс.% при температуре 363 К. Аналогично поведение электропроводности системы Литол-24 – изовалерат.**

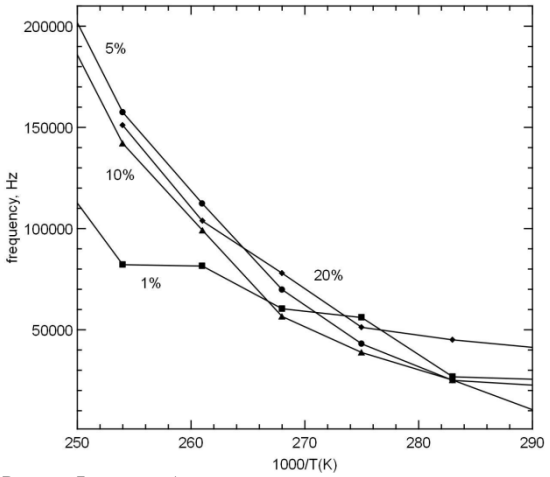


Рис. 5. **Функции Аррениуса для смазочной композиции Литол-24 – валерат меди при концентрациях присадки 1, 5, 10, 20 масс.%.**

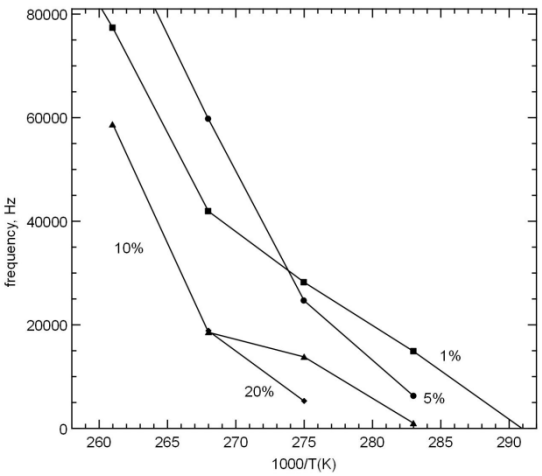


Рис. 6. **Функции Аррениуса для смазочной композиции Литол-24 – изовалерат меди при концентрациях присадки 1, 5, 10, 20 масс.%.**

Такое приближение базируется на представлениях об ориентационной и вращательной

дипольной релаксации молекул ЖК и аналогичных наблюдениях многокомпонентных ЖК нематогенов при низких частотах [10-12]. Мы предполагаем, что, исследуемые многокомпонентные системы проявляют, по меньшей мере, два типа релаксационных процессов, происходящих как в изотропной, так и в колончатой фазе. Свойства свободных объемов и анизотропии формы мезогенной присадки позволяют приближенно ассоциировать параметр порядка колончатых фаз с параметром порядка нематиков [11, 12].

Наблюдаемая β-релаксация может быть вызвана вращением С-С связей карбоксилатов меди и конформационными поворотами цикла [13].

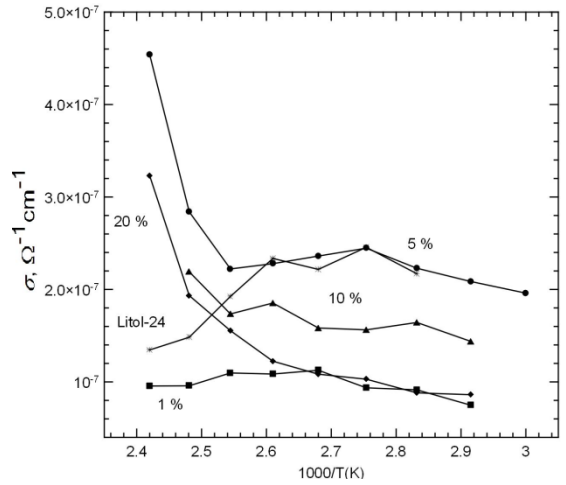


Рис. 7. **Температурные зависимости электропроводности Литола-24 и системы Литол-24 – валерат меди при 20 кГц.**

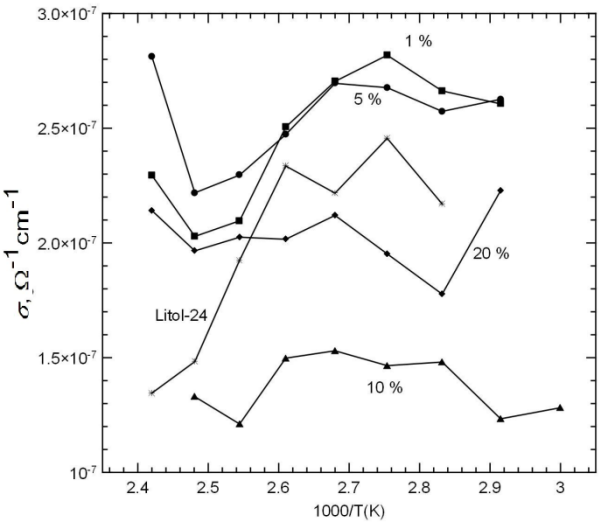


Рис. 8. **Температурные зависимости электропроводности Литола-24 и системы Литол-24 –изовалерат меди при 20 кГц.**

В случаях бесприсадочной смазки и систем с присадками концентраций 1 масс.% валерата и 10 масс.% изовалерата меди наблюдается низкочастотный выход электропроводности на плато (рис. 4) – зонная проводимость, а на частотах выше 3,7–4 кГц наблюдается прыжковая проводимость. Изменение типа проводимости может быть обусловлено орбитальными связями валерата и изовалерата.

Наличие присадки в Литоле-24 изменяет характер температурной зависимости электропроводности (рис. 7, 8). Конформация присадки также влияет на эту температурную зависимость.

Вдобавок ДЭ измерения подтвердили различие функций $\sigma(1/T)$ на различных частотах и прохождение двух типов релаксационных процессов.

Изменение типа проводимости при добавлении 1 масс.% валерата или 10% изовалерата меди может соответствовать ожидаемым лиотропным фазовым переходам, хотя окончательные количественные выводы для построения фазовой диаграммы системы можно было бы сделать только исходя из более строгих термодинамических расчетов.

Тем не менее, приведенные результаты ДЭ измерений, дополненные структурными исследованиями, могут быть полезными для построения фазовых диаграмм лиотропных смазочных композиций, и как следствие, установления областей их применения.

Заключение и выводы

С помощью метода ДЭ спектроскопии установлено, что при концентрации 1 масс.% валерата меди и 10 масс.% изовалерата меди в системе Литол-24–присадка наилучшим образом стабилизируется упорядоченная фаза, а в диапазоне концентраций 5-10 % происходит фазовый переход в изотропную фазу; при высоких концентрациях присадок, около 20 %, смазка ведет себя подобно бесприсадочной, но может меняться тип ее проводимости.

В частотном диапазоне 100 Гц – 1 МГц при различных температурах и концентрациях в системах Литол-24–валерат и Литол-24–изовалерат меди(II) проявилось, по меньшей мере, два релаксационных механизма.

По низкочастотным ДЭ спектрам выявлена зависимость релаксационных характеристик от конформации присадки: она наблюдалась для случая изовалерата меди, и отсутствовала – для валерата.

Для данного типа смазочных композиций дальнейшего изучения требуют, в частности, вопросы о типе колончатой фазы, об определении оптимальных концентраций присадок и их конформаций для конкретных трибологических задач и др. Также перспективой работ в этой области является уточнение данных ДЭ спектроскопии структурными физическими методами на молекулярных и атомных масштабах.

Работа авторов АОБ и ТВВ выполнена при финансовой поддержке гранта Министерства образования и науки РФ, (№ 16.1037.2017/ 4.6).

[1] ГОСТ 21150-87. Смазка Литол-24. Технические условия – Введ. 1989-01-01. – М.: Изд-во стандартов, 2001. – 61 с.

[2] Акопова О.Б., Лапшин В.Б., Терентьев В.В., Богданов В.С. Карбоксилаты меди. Моделирование, синтез, мезоморфизм и трибологические свойства // Жидкие кристаллы и их практическое использование. – 2012, Вып. 2(40), 20-28.
[3] Терентьев В.В., Акопова О.Б., Телегин И.А., Боброва Н.В. Повышение надежности сельскохозяйственной техники за счет использования пластичных смазочных материалов с мезогенными присадками-карбоксилатами меди // Жидкие кристаллы и их практическое использование. – 2014, Вып. 14(2), 97-102.
[4] Ельникова Л.В. Инфракрасные спектры поглощения карбоксилатов меди(II) гомологов 4…21. // Препринт ИТЭФ 5-16. 2016.
[5] Vanossi A., Dietzel D., Schirmeisen A., Meyer E., Pawlak R., Glatzel T., Kisiel M., Kawai S. and Manini N. Recent highlights in nanoscale and mesoscale friction // Beilstein J. Nanotechnol. 2018, 9, 1995-2014.
[6] Orlandi S., Muccioli L., Ricci M., Berardi R. and Zannoni C. Core charge distribution and self assembly of columnar phases: the case of triphenylenes and azatriphenylenes // Chemistry Central Journal. 2007, 1 (15), 1–13.
[7] Эме. Ф. Диэлектрические измерения. – М.: Химия, – (1967).
[8] Programmable Automatic RCL Meter PM 6306. User manual. FLUKE. 1996. http://www.download-service-manuals.com/en/manual.php?file=Fluke-4810.pdf.
[9] Новик А., Берри Б. Релаксационные явления в кристаллах. – М.: Атомиздат, (1975).
[10] Yano S., Hayashi Y., and Aoki K. Dielectric relaxations in a few binary mixtures of pmethoxybenzylidene–p′nbutylaniline and a nematogenic or nonmesogenic compound // J. Chem. Phys. 1978, 68, 5214-5218.
[11] Martin A.J., Meier G., Saupe A. Extended Debye Theory for Dielectric Relaxations in Nematic Liquid Crystals // Symp. Far. Soc. 1971, 5, 119-133.
[12] Беляев В.В. Вязкость нематических жидких кристаллов. – М.: Физматлит, (2002).
[13] Блайт Э.Р., Блур Д. Электрические свойства полимеров. – М.: Физматлит, (2008).

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЭКОЛОГИЧЕСКИ ЧИСТЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ РАСТИТЕЛЬНЫХ МАСЕЛ

[1]Ермаков С.Ф., [1]Чмыхова Т.Г., [2]Тимошенко А.В., [3]Шершнев Е.Б.

E-mail: erm-s@yandex.ru

[1]Институт механики металлополимерных систем им. В.А. Белого НАН Беларуси, Гомель, Беларусь;
[2]РУП «Гомельское отделение Белорусской железной дороги. Локомотивное депо», Гомель, Беларусь;
[3]Гомельский государственный университет им. Франциска Скорины, Гомель, Беларусь.

В лабораторных условиях и натурных испытаниях в системах гребнесмазывания локомотивов показано, что экологически чистая смазка *«ЭЧС-1» на основе растительных масел в сравнении с широко используемыми на железнодорожном транспорте для рельсо- и гребнесмазывания смазками на минеральной основе обеспечивает более низкие износ сопрягаемых твердых тел и температуру в зоне трения, тем самым подтверждая более эффективное ее защитное и смазочное действие.*

Ключевые слова: триботехнические характеристики, износ, смазочный материал, экологически чистая смазка.

TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF ENVIRONMENTALLY FRIENDLY LUBRICANTS BASED ON VEGETABLE OILS

Ermakov S.F., Chmykxova T.G., Timoshenko A.V. Shershnev E.B.

In laboratory and field tests in systems of granniesmature locomotives shown that the environmentally friendly lubricant "EFL-1" based on vegetable oils in comparison with the widely used railway transport for rail - and granniesmature lubricants on mineral basis provides lower wear of the mating solids and temperature in the friction zone, thus confirming the more effective its protective and lubricating action.

Keywords: tribotechnical characteristics, wear, lubricant, environmentally friendly lubricant.

Введение. Анализ отечественного и зарубежного опыта показывает, что на современном этапе все более актуальным является создание новых экологически чистых методов и средств, необходимых для реализации низкого трения и износа твердых тел [1, 2]. Не исключением являются процессы трения системы «колесо-рельс» [2, 3]. Одним из недостатков, традиционно используемых в этих условиях смазочных материалов (СМ) из нефтяных продуктов, является их негативное влияние с точки зрения загрязнения окружающей среды. Решить эту проблему могут СМ, получаемые из экологически чистых материалов на основе возобновляемого сырья растительного происхождения – растительных масел и отходов их производства [2]. Многочисленные эксперименты

проведенные в последние годы, достаточно хорошо подтверждают высокую биоразлагаемость растительных масел, в том числе и при их попадании в почву и водные ресурсы. Таким образом, в связи с экологическими проблемами применения в этих условиях СМ из нефтяных продуктов, а также перспективами достаточно быстрого и недефицитного получения возобновляемого растительного сырья значительно возрастает интерес к использованию СМ растительного происхождения в технике.

Цель работы – исследование возможности улучшения триботехнических характеристик растительных масел и разработка на их основе эффективных смазочных материалов для тяжелонагруженных узлов трения машин, механизмов и транспортных систем.

Материалы и методы исследования. В качестве объектов исследований выбраны образцы СМ на основе рапсового и подсолнечного масел (соответственно, РМ и ПМ) без добавок и с добавками соединений холестерина (СХ) и комплексных загустителей (КЗ), синтезированные в лабораторных условиях, а также экологически чистая смазка «ЭЧС-1» на основе растительных масел (ТУ BY 400084698.311 – 2018). Данные образцы сравнивались с серийно выпускаемыми минеральными маслами (ММ): И-20А, И-40А и СМ на их основе («АКС РЕЛЬСОЛ», «АКС АГС» и др.), широко используемыми в настоящее время на железнодорожном транспорте для рельсо- и гребнесмазывания. Технологические режимы получения СМ на основе растительных масел моделировались на лабораторной реакторной системе IKA LR2.ST, модифицированной для получения комплексных пластичных СМ. Жирнокислотный состав растительных масел определяли на газовом хроматографе. Противоизносные свойства исследуемых СМ оценивали на четырехшариковой машине трения в соответствии с ГОСТ 9490—75, а также в зависимости от времени испытаний при нагрузке 392 Н по специально разработанной методике с использованием разработанных нами метода и алгоритмов для прецизионных измерений пятен износа. Испытания исследуемых СМ также проводили на компьютеризированной установке трения СМТ-1 при фрикционном взаимодействии роликов из колёсной и рельсовой сталей при скорости скольжения 0,5 м/с и нагрузке 1627 Н. Состояние поверхностей трения исследовали на оптическом микроскопе «NU-2».

Результаты и их обсуждение Широкое внедрение в последние годы процессов смазывания рельсов и колес на железнодорожном транспорте всемерно интенсифицировало поиск новых типов СМ и исследования возможности их наиболее эффективного применения в процессе эксплуатации в различных условиях трения [2, 3]. Особенно это касается создания специальных экологически чистых смазочных составов, позволяющих эффективно работать при высоких механических нагрузках, например, в парах трения «колесо-рельс», в течение длительного времени и управлять фрикционным взаимодействием твердых тел, или другими словами изменять их триботехнические характеристики в нужном направлении.

С помощью детальных хроматографических иссследований установлено, что в исследуемых растительных маслах наибольшее содержание приходится на непредельные жирные кислоты: олеиновую, линолевую и линоленовую. Последние, как известно, являются великолепными природными ПАВ, благоприятными для снижения трения и износа твердых тел. Подтверждением этого являются результаты, представленные на рис. 1.

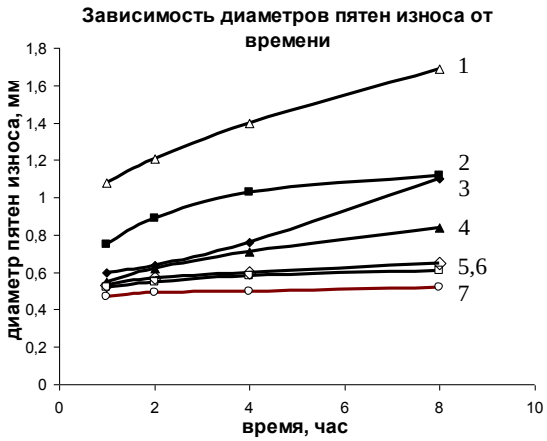


Рис. 1. **Триботехнические характеристики СМ в зависимости от времени испытаний на ЧШМ: 1-И-20А; 2-И-20А+3 мас.%СХ; 3- нерафинированное РМ; 4- нерафинированное РМ+3 мас.%СХ; 5- АКС РЕЛЬСОЛ; 6-АКС АГС; 7-СМ на основе РМ и КЗ**

Согласно полученным экспериментальным данным СМ на основе РМ (кривая 3) в сравнении с ММ (кривая 1) без добавок присадок имеют более высокие триботехнические характеристики. При этом отмечено, что с ростом времени испытаний на четырехшариковой машине трения диаметры пятен износа монотонно увеличиваются в обоих случаях. Показано, что добавки СХ (кривые 2 и 4) заметно улучшают экранирующее действие этих СМ. Однако более эффективные защитное и смазочное действие обеспечивают СМ как на минеральной (5,6), так и на растительной основе и КЗ (7).

Кроме того, в лабораторных условиях при исследовании различных по природе и свойствам СМ на четырехшариковой машине трения установлено, что экологически чистая смазка на основе растительных масел «ЭЧС-1» в сравнении с широко используемыми на железнодорожном транспорте для рельсо- и гребнесмазывания смазками на минеральной основе («АКС РЕЛЬСОЛ», «АКС АГС») обеспечивает более низкие износ сопрягаемых твердых тел и температуру в зоне трения, тем самым, подтверждая более эффективные защитное и смазочное ее действие (табл. 1).

Таблица 1. **Результаты испытаний исследуемых СМ на четырехшариковой машине трения**

Наименование смазок	Средний диаметр износа шариков, мм / температура в зоне трения, °С: при испытаниях, час	
	1	8
ЭЧС-1	0,39 / 47	0,50 / 48
АКС-АГС	0,48 / 59	0,57 / 91
АКС РЕЛЬСОЛ	0,51 / 51	0,64 / 79

Последнее подтверждено при модельных испытаниях в этих СМ на установке трения СМТ-1 при фрикционном взаимодействии роликов из колёсной и рельсовой сталей (табл. 2).

Таблица 2. **Результаты испытаний исследуемых СМ при фрикционном взаимодействии роликов из колёсной и рельсовой сталей на установке трения СМТ-1**

Наименование смазок	Износ роликов за 16 ч, г		Коэф-фициент трения	Температура в зоне трения, °С
	колесного	рельсового		
ЭЧС-1	0,0003	0,0023	0,055	59
АКС-АГС	0,0249	0,0688	0,09-0,1	79
АКС РЕЛЬСОЛ	0,0003	0,0077	0,082	73

Кроме того, по результатам испытаний исследуемых смазок в реальных условиях на тепловозах М62 в течение 3-х месяцев установлено, что износ гребней колес тепловоза, в системе гребнесмазывателя которого использовалась экспериментальная экологически чистая смазка «ЭЧС-1» на растительной основе, оказался на 12 % ниже, чем на тепловозе, который эксплуатировался со стандартной смазкой «АКС-АГС» на минеральной основе.

Выводы. Таким образом, независимыми экспериментами показано, что СМ на основе растительных масел в сравнении с традиционными СМ на минеральной основе имеют не только более высокие триботехнические характеристики, но и явно выделяются среди них своими экологическими свойствами, так как имеют высокую биоразлагаемость, в том числе, и при их попадании в почву и водные ресурсы.

[1] Джост П.К авторам и читателям журнала «Трение и износ» // Трение и износ. – 2010 (31), № 1, 5–6.
[2] Экологически чистый смазочный материал и способ его производства: патент РФ № 2551679, МПК С 10 М 169/06, С 10 М 125/22. – Бюл. 15. – 2015 / В.И. Колесников, М.В. Бойко, Д.Ю. Марченко, К.С. Лебединский.
[3] Марков Д.П. Работоспособность колесно-рельсовых смазочных материалов // Трение и износ. – 2000 (21), № 5, 544–550.

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ ДИСПЕРСНОЙ ФАЗЫ ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОК НА ИХ МЕХАНИЧЕСКУЮ СТАБИЛЬНОСТЬ

[1]Жорник В.И., [1]Ивахник А.В., [1]Ивахник В.П., [1,2]Запольский А.В.

E-mail: zhornik@inmash.bas-net.by

[1]ГНУ «Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси», Минск, Беларусь;
[2]ООО «Евразия Лубрикантс», Заславль, Беларусь.

Показано, что дисперсная фаза комплексной сульфонат кальциевой смазки имеет вид подвижного каркаса, состоящего из совокупности конгломератов единичных мицелл, у которого при трибовзаимодействии разрушается только быстровосстанавливающаяся тиксотропная компонента. Комплексные литиевые и кальциевые смазки имеют более жесткий структурный каркас дисперсной фазы в виде волокон и стрежней, у которых наряду с тиксотропной разрушается и кристаллизационная составляющая структуры дисперсной фазы, что определяет более низкий уровень их механической стабильности.

Ключевые слова: пластичная смазка, дисперсная фаза, структура, механическая стабильность.

INFLUENCE OF STRUCTURE OF DISPERSE PHASE OF GREASES ON THEIR MECHANICAL STABILITY

V.I. Zhornik, A.V. Ivakhnik, V.P. Ivakhnik, V.A. Zapolski

It is shown that the disperse phase of the complex calcium sulfonate grease has the form of the movable frame consisting of the complex of aggregates of individual micelles in which only rapidly-reducing thixotropic components are destroyed during tribological interaction. The complex lithium and calcium greases have more rigid structural frame in the form of the aggregates of fibers or rods in which the thixotropic and crystallization structure components of the disperse phase are broken during tribological interaction. This determines a lower level of mechanical stability of these lubricants

Keywords: grease, disperse phase, structure, mechanical stability.

Введение. Пластичные смазки состоят из трех основных компонентов: дисперсионная среда (жидкая основа), дисперсная фаза (твердый загуститель) и добавки (присадки или наполнители). В качестве дисперсионной среды (базового масла) могут выступать нефтяные, синтетические и растительные масла или любая жидкость, обладающая смазочными свойствами. Базовые масла являются основным компонентом пластичной смазки и составляют 75–95 масс.%. Загуститель в пластичной смазке создает пространственный каркас, удерживающий за счет адсорбционных сил дисперсионную среду. Загустителями служат твердые вещества, способные образовывать в дисперсионной среде стабильную структурированную систему – твердые нефтяные углеводороды, металлические (Li, Ca, Al, Ba и др.) мыла, некоторые продукты органического и неорганического происхождения (бентонит, силикагель, пигменты и др.). Содержание загустителя в смазке обычно составляет 5–25 масс.%. Присадками принято называть маслорастворимые наполнители, а добавками – маслонерастворимые компоненты, которые вводятся в состав пластичных смазок для улучшения их различных функциональных свойств. [1].

Качество пластичных смазок характеризуется комплексом физико-химических, реологических и трибологических свойств, к числу которых относится механическая стабильность, которая характеризует тиксотропные свойства, т. е. способность смазок практически мгновенно восстанавливать свою структуру (каркас) после выхода из зоны непосредственного контакта трущихся деталей [2]. Механическая стабильность смазок характеризует их способность противостоять разрушению.

Дисперсная фаза пластичных смазок, которые получают кристаллизацией расплавов, состоят из двух принципиально различных структур – конденсационной (кристаллизационной) и тиксотропной (диспергационной). Непосредственно после охлаждения расплава образуется конден-сационная структура, в которой частицы загустителя жестко связаны между собой при помощи прочных внутрикристаллических связей. Разрушенная в процессе эксплуатации смазки конденсационная структура дисперсной фазы самопроизвольно не восстанавливается. Разру-шенная конденсационная структура способна восстанавливаться после каждого разрушения [2].

Тиксотропные свойства смазок могут значительно различаться в зависимости от природы, формы и дисперсности частиц загустителя, его концентрации, от физико-химических свойств и содержания дисперсионной среды и ПАВ, а также от условий приготовления и степени гомогенизации смазок. Механическая стабильность пластичных смазок служит мерой изменения консистенции смазки в процессе эксплуатации и является интегральной характеристикой их устойчивости к механическому воздействию в тех или иных эксплуатационных условиях.

Материалы и методы. Влияние структуры дисперсной фазы пластичных смазок на их механическую стабильность изучалось на примере комплексной литиевой смазки (kLi-смазка) ИТМОЛ-150 (ТУ РБ 100029077.005-2006), комплексной кальциевой смазки (kCa-смазка) БИНОЛ-180 (ТУ РБ 100029077.007-2006) и комплексной сульфонат кальциевой смазки (kSulCa-смазка) OIMOL KSC WR (ТУ РБ 190410065.017-2014.

Механическую стабильность смазок принято оценивать по изменению показателей объемно-механических свойств смазок при их разрушении и восстановлении. Существуют три основных регламентированных метода определения механической стабильности смазок: ГОСТ 19295 «Смазки пластичные. Метод определения механической стабильности»; ASTM D 217 «Standard Test Method for Cone Penetration of Lubrication Grease» (стандартный метод определения пенетрации пластичных смазок); ASTM D 1831 «Standard Test Method for Roll Stability of Lubricating Grease» (стандартный метод определения стабильности смазок на роликовом стенде). В настоящей работе механическая стабильность пластичных смазок оценивалась согласно ASTM D 217 с их разрушением в стандартной мешалке от пенетрометра. Изменение показателя пенетрации в ходе длительного перемешивания свидетельствует о склонности смазки к тиксотропному разрушению и является критерием ее механической стабильности.

Результаты и их обсуждение. Дисперсные фазы исследованных смазок по своему химическому составу представляют собой комплексные соли высокомолекулярных и низкомолекулярных кислот (мыла – соли высших карбоновых кислот), образованные в случае kLi-смазки в результате взаимодействия 12-гидроксистеариновой и борной кислот с гидроокисью лития, в случае kCa-смазки – 12-гидроксистеариновой и уксусной кислот с гидроокисью кальция, а в случае kSulCa-смазки – 12-гидроксистеариновой, уксусной и сульфоновой кислот с гидроокисью кальция. В состав дисперсной фазы этих смазок наряду комплексными солями включены модифицирующие наночастицы алмазно-графитовой шихты ((kLi-смазки), диатомита (kCa-смазки), кальцита (kSulCa-смазки).

В исходном состоянии строение дисперсной фазы kLi- и kCa-смазок представляют собой совокупность переплетенных волокон (kLi-смазки) (рис. 1, *а*) или стержней (kCa-смазки) (рис. 1, *б*), которые в зоне трибоконтакта под воздействием прикладываемой нагрузки с течением времени претерпевают необратимые изменения либо агрегируясь в комкообразные хлопья (для kLi-смазки) (рис. 1, *в*), либо дробясь в мелкие кусочки (для kCa-смазки) (рис. 1, *г*). Таким образом, в данном случае наблюдается разрушение как дисперсионной (связи между волокнами или

стержнями), так и кристаллизационной (связи внутри волокон и стержней) структуры дисперсной фазы пластичных смазок. В результате подобной деградации дисперсной фазы теряется ее загущающая способность, ухудшается маслоудержание, снижаются тиксотропные свойства пластичной смазки.

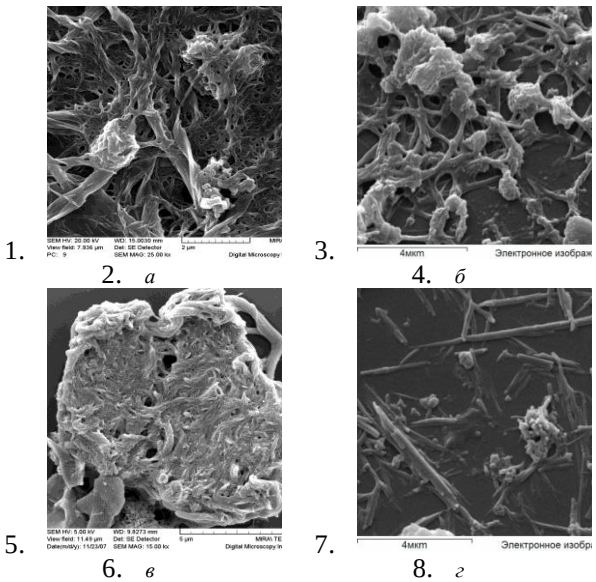


Рис. 1. **Структура дисперсной фазы смазок ИТМОЛ-150 (*а, в*) и БИНОЛ-180 (*б, г*) до (*а, б*) и после (*в, г*) испытаний.**

В частности, анализ данных, приведенных в табл. 1, показывает, что для kLi-смазки показатель пенетрации от исходного значения $P = 265 \cdot 10^{-4}$ м (класс NLGI 2, консистенция по ISO 2137 – мягкая) через 10 000 циклов нагружения изменяется на 62 ед.(или $62 \cdot 10^{-4}$ м), через 50 000 циклов – на 70 ед. (или $70 \cdot 10^{-4}$ м), а через 100 000 циклов – на 95 ед. (или $95 \cdot 10^{-4}$ м), и по завершении всего периода испытаний ее пенетрация составила $P = 360 \cdot 10^{-4}$ м, что соответствует классу NLGI 0 (консистенция ISO 2137 – полужидкая).

Таблица 1. **Изменение пенетрации различных смазок при испытаниях на механическую стабильность по ASTM D 217.**

Количество циклов нагружения	Изменение пенетрации, 10^{-4}, м		
	ИТМОЛ-150 (исх. – 265)	БИНОЛ-180 (исх. – 270)	OIMOL KSC WR (исх. – 265)
10 000	62	145	5
50 000	70	180	6
100 000	95	193	8

Для kCa-смазки показатель пенетрации от исходного значения $P = 270 \cdot 10^{-4}$ м (класс NLGI 2, консистенция по ISO 2137 – мягкая) через 10 000 циклов нагружения изменяется на 145 ед. (или $145 \cdot 10^{-4}$ м), через 50 000 циклов – на 180 ед. (или $180 \cdot 10^{-4}$ м), а через 100 000 циклов – на 193 ед.(или $193 \cdot 10^{-4}$ м), и по завершении всего периода испытаний ее пенетрация составила $P = 463 \cdot 10^{-4}$ м, что также, как и для kLi-смазки, соответствует классу NLGI 0, а по классификации ISO 2137 – полужидкой консистенции.

Структура дисперсной фазы сульфонат кальциевых смазок крайне разнообразна и зависит от величины молекулярной массы сформировавшейся мицеллы, переходя от глобулярно-игольчатой формы (так называемых «ежиков) (рис. 2, *а*) к цилиндрической, затем к дискообразной и, наконец, к пластинчатой (ленточной) (рис. 2, *б*). При этом общая объемная структура дисперсной фазы сульфонат кальциевой смазки формируется в виде подвижного пространственного каркаса (рис. 2, *в*), характеризующегося высокой степенью адаптивности к уровню механической и термической нагруженности [3].

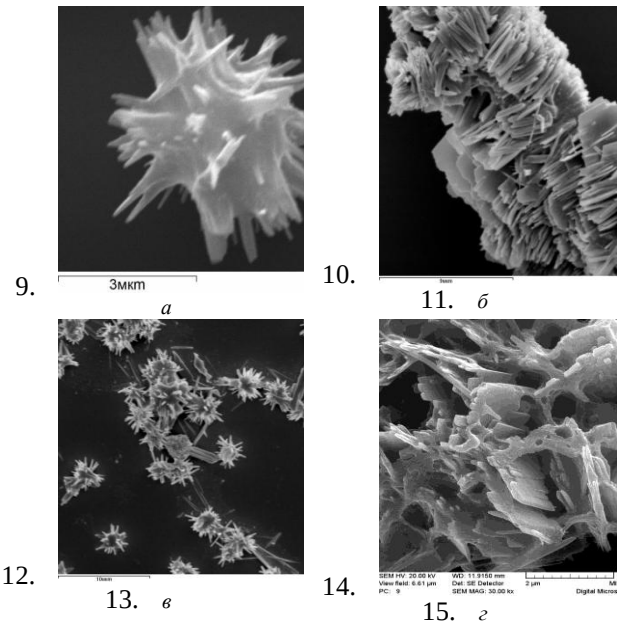


Рис. 3. **Элементы дисперсной фазы комплексной сульфонат кальциевой смазки в исходном состоянии (*а* – глобулярно-игольчатая структура; *б* – ленточная структура; *в* – совмещение глобулярных и ленточных структур) и после испытаний (*г*)**

Это подтверждается, в частности, результатами испытаний смазки OIMOL KSC WR на механическую стабильность (табл. 1), которые свидетельствуют о том, что для kSulCa-смазки показатель пенетрации от исходного значения $P = 265 \cdot 10^{-4}$ м (класс NLGI 2, консистенция ISO 2137 – мягкая) через 10 000 циклов нагружения изменяется на 5 ед. (или $5 \cdot 10^{-4}$ м), через 50 000 циклов – на 6 ед. (или $6 \cdot 10^{-4}$ м), а по завершении всего периода испытаний через 100 000 циклов пенетрация изменилась всего на 8 ед. (или $8 \cdot 10^{-4}$ м) и составила $P = 273 \cdot 10^{-4}$ м, что соответствует тому же классу NLGI 2 (по классификации ISO 2137 – консистенция мягкая).

Анализ структуры дисперсной фазы kSulCa-смазки после проведения испытаний показывает, что высокая степень ее разветвленности сохранилась (рис. 2, *г*), что позволяет обеспечивать маслоудержание и характеризует высокую механическую стабильность этой смазки. На наш взгляд, это обусловлено тем, что в процессе циклического нагружения для kSulCa-смазки в

значительно меньшей степени, чем для kLi- и kCa-смазок, происходят необратимые разрушения дисперсной фазы. В данном случае под влиянием повышенных механических воздействий в зоне трибоконтакта происходит разрушение только тиксотропной (диспергационной) структуры дисперсной фазы (межмолекулярных связей между отдельными «ежиками» или пластинами), которые после снижения уровня нагружения смазочного материала при его выходе из трибоконтакта быстро восстанавливаются. При этом разрушения конденсационной (кристаллизационной) структуры дисперсной фазы (самих «ежиков» или пластин) не наблюдается.

Заключение. Комплексная сульфонат кальциевая смазка благодаря особенностям строения ее дисперсной фазы, имеющей вид подвижного каркаса, состоящего из совокупности конгломератов единичных мицелл, существенно превосходит по уровню механической стабильности комплексную литиевую и комплексную кальциевую смазки, которые имеют более жесткий структурный каркас в виде совокупности волокон или стрежней. В процессе трибовзимодействия в комплексной сульфонат кальциевой смазке происходит разрушение только быстровосстанавливающейся тиксотропной компоненты структуры дисперсной фазы, в то время как у комплексной литиевой и комплексной кальциевой смазок наряду с тиксотропной разрушается и кристаллизационная составляющая структуры дисперсной фазы, что обуславливает необратимые процессы деградации смазочного материала.

Повышенная механическая стабильность комплексной сульфонат кальциевая смазка обуславливает перспективность ее применения в тяжелонагруженных и высокотемпературных узлах трения, а также условиях действия ударных нагрузок.

[1] Ищук Ю.Л. Состав, структура и свойства пластичных смазок. – Киев: Наукова думка, 1996. – 516 с.
[2] Ваванов В.В., Вайнштоk В.В., Гуреев А.А. Автомобильные пластичные смазки. – М.: Транспорт, 1986. – 144 с.
[3] Жорник В.И., Ивахник А.В., Запольский А.В. [и др.] Комплексная сульфонат кальциевая дисперсная фаза – основа инновационных смазочных наноматериалов // Актуальные вопросы машиноведения: сб. науч. тр., 2017. – Вып. 6. – С. 346-350.

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЛАСТИЧНОЙ СМАЗКИ С НАНОМОДИФИКАТОРАМИ ТРЕНИЯ

Задошенко Е.Г., Бурлакова В.Э.

E-mail: zadoshenkoq@rambler.ru

Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия.

Рассмотрено влияние содержание наночастиц никеля на триботехнические свойства смазки ЦИАТИМ-201 и структуру поверхностных слоев пар трения. Показано, что введение наночастиц никеля приводит к улучшению триботехнических показателей смазки. Результаты АСМ исследований, оптической профилометрии и микромеханические свойства поверхности указывают на изменения ее профиля и образование тонких поверхностных слоев с большим модулем упругости.

Ключевые слова: трение, износ, наночастица, поверхность трения.

TRIBOTECHNICAL PROPERTIES OF GREASE WITH NANOMODIFICATORS OF FRICTION

Zadoshenko E.G., Burlakova V.E.

The effect of the content of nickel nanoparticles on the tribotechnical properties of the lubricant CIATIM-201 and the structure of the surface layers of friction pairs is considered. Tribological studies have shown that the introduction of nickel nanoparticles leads to an improvement in the tribotechnical characteristics of the lubricant CIATIM-201. The results of AFM studies, optical profilometry and micromechanical properties of the surface indicate changes in its profile and the formation of thin surface layers with a large modulus of elasticity.

Keywords: friction, wear, nanoparticle, friction surface.

Введение. Одним из основных направлений трибологии является создание новых смазочных материалов и улучшение их свойств за счет введения добавок. В последнее время в качестве добавок широко используются нанопорошки чистых металлов, их оксидов и сульфидов, нанопорошки природных и синтетических металлокерамических соединений, углеродные наноматериалы [1-5]. Интерес к использованию наноматериалов в трибологии связан не только с расширением их производства, но и с их уникальными механо-физическими свойствами. Формы, размеры,

твердость наночастиц влияют на триботехнические параметры смазок и режимы трения. Показано [6-8], что введение нанопорошка металлов приводит к снижению трения, износа и расширению нагрузочно-скоростного диапазона условий трения. Улучшение триботехнических характеристик узлов трения при наличии нанопорошков металлов в смазках, как отмечено в исследованиях [1-6], связано с эффектом качения-скольжения, образованием трибопленки в зоне трения, процессом полировки и сглаживания поверхностей трения, формированием третьего тела между трущимися поверхностями, а также изменением реологических свойств смазок. Поэтому на сегодняшний день применение наночастиц в качестве добавок к смазкам и уточнение их влияния на механизм смазочного действия требует уточнения.

Целью работы является изучение влияния наночастиц никеля на триботехнические характеристики пластичной смазки ЦИАТИМ-201 и структуру поверхностных слоев пары трения сталь-сталь.

Материалы и методы. Трибологические исследования проводили на ЧШМ в соответствии ГОСТом и на торцевой машине трения АЕ-5 в паре трения сталь 45-сталь 45 при нагрузке 2,5 мПа, скорости относительного скольжения 0,5 м/с, в течение 4 часов. В качестве смазки использовали чистую пластичную смазку ЦИАТИМ-201 и смазки с добавками 0,05, 0,1; 0,2% масс. наночастиц никеля, полученные методом термического разложения свежеприготовленного формиата никеля. Для уточнения состава, размеров и формы синтезированных частиц никеля использовали методы рентгенофазового анализа (РФА) и атомно-силовой микроскопии (АСМ). Визуализацию топографии поверхности трения и оценку профиля шероховатости проводили на сканирующем зондовом микроскопе марки PHYWE Compact и оптическом профилометре ContourGT-K1. Определение механических характеристик поверхностных пленок осуществлялось методом инструментального индентирования на Nanotest Platform 3 (Micromaterials, UK) в соответствии с методикой, предложенной Оливером и Фарром. Начальная и максимальная нагрузки составляли соответственно 0,1 и 10 мН. Скорость нагрузки и разгрузки поддерживались постоянными, время загрузки и разгрузки составляло 30 с, продолжительность выдержки при максимальной нагрузке 30 с.

Результаты и их обсуждение. Трибологические исследования показывают, что с ростом концентрации наночастиц никеля в составе ЦИАТИМ-201 наблюдается уменьшение диаметра пятна износа: до 4% для смазки с содержанием 0,05% никеля, до 20% с содержанием 0,1% никеля и до 32% с содержанием 0,2% никеля. При этом критическая нагрузка, нагрузка сваривания и расчетный показатель индекс задира начинают возрастать в смазках при концентрации более 0,1% порошка никеля. Это свидетельствует о расширении нагрузочного диапазона и увеличении несущей способность смазки при наличии нанопорошка никеля в смазке. Полученные данные согласуются с результатами работ [7, 8], где наиболее эффективное уменьшение диаметра пятна износа наблюдается при концентрации наночастиц никеля до 1% в смазке 500SN и 0,5% в синтетической смазке PAO, а улучшение их триботехнических характеристик объясняются образованием пленки никеля и оксида никеля в зоне контакта трущихся поверхностей.

Результаты АСМ исследований поверхности трения указывают, что в процессе фрикционного контакта при действии высокой температуры, удельного давления и молекулярного взаимодействия с добавками наноразмерного никеля происходит изменение текстуры поверхности и формирование нового профиля неровностей.

Количественная оценка профиля поверхности трения показала, что значения средней шероховатости образца, работающего при трении в присутствии смазки ЦИАТИМ-201, увеличивается до Ra=18,8 нм, для образца, эксплуатируемого в тех же условиях трения, но в присутствии 0,2 % никеля, наоборот, уменьшается до Ra=10,6 нм. Данный факт свидетельствует о том, что в процессе фрикционного взаимодействия при смазывании ЦИАТИМ-201 с добавками наночастиц никеля происходит сглаживание поверхности трения.

Сканирование поверхности трения методом оптической профилометрии показало, что микрогеометрия поверхности трения в чистой смазке и в присутствии наночастиц никеля демонстрирует значительные структурные изменения, рис. 1. При относительном движении двух поверхностей формирующаяся структура слоя имеет множество неровностей и пор, которые способны захватывать не только смазку, но и имеющиеся в ней частицы никеля.

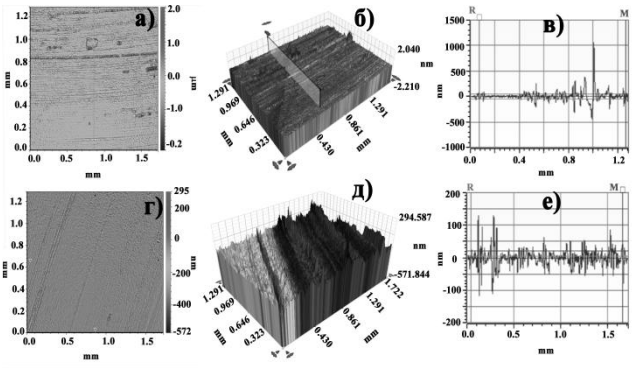


Рис. 1. **Результаты оптической микроскопии поверхности трения в ЦИАТИМ-201 (а, б, в) и в ЦИАТИМ-201+0.2% никеля (г, д, е): а, г - 2D-изображение поверхности, б, д - 3D-изображение поверхности, в, е – шероховатость**

Анализ данных, приведенных на рис.1 (в, е), позволяет сделать вывод, что усредненный параметр шероховатости Sa поверхности стали в чистой смазке ЦИАТИМ-201 имеет более высокие значения по сравнению с Sa поверхности после трения в

присутствии наночастиц никеля, который в ~ 10 раз ниже.

Изучение микромеханических свойств приповерхностных слоев показали, что при нагружении глубина проникновения индентора в поверхностный слой металла, образующийся при трении в присутствии наночастиц никеля, несколько ниже, чем при трении в чистой немодифицированной смазке. В течение 30 секундной выдержки при максимальной нагрузке наблюдается пробой сформированного поверхностного слоя. Далее обе кривые разгрузки совпадают. Значение микромеханических характеристик поверхностных слоев трения такие как твердость и модуль упругости в присутствии чистой смазки соответственно равны 10,5 ГПа и 244 ГПа, а с добавкой наночастиц никеля – 9,5 ГПа и 281 ГПа. Полученные результаты указывают, что наличие наночастиц никеля в смазке способствует образованию тонких поверхностных слоев на дорожке трения стали с большим модулем упругости. Формирование таких поверхностных структур связано с тем, что наночастицы никеля оказывают микрополирующее действие на поверхность трения стали, при этом она приобретает повышенную активность и еще в большей степени способна адсорбировать компоненты смазки.

Таким образом, введение синтезированных наночастиц никеля в базовую смазку ЦИАТИМ-201 приводит к улучшение триботехнических характеристик пары трения за счет формирования структурированных слоев в зоне трения.

[1] Dan Guo, Guoxin Xie, Jianbin Luo. Mechanical properties of nanoparticles:basics and applications // J. Phys. D Appl. Phys. – 2014 (47), 1-25.
[2] Wu Y.Y, Tsui W.C., Liu T.C. Experimental analysis of tribological properties of lubricating oils with nanoparticle additives // Wear – 2007 (262), 819–825.
[3] Alves, S. M., Barros, B.S., Trajano, M.F., Ribeiro, K.S.B., Moura, E.: Tribological behavior of vegetable oil-based lubricants with nanoparticles of oxides in boundary lubrication conditions // Tribol. Int. – 2013 (65), 28-36.
[4] Yu, H.L., Xu, Y., Shi, P.J., Wang, H.M., Zhao, Y. and Xu, B.S. Tribological behaviors of surface-coated serpentine ultrafine powders as lubricant additive // Tribol. Int. – 2010 (43), 677-685.
[5] Tarasov S., Kolubaev A., Belyaev S., Lerner M., Tepper F. Study of friction reduction by nanocoper additives to motor oil // Wear – 2002 (252), 63-69.
[6] Padgurskas, J., Rukuiza, R., Prosyčevas, I., Kreivaitis, R.: Tribological properties of lubricant additives of Fe, Cu and Co nanoparticles //Tribol. Int. – 2013 (60), 224-232.
[7] Qiu, S., Zhou, Z., Dong, J. and Chen, G. Preparation of Ni nanoparticles and evaluation of their tribological performance as potential additives in oils // J. Tribol. – 2001 (123), 441–443.
[8] R. Chou, A. Hernández Battez, J.J. Cabello , J.L.Viesca, A.Osorio, A.Sagastume. Tribological behavior of polyalphaolefin with the addition of nickel nanoparticles // Tribol. Int. – 2010 (43), 2327-2332.
[9] Chen, Y., Zhang, Y., Zhang, S., Yu, L., Zhang, P., & Zhang, Z. Preparation of nickel-based nanolubricants via a facile in situ one-step route and investigation of their tribological properties // Tribol. Lett. – 2013 (51), 73-83.

УСКОРЕНИЕ ВНЕДРЕНИЯ ИННОВАЦИЙ В ОБЛАСТИ ТРИБОЛОГИИ И ТРИБОТЕХНИКИ

[1]Зайнетдинов Р.И., [2]Гадолина И.В.

E-mail: zri7755@gmail.com

[1]Независимый исследователь, Москва, Россия;
[2] Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия.

Разработана теоретическая модель и предложен практический метод ускорения процесса внедрения инноваций в области трибологии и триботехники. Метод основан на синергетическом подходе, анализе точек бифуркации на траекториях инновационного технологического развития, а также на управлении материальным, энергетическим и информационным потоками, входящими в обновляемую систему.

Ключевые слова: инновация, триботехника, внедрение, ускорение, трибология, бифуркация, синергетика, энтропия.

ACCELERATING THE COMMERCIALIZATION OF INNOVATION IN THE FIELD OF TRIBOLOGY AND TRIBOTECHNIQUE

Zainetdinov R.I., Gadolina I.V.

The theoretical model is developed and the practical method for shortening the time of commercialization of innovative process is offered for the field of tribology and tribotechnique. The method is based on synergetic approach, analysis of bifurcation points on the trajectories of innovative technological development, as well as managing the flows of matter, energy and information at the input of the updated system.

Keywords: innovation, tribotechnique, accelerating, commercialization, bifurcation, synergetics, informational entropy.

Трибология и триботехника являются инновационными направлениями научно-технической деятельности, идущими по пути успешного развития [1-3]. На этом пути инновации внедряются обычно по сценарию постепенного замещения существующей (базовой) технологии одной или несколькими инновационными. При этом могут возникать существенные задержки в процессе внедрения в связи с сильным сопротивлением устаревшей замещаемой технологии. Так, на рис. 1 в качестве примера представлена реальная траектория инновационного развития, связанная с историческим фактом [4,5] существенной задержки ΔT технологического замещения парусных судов пароходами на Трансатлантических линиях в период с 1797 по 1964 гг. Это показательный, но далеко не единственный пример длительной задержки внедрения инноваций.

Как показывает многолетний опыт работы одного из соавторов на кафедре «Инновационные технологии», конкретные результаты новаторской деятельности в современной России не всегда соответствуют ожиданиям из-за недооценки важности научного управления инновационно-инвестиционными процессами и замалчивания реальных проблем, возникающих при внедрении инноваций. Довольно редко используются перспективные и современные методы теории инноваций и других наук, в частности нелинейной динамики и теории самоорганизующихся систем (синергетики). В реальной практике, к сожалению, в основном преобладает метод проб и ошибок. Такие действия методом проб и ошибок, попытки управлять переходными инновационными процессами и сложными обновляемыми системами, не зная и/или не учитывая их свойств и не вполне понимая, в каком состоянии эти системы находятся в конкретный момент времени, не позволяют принимать эффективные управленческие решения и стабильно получать желаемые результаты.

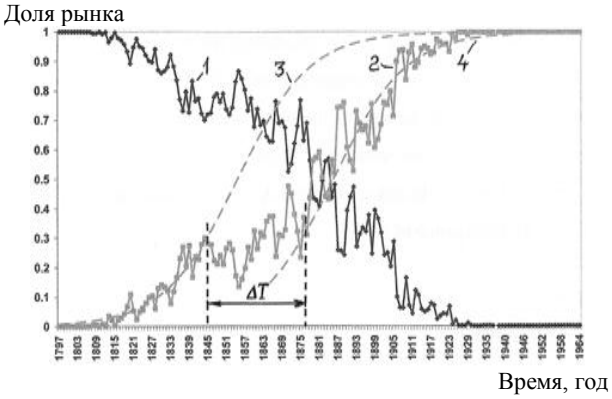


Рис. 1. **Пример задержки ΔT внедрения из-за сильного сопротивления в процессе замещения технологии парусных судов (линия 1) пароходами (2).**

В то же время в результате ускорения развития и усложнения социально-экономических систем в развитых странах мира приходит понимание того, что сложившиеся традиционные формы и методы управления не могут справиться со стремительно нарастающими проблемами, кризисными ситуациями и требуют значительной корректировки и обновления. В современном быстро меняющемся мире методы и формы управления инновациями также должны обновляться в направлении большей гибкости, большей адаптивности, повышения способности своевременно решать задачи регулирования инвестиционных, материальных, информационных и других потоков для достижения поставленных целей инновационного технологического развития на макро-, мезо- и микроуровнях.

Новые возможности открываются подходами, основанными на методах синергетики, выявлении точек бифуркации на траекториях инновационного развития, а также на анализе аттракторов технологического развития. В настоящее время чрезвычайно актуальным является анализ и выбор путей и возможностей ускорения внедрения инноваций в различных областях, в том числе, в трибологии, трибофатике и триботехнике.

Рассмотрим инновационно-инвестиционный процесс развития открытой технологической системы. Такие системы в процессе своего обновления развиваются как открытые диссипативные устойчиво неравновесные системы, способные к самоорганизации [6,7]. Наличие информационного, энергетического и материального потоков (в качестве которых выступают потоки инвестиций, технической и патентной информации, кадров, оборудования и т.д.) от внешних источников к системе и их диссипация являются предпосылками активности инновационной системы. Рассматриваемые самоорганизующиеся системы включают и профессиональные сообщества, а с психологических позиций сюда целесообразно добавить поток «мотивационной энергии», угасание которого приводит к снижению темпов роста научных знаний, истощению потока инноваций и постепенному разрушению интеллектуальной структуры, что подчеркивает диссипативный характер инновационных систем. Гомеостатические свойства профессионального сообщества определяются такими факторами, как научные школы и исторические традиции, стабильная система образования и классические учебники, которые обеспечивают преемственность и устойчивое развитие науки, техники и технологий. Эта модель открытой активной обновляемой системы вполне соответствует концепции открытых инноваций [8].

Предлагаемый синергетический подход к управлению инновационными процессами и сопряженными с ними материальным, энергетическим и информационным потоками базируется на изучении, анализе и моделировании свойств и состояний переходных инновационно-инвестиционных процессов и обновляемых технологических систем.

В качестве критического элемента такой системы рассмотрена локальная зона повышенного градиента определяющего параметра *X*, лимитирующего режим работы всей обновляемой системы. Для анализа поведения локальной зоны такого критического элемента использована модель бистабильного элемента (рис. 2), обладающего двумя устойчивыми состояниями – старым (0) и новым (1), в каждом из которых он может находиться достаточно долго с вероятностью P_0 и P_1 соответственно. Внешние воздействия могут приводить к переходу критического элемента из одного состояния в другое.

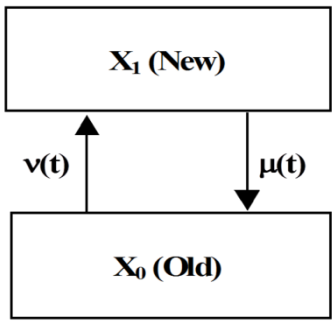


Рис. 2. **Граф переходов бистабильного элемента, моделирующего поведение обновляемой системы.**

Рассмотрены три характерных режима существования обновляемой системы:

а) старвация - легкий (стабильный) режим, когда $P_0 > P_1$, т.е. система бóльшую часть времени продолжает находиться в старом состоянии, преобладает устаревшая технология;

б) бифуркация – переходный режим, когда $P_0 = P_1 = 0{,}5$;

в) инновация - режим, когда $P_1 > P_0$, т.е. система бóльшую часть времени находится уже в новом состоянии, инновационная технология преобладает.

Для анализа эволюции обновляемой системы в процессе перехода от старвации к инновации нами исследована динамика информационной энтропии, которая является мерой неопределенности существования системы, и равна количеству информации по Шеннону, необходимому для снятия этой неопределённости [7]:

$$H = -\sum_{j=0}^{1} P_j(t) \log_2 P_j(t) \quad . \qquad (1)$$

Важнейшей функцией состояния системы является энтропия, изменение которой в открытых системах можно разделить на сумму двух составляющих: поток энтропии, зависящий от процессов обмена с окружающей средой, и производство энтропии из-за необратимых процессов внутри системы [9]. Определенные стадии эволюции системы могут происходить при общем понижении энтропии, когда в ходе эволюции разупорядоченность уменьшается за счет оттока энтропии, происходит самоорганизация, система эволюционирует к более сложной структуре. В устойчиво неравновесном состоянии производство энтропии внутри системы компенсируется оттоком энтропии, т.е. притоком информации извне системы или с других иерархических уровней внутри самой системы [9,10]. Аналитическая зависимость для описания динамики потока информационной энтропии *H(t)* во времени *t* получена нами в виде [11,12]:

$$H(t) = -\frac{\alpha}{1+\alpha}\frac{1}{\ln 2}\left\{\frac{1+\alpha e^{-\beta t}}{\alpha}\ln\left[\frac{1}{1+\alpha}\left(1+\alpha e^{-\beta t}\right)\right] + \left(1-e^{-\beta t}\right)\ln\left[\frac{\alpha}{1+\alpha}\left(1-e^{-\beta t}\right)\right]\right\}, \qquad (2)$$

где $\alpha=\nu/\mu$ - параметр режима существования обновляемой системы; ν, μ - интенсивности переходов критического элемента системы соответственно из старого состояния в новое и обратно; $\beta=\nu+\mu$.

Для переходного режима существования обновляемой системы при $\alpha>1$ наступление точки бифуркации соответствует моменту времени [11,12]:

$$t_b = -\frac{1}{\beta}\ln\left(\frac{\alpha-1}{2\alpha}\right). \qquad (3)$$

Выполнен также анализ потока информационной энтропии и скорости его изменения как отклика обновляемой системы на изменение условий существования путем внешних воздействий. На рис. 3 показаны графики изменения потока информационной энтропии *H(t)* и его скорости *dH/dt* для случая, когда в условный момент времени $t = 1{,}4$ на систему оказывается воздействие, приводящее к переходу обновляемой системы от легкого режима старвации ($\alpha<1$) к режиму инновации ($\alpha^*>1$).

Вначале в период времени от 0 до 1,399 критический элемент системы находится в режиме старвации. Поток энтропии за время переходного процесса стабилизируется на уровне, соответствующем этому режиму, без прохождения точки бифуркации. В условный момент времени t=1,4 на систему оказывается воздействие, приводящее к переходу от старвации ($\alpha<1$) к новому ($\alpha^*>1$) режиму (инновация). Анализ полученных нами зависимостей показал, что обновляемая система реагирует на сильное воздействие, приводящее к инновации, резким возрастанием потока энтропии от достигнутого в предшествующих условиях стационарного уровня H_{ST} до максимума $H^*_{max}=1$ в момент времени t^*_b, соответствующий прохождению точки бифуркации [11,12]:

$$t_b^* = -\frac{1}{\beta^*}\ln\frac{(\alpha^*-1)(\alpha+1)}{2(\alpha^*-\alpha)} \quad . \qquad (4)$$

При этом скорость dH^*/dt^* приращения потока энтропии резко падает до нуля, становится отрицательной, проходит минимум и стремится к

нулю, когда обновляемая система входит в новое стационарное состояние. После прохождения точки бифуркации t^*_b поток информационной энтропии уменьшается и стабилизируется на новом стационарном уровне H^*_{ST}, соответствующем масштабу инновации.

Дополнительный анализ показал, что в точке бифуркации, соответствующей моменту времени t^*_b, дисперсия D_x определяющего параметра X обновляемой системы также достигает максимума. В этот момент обновляемая система характеризуется наибольшей разупорядоченностью, хаотичностью, когда случайные флуктуации проявляются на макроскопическом уровне. Этот факт позволяет использовать дисперсию D_x в качестве диагностического параметра состояния обновляемой системы [12].

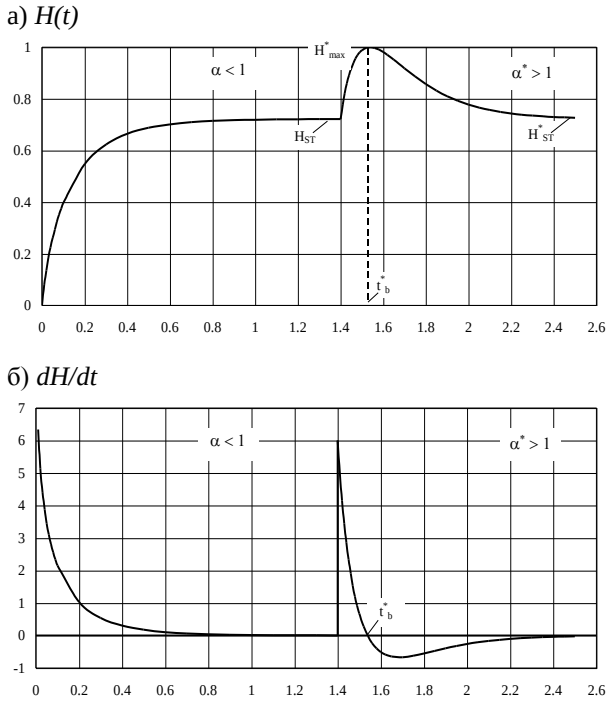


Рис. 3. **Динамика изменения потока информационной энтропии H(t) (а) и его скорости dH/dt (б) в случае инновации системы (α<1; α*>1).**

Точка t^*_b, являющаяся стохастическим аналогом точки бифуркации, ассоциируется с процессом самоорганизации, то есть разрушением старой диссипативной структуры, исчерпавшей свои возможности, и появлением новой структуры, соответствующей изменившимся в результате инновации условиям существования, переходу обновленной системы на новый уровень развития.

Открытая система адаптируется к новым условиям путем совершенствования структуры и возвращается в стационарное состояние благодаря оттоку энтропии и притоку информации извне или с других иерархических уровней обновляемой системы. Полученные в работах [11,12] математические выражения позволяют прогнозировать момент наступления точек t^*_b бифуркации и критического состояния обновляемой системы, когда целесообразно принять меры, способствующие ускорению внедрения инновации и скорейшей адаптации обновляемой системы к новым условиям.

Важным является то, что выявлена зависимость режима существования системы и времени прохождения ею точки бифуркации от функции распределения стохастического процесса воздействий на систему, её входных потоков (например, инвестиционных, информационных и др.). На рис. 4 в качестве примера приведен график зависимости параметра режима α от параметров (среднего значения X и стандартного отклонения S_x) нормального случайного процесса на входе обновляемой системы.

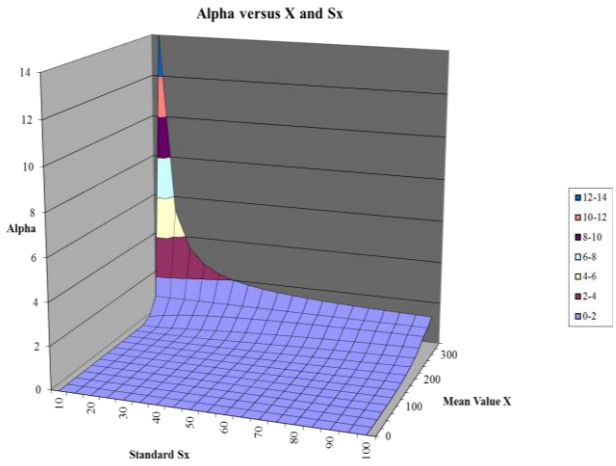


Рис. 4. **Изменение параметра α режима системы от среднего значения X и стандарта Sx случайного процесса на входе инновационной системы.**

При целенаправленном изменении параметров входных потоков появляется возможность влиять на время преодоления критическим элементом системы точки t^*_b бифуркации (или каскада бифуркаций). Возможность оценки времени прохождения системы через это состояние, характеризуемое наиболее высокими рисками, позволяет предпринимать превентивные меры, способствующие скорейшему переходу системы через эту точку и успешной адаптации системы к новому состоянию (инновации). В это время целесообразно (путем рационального управления потоками, входящими в систему) создать наиболее благоприятные условия для успешного прохождения системой точки бифуркации в желаемом направлении, а также предпринять все возможные меры, чтобы направить систему по благоприятному пути инновационного развития [7,8,13].

Потенциальные возможности, возникающие в момент бифуркации, привлекают развитие обновляемой системы, она самоорганизуется, совершенствует свою структуру, переходит на качественно новый уровень развития. Отсюда следует, что инновационное технологическое развитие определяется не столько начальными условиями и «тяжелым наследием прошлого»,

сколько будущими возможными состояниями, то есть аттракторами технологического развития, к которым система стремится после бифуркации, при чем эти процессы необратимы [14].

Время – невосполнимый ресурс, поэтому предлагаемый метод, предназначенный для сокращения сроков внедрения инноваций, целесообразно рассматривать, как один из важных и полезных инструментов концепции «Бережливые Инновации» (Frugal Innovation, Lean Innovation) [15,16].

Выводы. Предложен метод ускорения внедрения инноваций, в том числе в области трибологии и триботехники, путем рационального управления потоками (инвестиционными, материальными, информационными и др.), входящими в обновляемую систему. Необходима и целесообразна практическая апробация предлагаемого метода ускорения внедрения инноваций в области трибологии и триботехники. Предложения о сотрудничестве просим направлять доктору технических наук профессору Зайнетдинову Рашиду Исламгуловичу на E-mail: zri7755@gmail.com.

[1] Goryacheva, I.G. Development of Galin's Research in Contact Mechanics. In L.A.Galin and G.M.L.Gladwell (Ed.) Contact Problems, Springer, 2008, pp. 207-237.
[2] М.М.Хрущов. Трение, износ и микротвердость материалов. Избранные труды (к 120-летию со дня рождения). Отв. ред. И.Г.Горячева. М.: Красанд, 2012. 512 с.
[3] Балабанов В.И., Болгов В.Ю. Автомобильные присадки и добавки. М.: Эксмо, 2011. 340 с.
[4] Rosenberg, N. On technological expectations. The Economic Journal. 1976. V.86 (34). Pp. 523 - 535.
[5] Зайнетдинов Р.И. Анализ типовых траекторий инновационного технологического развития и их классификация // Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении: Научные труды III-й международной научной конференции. - М.: ИМАШ РАН, 2015. С.104 - 106.
[6] Зайнетдинов Р.И. Моделирование свойств инноваций на основе энтропийного, мультифрактального и вейвлетного анализа // Управление инновациями 2009: Материалы международной научно-практической конференции. М.: ЛЕНАНД, 2009. С. 114-118.
[7] Зайнетдинов Р.И. Построение концепции управления инновациями на основе моделей точных наук // Гуманитарные и естественные науки: проблемы синтеза. Материалы Всероссийской научной конференции. М.: Научный эксперт, 2012. - С. 580-593.
[8] Чесбро Г. Открытые инновации. М.: Поколение, 2007. 336 с.
[9] Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов. М.: Иностранная литература, 1960. 128 с.
[10] Николис Г., Пригожин И. Познание сложного. М.: Мир, 1990. 344 с.
[11] Zainetdinov R.I. Dynamics of Informational Entropy Associated with Self-Organization Process in Open System // Chaos, Solitons & Fractals. Pergamon. 1999. Vol. 10. No. 9. Pp. 1425 - 1435.
[12] Zainetdinov R. Entropy Dynamics Associated with Self-Organization // Paradigms of Complexity. Fractals and Structures in the Science / Singapore: World Scientific, 2000. Pp. 229-242.
[13] Кристенсен К. Закон успешных инноваций. М.: Альпина Паблишер, 2017. 268 с.
[14] Синергетика инноваций / О.С.Сухарев, С.В.Шманёв, А.М.Курьянов. М.: Финансы и статистика; ИНФРА-М, 2011. 368 с.
[15] Бережливые инновации: Технологии умных затрат / Нави Раджу, Джайдип Прабху. М.: Олимп-Бизнес. 416 с.
[16] Зайнетдинов Р.И. Метод ускорения внедрения инноваций, как новый инструмент концепции Lean Innovation. Proceedings of the 9th DQM International Conference "Life Cycle Engineering and Management (ICDQM-2018)". Prijevor, Serbia, 2018. Pp. 485-495. (In Russian).

АКТУАЛЬНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ТРИБОЛОГИИ НА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОМ ТРРАНСПОРТЕ

Захаров С.М.

E-mail: zakharov.sergey@vniizht.ru

АО «Научно-исследовательский институт железнодорожного транспорта» (АО «ВНИИЖТ»), Москва, Россия.

Изложены основные проблемы, связанные с трибологией на железнодорожном транспорте России. Они охватывают разные аспекты тяжеловесного и скоростного движений, включая вопросы торможения, токосъема, системную проблему «колесо-рельс» и связанную с ней проблему сцепления, безопасность движения, экономию энергии и топлива, экологические вопросы, применение информационных технологий.

Ключевые слова: колес-рельс, тяжеловесное и скоростное движение, сцепление, колесо-рельс, токосъем, экономия энергии.

ACTUAL TRIBOLOGY PROBLEMS ON THE RAILWAY TRANSOPRT

Zakharov S.M.

The main problems in the Russian railway transport related to tribology are described. They include various aspects of tribology related to the development of heavy haul and high speed trains operation, the system problem of wheel-rail and connected problem of its adhesion, safety issues, current collection and braking, energy and fuel economy, environmental issues, information technologies.

Keywords: wheel-rail, heavy haul and high-speed operation**,** adhesion, wheel/rail current collection, energy saving.

Среди трибологических проблем функционирования и надежности узлов трения железнодорожного транспорта, можно выделить несколько актуальных направлений связанных с: тяжеловесным и скоростным движением, безопасностью, направленные на ресурсосбережение и снижение эксплуатационных затрат, экономию топливно-энергетических ресурсов, снижение вредного экологического воздействия на окружающую среду.

Тяжеловесное движение – это комплекс технологий, обеспечивающих экономически оправданную перевозку требуемых объемов тяжелых массовых грузов на заданное расстояние. Необходимость в применении этих технологий в России связана с «узкими местами», на которых имеются ограничения по пропускной способности, которые уже к 2020 году могут достигнуть более 20 тыс. км по протяженности.

В России имеются четыре коридора, на которых на регулярной основе осуществляются перевозки массовых грузов от мест добычи до мест потребления или перегрузки в портах на расстояния 4000-6000 км, а масса тяжеловесных поездов – от 6200 до12000 т.

Наиболее значимыми трибологическими проблемами в грузовом, в особенности тяжеловесном движении, являются:

- сцепление колес локомотивов с рельсами при обеспечении их не повреждаемости, как при тяге с головы поезда, так и при распределенной тяге;
- обеспечение эффективности торможения поездов повышенной массы и длины;
- обеспечение устойчивости системы «экипаж-путь» против схода;
- обеспечение требуемой работоспособности рельсов и колес при повышенных осевых нагрузках.

Большинство из этих проблем решаются на основе системного подхода.

В проблеме повреждаемости колес локомотивов и рельсов, по статистическим и экспериментальным данным устанавливались допустимые критерии проскальзывания, обеспечивающие нужный режим «загруженности по сцеплению». Этот подход актуален и в настоящее время, но требуются экспериментальные данные по новым мощным электровозам с асинхронным приводом, поступающим на железные дороги.

Вечная для железнодорожного транспорта проблема «колесо-рельс» есть результат взаимодействия экипажа и пути, а дефекты колеса и рельса, возникающие в эксплуатации, во многом результат преобладания какого-то вида взаимодействия приводящего к повышенному изнашиванию и/или контактно-усталостным повреждениям. Эти виды взаимодействия имеют место при движении в кривых, повышенных углах набегания колеса на рельс, движении по кривым со скоростями, не соответствующими установленному возвышению наружного рельса и многим других вариантам неблагоприятного взаимодействия, включая сочетания профилей колес и рельсов, вызывающие повышенные контактные напряжения, термомеханические повреждения, вызванные скольжением колеса по рельсу и многие другие. К этим известным, преобладавшим ранее видам повреждений, связанных с наличием в металле на глубине максимальных касательных напряжений неметаллических включений, добавились повреждения связанные с характером взаимодействия колес и рельсов при преобладании поперечной компоненты относительного проскальзывания. Это происходит в условиях применения нового поколения дифференцированно упрочненных рельсов, произведенных по более совершенным технологиям, взамен объемно закаленных рельсов. Механизм возникновения и, особенно, развития повреждений в рельсах и, особенно, условия перехода в поперечные трещины – одна из задач в этой области, в значительной мере связанная с безопасностью движения. Исследование микроструктуры рельсов, остаточных напряжений, контактно-усталостной стойкости, а также моделирование возникновения поверхностных контактно-усталостных повреждений с учетом конкурирующих механизмов изнашивания и контактно-усталостных повреждений является одной из задач исследований, которые проводятся ИПМех РАН совместно с АО «ВНИИЖТ» в рамках проекта РФФИ-офи-м РЖД № 17-20-01147.

Одно из направлений исследований связано с изучением температурных полей вблизи областей контакта колеса и рельса, с учетом особенностей теплоотвода при определении поверхностных температур, в частности при юзе и буксовании. Одним из результатов этих исследований является формирование требований к параметрам противоядных устройств для борьбы с юзом и буксованием. Следует отметить постановку и решение нестационарной задачи термоупругости с учетом зависимости физико-механических и теплофизических характеристик от температуры, теплопроводности, условий конвекции и ряда других, решаемых численным методом применительно к дисковой тормозной системе.

Имеется набор решений, к которым относится применение самоустанавливающихся тележек грузовых вагонов, установление взаимоувязанных профилей колес и рельсов, периодическое шлифование рельсов для устранения начальных трещин, подход управления трением, системы автоматизированной диагностики состояния колес и рельсов и ряд других.

Одним из актуальных направлений развития железнодорожного транспорта в мире и, в частности, в России, является скоростное и высокоскоростное движение. В связи с этим возникают и трибологические проблемы, в числе которых проблема токосъема, поскольку при скоростном движении напряжения натяжения проводов контактной сети – в 2-3 раза; скорость скольжения токоприемника – в 2-2,5 раза, величины

снимаемого тока – в 1,5-2 раза, растет мощность электроподвижного состава и величины тока на токоприемник, существенно растет скорость распространения волны и скольжения токоприемника.

Исследованию сильноточных скользящих контактов, процессов, происходящих в них и повреждаемости посвящены работы, проводимые в АО «ВНИИЖТ».

Одним из способов решения проблемы снижения интенсивности изнашивания в системе является использование явления самоорганизации поверхностных структур при трении.

Современные тормозные системы для скоростных поездов включают комбинацию электродинамических, дисковых фрикционных, магнитных, которые подключаются автоматически, когда предыдущая система не обеспечивает дальнейшего торможения. Тем не менее обеспечение нормального функционирования фрикционных устройств в этих системах продолжает оставаться актуальным. Большую роль в этом играют инерционные стенды, позволяющие получать зависимость коэффициентов трения в зависимости от скорости и сопоставлять и отбирать по материалы для тормозных систем.

Актуальными направлениями разработок являются исследования, направленные на энергосбережение и снижение эксплуатационных затрат. К таким работам относятся, в частности, разработки по совершенствованию антифрикционных материалов в узлах трения тепловозных дизелей, в том числе в подшипниках коленчатых валов, которые продолжают направления работ школы трибологического материаловедения, созданной Н.А. Буше, в том числе по совместимости трущихся поверхностей.

Проблемам трибологии на железнодорожном транспорте посвящено большое количество книг и статей, в частности [1-14].

[1] Буше Н.А., Совместимость трущихся поверхностей – М.: Наука, 1981.
[2] Берент В.Я. Сильноточный скользящий контакт (свойства, повреждаемость и процессы, протекающие в нем). – МО. Ногинск, АНАЛИТИКА РОДИС. 2016.
[3] Гершман И.С. Разработка износостойки материалов с помощью методов неравновесной термодинамики, 2006.
[4] Горячева И.Г., Торская Е.В. Моделирование условий образования контактно-усталостных повреждений поверхности катания - М.: Интекст, 2004. с. 58-93.
[5] Жаров И.А. Применение тепловых моделей для анализа процессов в системе «колодки-колесная пара-рельс»: Контактно-усталостные повреждения колес грузовых вагонов, 2004, с.97-113.
[6] Захаров С.М. Работоспособность колеса и рельса. Обобщение передового опыта тяжеловесного движения – М.: Интекст. 2002.
[7] Колесников В.И Теплофизические процессы в металлополимерных трибосистемах. –М. 2003.
[8] Контактно-усталостные повреждения колес грузовых вагонов / под. ред. Захарова С.М, – М: Интекст, 2004.
[9] Лужнов Ю.М. Нанотрибология сцепления колес с рельсами. – М.: Интекст, 2009.
[10] Марков Д.П. Трибология и ее применение на железнодорожном транспорте - М.: Интекст. 2008.
[11] Мугинштейн Л.А. Лисицын А.Л. Нестационарные режимы тяги – М.: 2004.
[12] Обобщение мирового опыта тяжеловесного движения. Управление содержанием системы колесо=рельс/пер. с англ. под ред. С.М. Захарова – М.: Интекст, 2017.
[13] Шаповалов В.В. Теоретические основы трибоспектральной идентификации процессов трения – М.: 1988.
[14] Шур Е.А. Повреждения рельсов – М.: Интекст, 2014.

МЕТОДИКИ РАСЧЕТНОЙ ОЦЕНКИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ТРИБОУЗЛОВ ПО СИСТЕМЕ КРИТЕРИЕВ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ И ПОВРЕЖДЕНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Зернин М.В.

E-mail: zerninmv@mail.ru

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия.

Изложены основы моделирования триады "взаимодействие – повреждение – разрушение поверхностей" трибоузлов на примере подшипников скольжения. Для анализа условий взаимодействия поверхностей развиваются алгоритмы метода конечных элементов. Предложена схема расчетной оценки долговечности поверхностей, учитывающая возможность одновременного протекания нескольких повреждающих процессов.

TECHNIQUES OF CALCULATED ASSESSMENT OF SERVICEABILITY TRIBOUZLOV ON THE SYSTEM OF CRITERIA OF INTERACTION AND DAMAGE OF SURFACES

Zernin M.V.

The bases of computation modeling of a triad known in tribology as "interaction - damage - friction surfaces failure" friction units on an example of jornal bearings are stated. The scheme of a computation estimation of durability with regard to opportunity of simultaneous course of several

Ключевые слова: подшипник скольжения, режимы смазывания, контактное взаимодействие, метод конечных элементов, повреждение поверхностей, объемная и поверхностная усталость, износоконтактные повреждения, дискретная модель расчета повреждаемости.

damaging processes is offered. The technique is based on spatial and temporary quantization of processes of accumulation of damage of a various kind in object with non uniform field of external influences.

Keywords: journal bearings, lubrication modes, contact interaction, finite elements method, surfaces damaging, volumetric and surface fatigue, wear and contact damages, discrete model of damage.

Ведение. Одним из направлений решения задачи повышения долговечности узлов трения является расчетное моделирование взаимодействия поверхностей и накопления повреждений. Наличие таких расчетных методик позволяет оценивать долговечность трибоузлов на стадии проектирования и сокращать сроки их доводки до требуемых параметров долговечности. В качестве примера трибоузла выбраны подшипники скольжения (ПС).

ПС являются одним из классических узлов трения, которые подвержены комплексу воздействий и повреждений. В ПС давления и другие компоненты тензора напряжений распределены неравномерно, могут реализоваться различные режимы трения на разных участках контактирования: жидкостный, граничный и даже сухой. Могут проявляться повреждения различных типов. Причем эти повреждения могут протекать по отдельности на различных участках поверхностей, но в некоторых зонах одновременно протекают процессы повреждения различных типов, зачастую влияющие друг на друга.

Среди механизмов изнашивания важное место занимают такие виды, которые объясняются усталостными процессами в материале: усталостный износ, износ отслаиванием, ротационный и другие. Возможно проявление взаимного влияния объемной усталости и изнашивания из-за ускоренного накопления усталостных повреждений в приповерхностных слоях или из-за удаления таких слоев вследствие изнашивания.

Общая схема расчета долговечности подшипников скольжения. Ранее автором была предложена достаточно общая методика расчетной оценки долговечности ПС с учетом усталостных и износоконтактных повреждений и взаимовлияния повреждающих факторов [1, 2]. Теоретической основой расчетов поврежденности является обобщенная модель В.В.Болотина [3] накопления повреждений и разрушения материала и численные методики В.В. Гриба [4] расчета износа поверхностей. На рис. 1 приведено схематическое представление методики.

Методика основана на пространственной и временной дискретизации процессов накопления повреждений различного вида. Для отдельных дискретных участков возможно применение разных моделей накопления повреждений, описывающих различные виды изнашивания и усталостное повреждение материала. Модели и свойства материалов сгруппированы в соответствующие базы-библиотеки, пользователь может выбрать варианты реализации отдельных шагов вычислительного процесса в соответствии с различными моделями реальных процессов. После запуска вычисления выполняются в цикле по времени. Подробное описание шагов приведено в работах автора [1, 2].

Поясним подробнее некоторые положения расчетной методики (рис. 1). На шаге 1 анализируются схемы соединения дискретных участков в соответствии с классификацией кинематических условий изнашивания сопряжений [2, 4-6]. На шаге 3 сначала вычисляются возможные приращения мер износа отдельных участков. Окончательное значение приращения меры износа определяется с учетом кинематических схем совместного изнашивания групп участков [2, 4-6].

На шаге 4 моделируется процесс накопления рассеянных по объему усталостных повреждений. При наложении нескольких повреждающих процессов логично использовать структурные модели с явной мерой повреждения. В качестве меры рассеянных повреждений нами выбрана [1, 2] скалярная величина – объемная концентрация микротрещин.

На шаге 5 вычисляется суммарный уровень поврежденности от взаимосвязанных или независимых процессов повреждения. При этом можно учесть удаление из-за изнашивания поверхностных слоев материала, обычно наиболее повреждаемых от усталости. Некоторые виды повреждений материала (питтинговые, коррозионные, эрозионные или кавитационные) можно количественно характеризовать критическим уровнем накопленных микроповреждений. В этих случаях в качестве критерия работоспособности детали используют отношение площади поверхности, на которой достигнут критический уровень, ко всей площади поверхности трения. Такая оценка легко реализуется.

На шаге 6 моделируется зарождение коротких трещин и подрастание их до размеров макротрещин. Нами предложено [1, 2] двухстадийное описание перехода от объемного накопления микротрещин к зародышу макротрещины. На первой стадии вычисляются вероятности зарождения рядом с любой из имеющихся микротрещин еще одной микротрещины. Когда вероятность образования

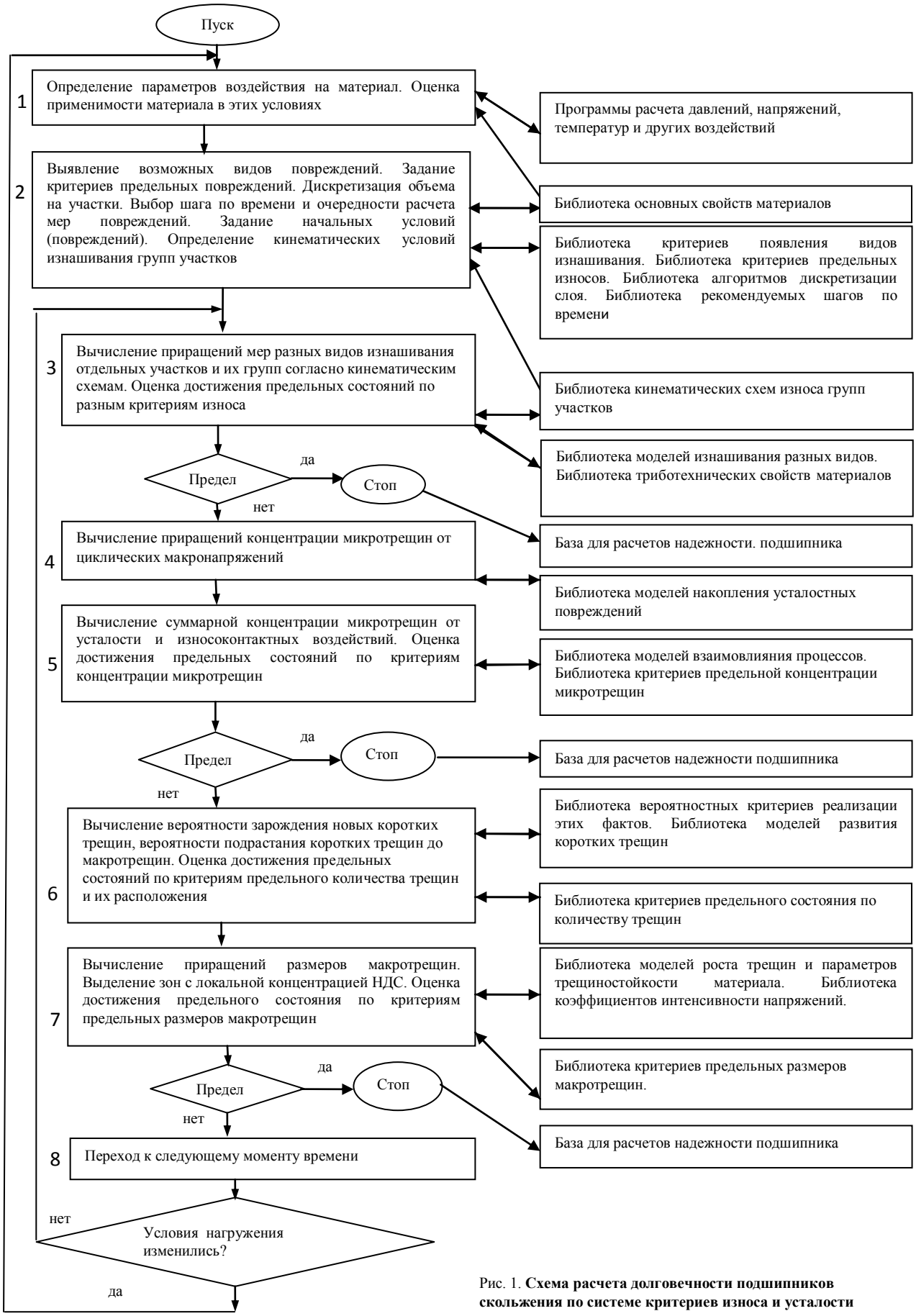


Рис. 1. **Схема расчета долговечности подшипников скольжения по системе критериев износа и усталости**

такой короткой трещины из двух микротрещин достигает заданного уровня (обычно 50%), то считается состоявшимся факт ее появления. Вторая стадия зарождения макротрещин моделирует подрастание коротких трещин до размеров зародыша макротрещины. Вычисляется вероятность подрастания каждой короткой трещины и вероятность подрастания хотя бы одной из них до размеров зародыша макротрещины. При достижении заданного уровня вероятности принимается, что одна из коротких трещин достигла размера зародыша макротрещины. Около макротрещины очерчивается зона с повышенной концентрацией напряжений, в которой далее не моделируется накопление микротрещин.

Критериями усталостного повреждения могут быть: предельная поврежденность какой-то площадки на поверхности (площадка может быть привязана к определенной зоне поверхности или же заданы только предельные значения размеров повреждения без указания их конкретного места), наличие предельной концентрации трещин на какой-то площадке, наличие макротрещины предельной величины, наличие предельного числа макротрещин длиной не менее какого-то заданного значения и т.п.. В предлагаемой дискретной методике выполняется назначение числа и места расположения трещин. На каждом временном шаге оценивается вероятность появления таких повреждений. Указанные критерии выбраковки ПС реализуются достаточно просто.

Перечислим некоторые из наиболее часто встречающихся критериев предельного износа, проиллюстрированные на поверхности, дискретизированной на участки согласно рис. 2: достижение предельной глубины износа хотя-бы на одной точке (1) поверхности контакта (варианты - любой точки; точки, лежащей в определенной части площади; точки, лежащей на определенной линии; конкретной точки площадки контакта; достижение предельного износа на некоторой доли (*k* участков из $K = k_1 \times k_3$ их общего количества) поверхности (варианты - произвольно расположенных участков (2) или заданный процент изношенной площади; соседних участков (3), составляющих площадку определенной величины (по площади или по длине); те же самые критерии, но в конкретных частях повреждаемой поверхности (4 и 5); появление царапины определенной длины (6) в произвольной или конкретной зоне поверхности; перечисленные критерии износа, но не по показателю линейного изнашивания, а по показателю поверхностной поврежденности (например - питтинговых микроповреждений); достижение предельного линейного износа всей поверхности в целом или заданное сближение за счет износа двух контактирующих деталей как жесткого целого; достижение заданного уровня весового износа.

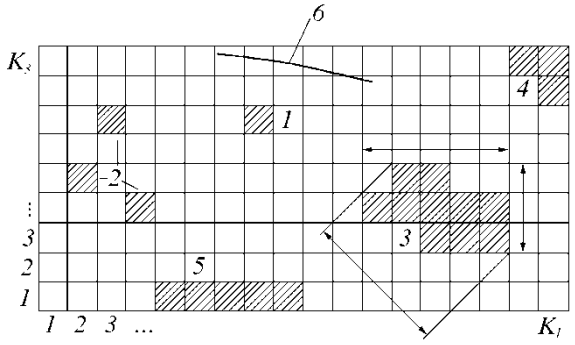


Рис. 2. **Дискретизированная повреждаемая поверхность с заштрихованнными участками, на которых достигнут предельный уровень износа**

Реализация основных алгоритмов общей методики. Конечноэлементные алгоритмы и результаты решения задач о взаимодействии поверхностей трения достаточно подробно изложены в наших статьях [7-17]. Нами разрабатываются [7-11] алгоритмы решения задач о контактировании твердых тел на основе механики «контактной псевдосреды» - «третьего тела», расположенного между двумя поверхностями и обладающего нелинейными свойствами. Построен алгоритм, позволяющий решать задачи с нелинейными свойствами среды. Нелинейные свойства могут задаваться самого различного типа, что позволяет моделировать различные тонкие эффекты в зоне контакта такие, как микропроскальзывание отдельных участков поверхности, анизотропию трения и т.п. [7-11]. Показано влияние реологических свойств антифрикционных материалов на итоговое поле напряжений с слое подшипника [10]. Решено несколько практических задач для ПС реальных машин. Результаты сопоставлены с экспериментами [11]. В статье [12] объяснен специифический вид трещин во вкладышах шатунного ПС компрессора проявлением фреттинг-процессов на тыльной поверхности вкладыша.

Реализованы конечноэлементные модели решения гидродинамических задач для ПС [13-19] и выполнен гидродинамический анализ ПС некоторых машин. Изложены [20] некоторые результаты реализации общей методики расчета долговечности ПС.

Экспериментально определены требуемые для расчетов свойства баббита на основе олова. При этом использованы стандартные методики [2] и специально разработанные методики и стенды [21-24].

Заключение. Описана методика расчетного определения долговечности ПС, позволяющая учесть большинство процессов, повреждающих поверхности трения. Методика основана на дискретизации рассматриваемого антифрикционного слоя ПС и дискретизации временной координаты. Фактически можно по шагам моделировать реальные процессы накопления повреждений с учетом их взаимовлияния. Задача об условиях контактирования поверхностей и течения смазыв-

ающей жидкости в зазоре решается по МКЭ, для чего разработаны алгоритмы и программы. Алгоритмы расчета повреждений также реализованы и протестированы.

[1] Зернин М.В.. Дискретное моделирование повреждений подшипников скольжения с учетом комплекса воздействий и критериев отказа. Сообщение 1. Общая схема расчета долговечности// Трение и износ. - 1996. - Т. 17. - № 6. - С. 747-755.
[2] Морозов Е.М., Зернин М.В. Контактные задачи механики разрушения. – М.: Машиностроение, 1999. – 540 с.
[3] Болотин В.В. Прогнозирование ресурса машин и конструкций. - М.: Машиностроение, 1984. - 312 с.
[4] Гриб В.В. Решение триботехнических задач численными методами. М.: Наука, 1982. - 112 с.
[5] Проников А.С. Надежность машин. - М.: Машиностроение, 1978. - 592 с.
[6] Кузьменко А.Г. Влияние статистической неоднородности, размеров и кинематических условий на износ поверхностей трения //Трение и износ. - 1985. - Т. 6. - N 3. - С. 432-441.
[7] Бабин А.П., Зернин М. В. Конечноэлементное моделирование контактного взаимодействия с использованием положений механики контактной псевдосреды // Изв. РАН. Механика твердого тела. – 2009. - №4. - С. 84-107.
[8] Бабин А.П., Зернин М.В. Учет влияния нелинейных свойств поверхностных слоев при конечно-элементном решении задач о контактном взаимодействии деформируемых тел// Трение и смазка в машинах и механизмах, 2008, № 3., С. 3-16
[9] Зернин М.В., Бабин А.П. К исследованию контактной жесткости с использованием модели механики "контактной псевдосреды" // Заводская лаборатория. – 2001, № 6. – С.51–54.
[10] Зернин М.В., Кузьменко А.Г., Яковлев А.В. Контактная ползучесть баббитового слоя подшипников скольжения // Заводская лаборатория. - 2008. - Т. 74. - № 5. - С. 58-62
[11] Зернин М.В., Бабин А.П., Бурак И.И., Яковлев А.В. Дискретное моделирование повреждений подшипников скольжения с учетом комплекса воздействий и критериев отказа. Сообщение 3. Конечноэлементные модели контактного взаимодействия поверхностей // Трение и износ. 2000. Т. 21. № 4. С. 361-368.
[12] Зернин М.В., Бабин А.П., Мишин А.В., Шилько С.В. Анализ механизма износо-усталостного повреждения и результаты модификации подшипников компрессора // Трение и износ- 2007. – Т. 28. №6.- С. 591-599
[13] Зернин М.В. Дискретное моделирование повреждений подшипников скольжения с учетом комплекса воздействий и критериев отказа. Сообщ. 2. Конечноэлементные модели течения смазывающей жидкости// Трение и износ. - 1997. - Т. 18. - № 5. - С. 603-611
[14] Мишин А.В., Зернин М.В.. Конечноэлементная методика расчета динамически нагруженных подшипников скольжения с учетом отклонений формы рабочей поверхности от цилиндрической // Сборка в машиностроении и приборостроении – 2008. - №2. – С. 43-54.
[15] Зернин М.В., Мишин А.В., Банщиков Ф.В. Гидродинамический расчет различных вариантов исполнения шатунных подшипников скольжения насосной установки УНП55-250// Вестник БГТУ, 2007 (16), №4. Брянск: - С. 73-79
[16] Зернин М.В., Мишин А.В., Рыбкин Н.Н. Методика расчетной оценки предельных размеров дефектов поверхностей подшипников скольжения по критерию влиянию их на параметры гидродинамики// Вестник БГТУ. - 2013. - №3. - С.14-23.
[17] Рыбкин Н.Н., Зернин М.В. Реализация методики расчетной оценки на параметров гидродинамики подшипников скольжения с учетом радиальной податливости поверхностей // Вестник БГТУ. - 2013. - №4. - С.59-65.
[18] Зернин М.В., Мишин А.В., Рыбкин Н.Н., Шилько С.В. Гидродинамический анализ подшипников скольжения. Часть 1: Учет нецилиндричности рабочих поверхностей/// Трение и износ, 2014, Том 35, № 5.- С. 584- 595.
[19] Зернин М.В., Мишин А.В., Рыбкин Н.Н., Шилько С.В, Рябченко Т.В. Учет многозонного гидродинамического трения, перекоса осей и контактной податливости вала и втулки подшипников скольжения // Трение и износ. 2017. Т. 38. № 3. С. 269- 279.
[20] Зернин М.В., Мефёд Е.В., Яшутин А.Г., Гришанов А.А. Реализация методики оценки долговечности подшипников скольжения по системе критериев повреждения поверхностей трения // Вестн. БГТУ. - 2009. - № 2. - С. 31-41.
[21] Кузьменко А.Г., Яковлев А.В., Зернин М.В. Методика оценки сопротивления усталости антифрикционных материалов для подшипников скольжения // Заводская лаборатория. - 1984. - № 8. - С. 77-79.
[22] Зернин М.В. Яковлев А.В. К исследованию усталостной долговечности баббитового слоя тяжелонагруженных подшипников скольжения // Заводская лаборатория. 1997. № 11. С. 39-47.
[23] Зернин М.В., Кузьменко А.Г., Савоничев П.Н. Экспериментальные исследования зарождения системы трещин в баббитовых слоях, нанесенных на стальную основу // Заводская лаборатория. 1998. Т. 64. № 1. С. 38-44.
[24] Зернин М.В., Кузьменко А.Г. Методика определения малых величин износа и построение математической модели изнашивания баббита при неустановившемся режиме граничного трения // Заводская лаборатория. 1998. № 8. С. 48-52.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ КОМПОЗИЦИЙ БЕЗЗОЛЬНЫХ ДИТИОФОСФАТОВ И ДИТИОКАРБАМАТОВ В СРЕДЕ УГЛЕВОДОРОДНОГО МАСЛА

[1]Золотов В.А., Селезнев М.В., Матвеев П.В.

E-mail: pavelmatveev04@gmail.com

[1]ФАУ «25 ГосНИИ химмотологии Минобороны России», Москва, Россия.

В работе представлены материалы исследования противоизносных и антифрикционных свойств беззольных дитиофосфатов и дитиокарбаматов в композиции с щелочными детергентами в среде синтетического смазочного масла.

RESEARCH OF TRIBOLOGICAL EFFICIENCY OF COMPOSITIONS OF ASHLESS DITHIOPHOSPHATES AND DITHIOCARBAMATES IN THE ENVIRONMENT OF HYDROCARBONIC OIL

Zolotov V.A., Seleznyov M.V., Matveev P.V.

Полученные результаты предлагается использовать при разработке пакетов присадок к малозольным моторным маслам.

Ключевые слова: беззольные присадки, дитиокарбаматы, дитиофосфаты, детергенты, противоизносные и антифрикционные свойства.

In work materials of a research of antiwear and antifrictional properties of ashless dithiophosphates and dithiocarbamates are presented to compositions with alkaline cleaners in the environment of synthetic lubricant oil. The received results are offered to be used when developing packages of additives to low-ash engine oils.

Keywords: ashless additives, dithiocarbamates, dithiophosphates, cleaners, antiwear and antifrictional properties.

Для снижения уровня выбросов вредных веществ в конструкциях ДВС предусматривается применение систем рециркуляции отработанных газов, сажевых фильтров и каталитических (селективных) нейтрализаторов, что в целом отвечает требованиям экологических категорий Euro-X. Указанное оборудование является чувствительным к повышенному содержанию атомов металлов, приводящих к образованию сульфатной золы, фосфора и серы в моторных маслах [1,2]. Современные отечественные масла лишь частично отвечают указанным требованиям вследствие использования в их составах присадок, содержащих цинковую соль дитиофосфорной кислоты. Поэтому исследования, направленные на изучение трибологической активности соединений в составе пакетов присадок, не только не содержащих металл, но и фосфора, являются актуальными [3]. При этом недостаточно изучена трибологическая эффективность композиций, сочетающих беззольные дитиофосфаты и дитиокарбаминовые соединения в среде углеводородного масла, а именно динамика изменения противоизносных и антифрикционных свойств этих композиций в результате их высокотемпературного каталитического окисления.

В табл. 1 и 2 и на рис. 1 и 2 представлены результаты оценки противоизносных и антифрикционных свойств исходных и окисленных композиций смазочного масла, состоящих из основы – поли-α-олефинового масла (PAO-4), беззольных дитиофосфатов, включающих в вариантах состава композиций аминные соли диалкилдитиофосфорной (АДТФ) или диалкилфенилдитиофосфорной кислоты (ВНИИ НП-715), метилен-бис-дибутилдитиокарбамат (DTC) и детергенты - среднещелочной нефтяной сульфонат кальция (С-150) и сверхщелочной синтетический сульфонат кальция (ССК-400).

Высокотемпературное окисление испытуемых композиций проводилось на установке, состоящей из нагревательного блока и системы подачи воздуха в следующих условиях: расход воздуха, барботируемого через объём испытуемых композиций, составил 300 мл/мин, температура – 180 °С, продолжительность окисления – 20 ч. Окисление проводили с добавлением в испытуемые образцы промотора окисления – нафтената меди (RCOO)2Cu в концентрации 0,1 % об. [4].

Трибологические характеристики смазочного масла оценивали на универсальном трибометре UMT-3 («Bruker», США) с использованием изготовленной из стали ШХ-15 пары трения «плоскость пластины - шарик». Условия испытаний были следующими: длина хода пластины – 1 мм, частота осцилляций пластины – 50 Гц, диаметр шарика – 12,7 мм, нормальная нагрузка – 175 Н, температура нагрева масла – 80 °С, продолжительность нагрева масла – 90 мин, продолжительность испытаний – 120 мин. Шероховатость поверхности пластины составляла 0,14 мкм, нагрузка на шарик в процессе теста поддерживалась постоянной. Дрейф нулевой линии датчика нагрузки ΔFz за время опыта принят величиной постоянной. Критериями противоизносных и антифрикционных свойств исследуемых композиций служили величины линейного ($d_ш$) и объёмного ($W_{V,шар}$, $W_{V,пласт}$) износа используемой пары трения, а также коэффициент трения (COF) [5].

Таблица 1. **Трибологические характеристики исходных композиций масла.**

Трибологические характеристики	Состав исследуемых композиций на основе *PAO-4*						
	Исходное масло	0,5 % ВНИИ НП-715 + 0,5 % *DTC*	0,5 % АДТФ + 0,5 % *DTC*	0,5 % ВНИИ НП-715 + 2,4 % ССК-400 + 0,5 % *DTC*	0,5 % ВНИИ НП-715 + 7,4 % С-150 + 0,5 % *DTC*	0,5 % АДТФ 2,4 % ССК-400 + 0,5 % *DTC*	0,5 %АДТФ + 7,4 % С-150 + 0,5 % *DTC*
Средний диаметр пятна износа шарика ($d_ш$), мм	0,785	0,732	0,677	0,715	0,654	0,567	0,649
Объем износа шарика ($W_{V,шар}$), 10^3 мкм^3	1781	1482	924	1451	856	318	754
Объем износа пластинки ($W_{V,пласт}$), 10^3 мкм^3	3495	2750	2687	2550	2258	1956	2149

Таблица 1. **Трибологические характеристики окисленных (20 ч) композиций масла.**

Трибологические характеристики	Состав исследуемых композиций на основе *PAO-4*						
	Исходное масло	0,5 % ВНИИ НП-715 + 0,5 % *DTC*	0,5 % АДТФ + 0,5 % *DTC*	0,5 % ВНИИ НП-715 + 2,4 % ССК-400 + 0,5 % *DTC*	0,5 % ВНИИ НП-715 + 7,4 % С-150 + 0,5 % *DTC*	0,5 % АДТФ 2,4 % ССК-400 + 0,5 % *DTC*	0,5 %АДТФ + 7,4 % С-150 + 0,5 % *DTC*
Средний диаметр пятна износа шарика ($d_ш$), мм	0,922	0,717	0,706	0,698	0,575	0,498	0,559
Объем износа шарика ($W_{V,шар}$), 10^3 мкм^3	4330	1338	1312	1236	473	114	258
Объем износа пластинки ($W_{V,пласт}$), 10^3мкм^3	3594	2633	2262	2382	1799	1798	2096

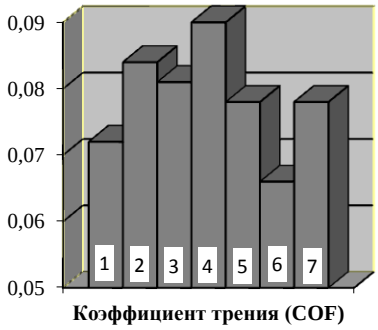


Рис. 1 **Антифрикционные свойства исходных композиций смазочного масла**

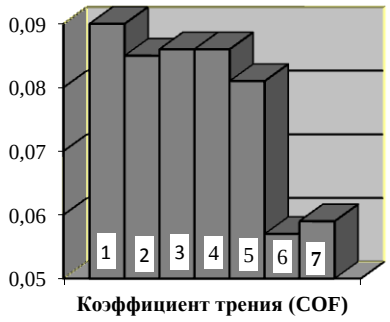


Рис. 2 **Антифрикционные свойства окисленных (20 ч) композиций смазочного масла.**
1 – PAO-4; 2 – PAO-4 + ВНИИ НП-715 + DTC; 3 – PAO-4 + АДТФ + DTC; 4 – PAO-4 + ВНИИ НП-715 + ССК-400 + DTC; 5 – PAO-4 + ВНИИ НП-715 + С-150 + DTC; 6 – PAO-4 + АДТФ + ССК-400 + DTC; 7 – PAO-4 + АДТФ + С-150 + DTC

По результатам исследований установлено, что трибологическая эффективность смеси поли-α-олефинового масла в сочетании с аминной солью диалкилдитиофосфорной кислоты с метилен-бис-дибутилдитиокарбаматом заметно повышается с вовлечением в состав композиции сверхщелочного синтетического сульфоната кальция в сравнении с эффективностью той же композиции, но в присутствии аминной соли диалкилфенил-дитиофосфорной кислоты. Трибологическая активность указанной композиции связана с синергизмом действия DTC и АДТФ. В то же время композиция PAO-4 в сочетании АДТФ с DTC, содержащая ССК-400, по своей трибологической эффективности превосходит композицию, содержащую С-150. Этот эффект вероятно связан со значительно бóльшим содержанием алкилсульфонатных групп в сульфонате кальция С-150 на единицу щелочного числа. В этом случае трибохимический слой на основе фосфатного стекла существенно обогащается сульфатными группами, ухудшающими его противоизносные свойства.

[1] Spikes H. The history and mechanisms of ZDDP//Tribology letters. - 2004, (17), № 3, - 469-489.
[2] Barnes A.M., Bartle K.D., Thibon V.R.A. A review of zinc dialkyldithiophosphates (ZDDPS): characterization and role in the lubricating oils //Tribology International. – 2001, (34), - 389-395.
[3] Золотов В.А., Селезнев М.В., Морозов А.В. Трибологическая активность беззольных дитиофосфатов в композиции с детергентами в среде углеводородного масла / В книге: Трибология - Машиностроению. Труды XI Международной научно-технической конференции, посвящённой 100-летию со дня рождения выдающегося учёного проф. Р.М. Матвеевского: сборник тезисов докладов. Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, - 2016, - С. 95-97.
[4] Золотов В.А., Селезнев М.В., Марандыкина С.О. Трибологическая активность беззольных дитиофосфатов в среде синтетического смазочного масла / Нефтепереработка и нефтехимия. 2017. №8. С. 38-41.
[5] Золотов В.А., Бартко Р.В., Селезнев М.В., Марандыкина С.О., Цехан В.И. Эффективность трибологических свойств беззольных дитиофосфатов в среде нефтяного смазочного масла / Нефтепереработка и нефтехимия. - №11. – 2017. – С.37-40.

К ВОПРОСУ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СЕГМЕНТНЫХ УПЛОТНЕНИЙ ТНА ЖРД

Иванов А.В.

E-mail: iav308@inbox.ru

АО «НПО Энергомаш имени академика В.П. Глушко», г. Химки, Россия.

Одно из основных направлений совершенствования лопаточных машин – улучшение характеристик уплотнений. В статье представлены некоторые вопросы использования сегментных уплотнений турбонасосного агрегата при смещении сегментов кольца в радиальном направлении или осевом направлении.

Ключевые слова: сегментное уплотнение, коэффициент трения, ускорение, сила.

ABOUT THE USE OF LRE TURBOPUMPS SEGMENT SEALS

Ivanov A.V.

One of the most important directions in the in development of blade-type machines is the improvement of the seal characteristics. The article presents some problems of turbopump segment seals using when the segments of the ring are displaced radially or axially.

Keywords: segment seal, friction coefficient, acceleration, force.

Важную роль в турбонасосных агрегатах ЖРД играют разделительные уплотнения (РУ), целью которых является предотвращение смешивание компонентов топлива и ограничение утечки в окружающую среду [1]. В ТНА ЖРД можно выделить два класса разделительных уплотнений:

1. Уплотнения, герметизирующие жидкие компоненты и не допускающие их смешивания. Обычно это система уплотнений, разделяющая насосы.

2. Уплотнение между жидким компонентом и газом противоположной реакции, например, окислителем и восстановительным генераторным газом.

Одним из видов уплотнений, применяемых в РУ, являются сегментные уплотнения. Можно выделить следующие виды сегментных уплотнений:

– уплотнения с цельными плавающими кольцами;

– уплотнения с сегментными кольцами, установленными с зазором по валу (рис. 1а);

– уплотнения с сегментными кольцами, установленными с натягом по валу – зазорами по стыкам сегментов (рис. 1б).

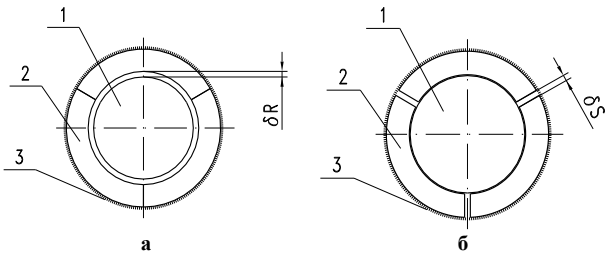


Рис. 1. **Сегментное кольцо:**
а – с зазором по валу; б – с зазором по стыкам
1 – вал; 2 – кольцо; 3 – браслетная пружина

Уплотнения первого типа применяются при относительно высоких перепадах давления на уплотнении (более 0,5–1,0 МПа).

Особенностью уплотнений второго и третьего типов является их использование при низких перепадах давления (не более 1 МПа). Уплотнения второго типа используют, когда при запуске уплотнение работает как классическое плавающее кольцо, а в дальнейшем за счет касания роторного и статорного элементов, вызванного деформацией, один из сегментов кольца смещается в радиальном направлении и кольцо работает как сегментное кольцо с зазорами по стыкам – натягом по валу. Уплотнения третьего типа работают при постоянном фрикционном контакте роторного и статорного элементов уплотнения. Схема уплотнения с сегментным кольцом приведена на рис. 2.

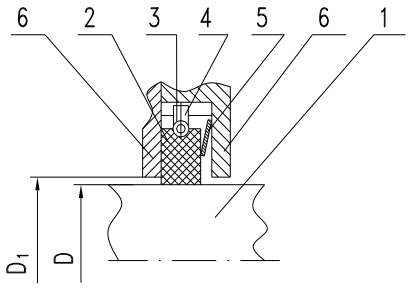


Рис. 2. **Схема уплотнения с сегментным кольцом.**
1 – вал; 2 – сегментное кольцо; 3 – браслетная пружина;
4 – фиксатор от проворота; 5 – осевая пружина; 6 – корпусной элемент уплотнения

В общем случае сегментное кольцо имеет n сегментов, то есть дуга окружности сегмента составляет $360^{o}/n$. Для предотвращения вращения сегментные кольца стопорятся от проворота фиксаторами.

Для уплотнений с сегментными кольцами, установленными с зазором по валу возможно возникновение двух опасных режимов работы: смещение сегментов кольца друг относительно друга в радиальном направлении и сдвиг сегмента разрезного кольца в осевом направлении.

Для уплотнений с сегментными кольцами, установленными с натягом по валу – с зазорами по стыкам сегментов важным условием работы

является обеспечение прижатия каждого из сегментов кольца к ротору и уплотнительному торцу корпуса.

Кроме того, для обоих видов уплотнений важным является минимизация выработки внутреннего диаметра уплотнительного кольца.

Схема сил, действующих на сегмент кольца, при смещении одного или нескольких сегментов в радиальном направлении приведена на рис. 3

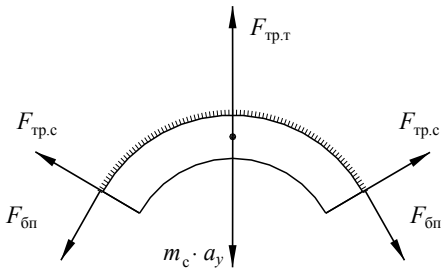


Рис. 3. **Схема сил, действующих на сегмент уплотнительного кольца в радиальном направлении**

Условие равновесия сегмента кольца:

$$2 \cdot F_{бп} \cdot sin\frac{360^o}{2 \cdot n} \pm 2 \cdot F_{тр.с} \cdot cos\frac{360^o}{2 \cdot n} \mp F_{тр.т} \pm m_c \cdot a_y \geq 0,$$

где $F_{бп}$ – усилие браслетной пружины;

$F_{тр.с}$ – сила трения между сегментами кольца;

$F_{тр.т}$ – сила трения по торцу сегмента кольца;

m_c – масса сегмента кольца;

a_y – составляющая ускорения, действующая на кольцо перпендикулярно оси ротора.

Силу трения по стыку между сегментами кольца можно определить в соответствии со следующим соотношением:

$$F_{тр.с} = \left(F_{бп} + m_c \cdot a_y \cdot cos\frac{360^o}{2 \cdot n} \right) \cdot f_c ,$$

здесь f_c – коэффициент трения по стыку между сегментами кольца.

Силу трения по торцу сегмента кольца можно определить:

$$F_{тр.т} = \left(F_{оп} \pm m_c \cdot a_x + m_c \cdot a_y \right) \cdot f_т ,$$

здесь $f_{т\text{-}}$ – коэффициент трения по торцу сегмента разрезного кольца.

С учетом приведенных выше соотношений условие равновесия для сегмента уплотнительного кольца при смещении одного или нескольких сегментов в радиальном направлении можно записать:

$$2 \cdot F_{бп} \cdot sin\frac{360^o}{2 \cdot n} \pm 2 \cdot \left(F_{бп} + m_c \cdot a_y \cdot cos\frac{360^o}{2 \cdot n} \right) \times$$
$$\times f_c \cdot cos\frac{360^o}{2 \cdot n} \mp \left(F_{оп} \pm m_c \cdot a_x + m_c \cdot a_y \right) \times$$
$$\times f_т \pm m_c \cdot a_y \geq 0.$$

Из условия равновесия сегмента уплотнительного кольца можно получить усилие браслетной пружины, необходимое для отсутствия сдвига сегментов друг относительно друга в радиальном направлении при условии контакта между торцами сегментов кольца и корпусом:

$$F_{бп} \geq \frac{\left(\begin{array}{l} \pm\left(F_{оп} \pm m_c \cdot a_x + m_c \cdot a_y \right) \cdot f_т \mp \\ \mp 2 \cdot m_c \cdot a_y \cdot \left(cos\frac{360^o}{2 \cdot n} \right)^2 \cdot f_c \mp m_c \cdot a_y \end{array} \right)}{2 \cdot \left(sin\frac{360^o}{2 \cdot n} \pm f_c \cdot cos\frac{360^o}{2 \cdot n} \right)}.$$

Схема сил, действующих на сегмент уплотнительного кольца в осевом направлении приведена на рис. 4.

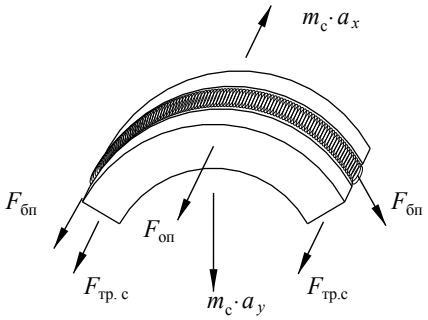


Рис. 4. **Схема сил, действующих на сегмент уплотнительного кольца в осевом направлении**

Условие отсутствия сдвига стыка разрезного кольца в осевом направлении, полученное из уравнения равновесия сегмента уплотнительного кольца выглядит следующим образом:

$$2 \cdot F_{тр} + F_{оп} - m_c \cdot a_x > 0 .$$

Сила трения, действующая на сегмент, в осевом направлении определится как:

$$F_{тр} = F_{бп} \cdot f_c + m_c \cdot a_y \cdot f_c + F_{оп} \cdot f_c \pm m_c \cdot a_x \cdot f_c ,$$

где $F_{оп}$ – усилие осевой пружины, приходящееся на сегмент кольца;

a_x – составляющая ускорения, действующая на кольцо в направлении упорного торца;

знак «+» – при действии ускорения в направлении упорного торца кольца;

знак «–» – при действии ускорения в направлении противоположном по отношению к упорному торцу кольца.

Условие прижатия каждого из сегментов к рабочему торцу: $F_{оп} > 2 \cdot F_{тр}$ или $F_{оп} > \frac{2 \cdot f_c \cdot \left(F_{бп} + m_c \cdot a_y \pm m_c \cdot a_x \right)}{1 - f_c}$. Соблюдение этого условия очень важно, так как смещение одного из сегментов в осевом направлении приводит к повышению утечек через уплотнение.

Схема смещения сегмента приведена на рис. 5.

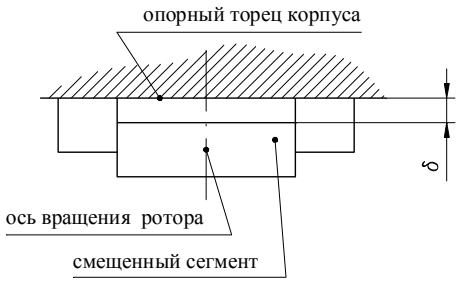


Рис. 5. **Схема сегментного кольца при смещении одного из сегментов в осевом направлении**

Площадь, через которую пойдет дополнительная утечка: $S = \delta \cdot \pi \cdot D/n$ (здесь δ – зазор между торцовой поверхностью корпуса и торцем смещенного сегмента).

Из-за того, что сегментные уплотнения работают при низких перепадах давления, подъемная сила в радиальной уплотнительной щели незначительна. В связи с этим актуальной является задача определения усилий браслетной и осевой пружин, при которых выработка внутреннего диаметра сегментного кольца минимальна. Схема сил, действующих на сегмент кольца при взаимном контакте кольца и ротора, приведена на рис. 6.

Условие минимальной выработки при отсутствии гидромеханической подъемной силы можно записать следующим образом:

$$R > \pm m_c \cdot a_y + F_{mp} + 2 \cdot F_{бп} \cdot sin\frac{180^o}{n},$$

где $R = m_p \cdot \varepsilon \cdot \omega^2$ – равнодействующая сил, действующих на кольцо со стороны ротора;

ε – динамическое биение (эксцентриситет) ротора;

$F_{mp.m}$ – сила трения по торцу кольца;

m_p – масса ротора;

ω – частота вращения ротора.

Силу трения по торцу кольца можно определить следующим образом:

$$F_{mp.m} = \left(F_{on} \pm m_c \cdot a_x \mp m_c \cdot a_y\right) \cdot f_m. \qquad (1)$$

Знак «+» во втором слагаемом уравнения (1) означает, что проекция ускорения на ось ротора направлена в сторону упорного торца сегментного кольца; знак «–» – соответствует случаю действия проекции ускорения на ось ротора в направлении противоположном по отношению к упорному торцу кольца. Знак «+» в третьем слагаемом уравнения (1) означает, что проекция ускорения на ось, перпендикулярную оси ротора, направлена в сторону ротора, знак «–» – соответствует случаю действия проекции ускорения на ось, перпендикулярную оси ротора, в направлении противоположном ротору.

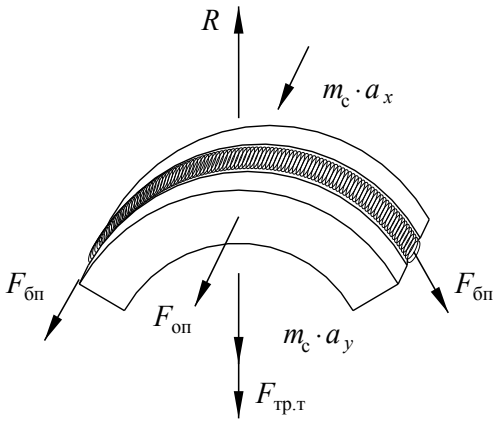


Рис. 6. **Схема сил, действующих на сегмент кольца при взаимодействии кольца и ротора**

Запишем условие минимальной выработки внутреннего диаметра сегментного кольца при отсутствии гидромеханической силы с учетом уравнения (1):

$$R > m_c \cdot a_y + \left(F_{on} \pm m_c \cdot a_x \mp m_c \cdot a_y\right) \cdot f_m + 2 \cdot F_{бп} \cdot sin\frac{180^o}{n}.$$

Из этого уравнения определим усилие осевой пружины, при котором выработка минимальна:

$$F_{on} < \frac{\left(\begin{array}{l} m_p \cdot \varepsilon \cdot \omega^2 - m_c \cdot a_y \cdot (1 \mp f_m) - \\ -2 \cdot F_{бп} \cdot sin\dfrac{180^o}{n} \mp m_c \cdot a_x \cdot f_m \end{array}\right)}{f_m}.$$

В случае:

$$F_{on} \geq \frac{\left(\begin{array}{l} m_p \cdot \varepsilon \cdot \omega^2 - m_c \cdot a_y \cdot (1 \mp f_m) - \\ -2 \cdot F_{бп} \cdot sin\dfrac{180^o}{n} \mp m_c \cdot a_x \cdot f_m \end{array}\right)}{f_m} \qquad (2)$$

уплотнение с сегментным кольцом работает как обычное щелевое. Условие (2) характерно для всех уплотнений с подпружиненными полуподвижными, сегментными, плавающими кольцами при определенных частотах вращения $\omega \leq \omega_{кр}$. Для сохранения высокой работоспособности указанных уплотнений желательно иметь значение $\omega_{кр}$ как можно ниже, так как при низких частотах вращения силы, действующие на кольцо со стороны ротора минимальны. Один из способов избежать выработок – «пушечный» запуск с большим градиентом нарастания частоты вращения ротора. Другим способом может служить запуск через предварительную ступень при условии $\omega > \omega_{кр}$.

Зная усилие осевой пружины можно определить $\omega_{кр}$:

$$\omega_{кр} = \sqrt{\frac{\left(\begin{array}{l} F_{оп} \cdot f_m + m_c \cdot a_y \cdot (1 \mp f_m) + \\ +2 \cdot F_{бп} \cdot sin\dfrac{180^o}{n} \pm m_c \cdot a_x \cdot f_m \end{array}\right)}{m_p \cdot \varepsilon}}.$$

Для сегментного кольца, выполненного с зазорами между сегментами, запишем условие прижатия уплотнительного диаметра сегментов кольца к валу:

$$2 \cdot F_{бп} \cdot sin\frac{180^0}{n} - 2 \cdot m_c \cdot a_y - 2 \cdot F_{тр} = 0. \qquad (3)$$

Силу трения по торцу каждого из сегментов можно определить по следующей зависимости:

$$F_{тр} = \left(\pm m_c \cdot a_x + F_{оп} - F_{бп}\right) \cdot f_m.$$

С учетом уравнения для силы трения уравнение (3) можно записать следующим образом:

$$F_{бп} \cdot sin\frac{180^0}{n} - m_c \cdot a_y - \left(\pm m_c \cdot a_x + F_{оп} - F_{бп}\right) \cdot f_m = 0.$$

Из этого выражения получим соотношение для определения минимального усилия браслетной пружины, необходимого для обеспечения постоянного прижатия уплотнительного диаметра всех сегментов кольца к ротору:

$$F_{бп} \geq \frac{m_c \cdot a \cdot (1 + f_m) + F_{оп}^c \cdot f_m}{sin\dfrac{180^0}{n} + f_m}.$$

Другим важным аспектом работы сегментных уплотнений, выполненных с зазором по стыку между сегментами, является обеспечение прижатия каждого из сегментов кольца к рабочему торцу корпуса. Условие прижатия каждого из сегментов кольца к рабочему торцу можно записать:

$$F_{оп} \geq F_{тр}^{II}.$$

Силу трения между сегментом кольца и ротором можно определить как:

$$F_{тр}^{II} = \left(\pm m_c \cdot a_x \pm m_c \cdot a_y + F_{оп} + F_{бп}\right) \cdot f_p \qquad (4),$$

где f_p – коэффициент трения между кольцом и ротором.

С учетом уравнения (4) минимальное усилие осевой пружины, обеспечивающее гарантированное прижатие каждого из сегментов кольца к торцу корпуса можно определить как:

$$F_{оп}^c \geq \frac{\left(\pm m_c \cdot a_x \pm m_c \cdot a_y + F_{бп}\right) \cdot f_p}{1 - f_p}.$$

В случае биения вала относительно корпуса вал перемещает кольцо относительно втулки, что ведет к возникновению силы трения между кольцом и втулкой, которая определяется уравнением (1).

Мощность трения кольца о втулку можно определить по следующей зависимости [2]:

$$N_{тр.вт} = F_{тр.т} \cdot \frac{\omega \cdot \delta A}{2},$$

где δA – биение рала в месте установки уплотнительного кольца.

Кроме того, на ротор со стороны кольца действует сила трения, вызываемая усилием прижатия кольца к ротору. Так как сегментные уплотнения работают при низких перепадах давления, усилие прижатия кольца к ротору будет определяться усилием браслетной пружины, стягивающей сегменты уплотнения между собой. В этом случае момент трения кольца о ротор определяется следующим соотношением:

$$M_{тр.р} = \frac{\pi \cdot D^2}{2} \cdot b \cdot F_{бп} \cdot k \cdot f_p,$$

где b – ширина контакта сегментного кольца с ротором;

k – коэффициент, учитывающий влияние скорости скольжения на коэффициент трения.

Коэффициент k можно определить по зависимости, приведенной в [3]:

$$k = \frac{0{,}8}{\left(\dfrac{D \cdot \omega}{2} + 1\right)^{3/4}} + 0{,}2.$$

Мощность трения кольца о ротор определяется по следующей зависимости:

$$N_{тр.р} = \frac{\pi \cdot D^2}{2} \cdot \omega \cdot b \cdot F_{бп} \cdot k \cdot f_p.$$

Суммарная мощность трения складывается из суммы мощностей трения кольца о корпус и о ротор. С учетом того, что вся мощность трения преобразуется в тепло в зоне контакта кольца и ротора, материал кольца должен обладать достаточной теплопроводностью, чтобы отводить тепло из зоны контакта, не допуская чрезмерного повышения температуры элементов уплотнения.

Таким образом, при проектировании сегментных уплотнений необходимо подбирать усилия браслетной и осевой пружин, чтобы обеспечить контакт между каждым из сегментов кольца, а для кольца с зазором между сегментами – постоянный контакт между кольцом и ротором. В то же время необходимо обеспечить минимальную выработку внутреннего диаметра кольца, минимальные потери мощности на трение.

[1] Иванов А.В. Турбонасосные агрегаты кислородно-водородных ЖРД: монография / А.В. Иванов, А.И. Белоусов, А.И. Дмитренко. Воронеж: ГОУВПО «Воронежский государственный технический университет», 2011. – 284 с.

[2] Раздолин М.В. Уплотнения авиационных гидравлических агрегатов. – М.: Машиностроение, 1965. – 196 с.

[3] Комиссар А.Г. Уплотнительные устройства опор качения. – М.: Машиностроение, 1980. – 192 с.

ЗАКОНОМЕРНОСТЬ ИЗМЕНЕНИЯ ЭНТРОПИИ ИНФОРМАЦИОННОГО ПОСЛЕДЕЙСТВИЯ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Ивасышин Г.С.

E-mail: genrih.ivashyshin@yandex.ru

Псковский государственный университет, Псков, Россия.

Обсуждаются возможности получения конкурентноспособных технологий на основе научных открытий (Диплом № 258, Диплом № 277, Диплом № 289, Диплом № 302, Диплом № 392, Диплом № 404, Диплом № 466, Диплом № 468, Диплом № 492) и квантовой механики.

Ключевые слова: управление трением, энтропия, триботехническая система, синергетика, трение, квантовая механика, научное открытие.

REGULARITY OF ENTROPY'S CHANGE OF INFORMING SECONDARY ACTION OF TRIBOTECHNICAL SYSTEM

Ivashyshin G.S.

The opportunities of obtaining competitive technologies based on scientific investigations (Diploma № 258, Diploma № 277, Diploma № 289, Diploma № 302, Diploma № 392, Diploma № 404, Diploma № 466, Diploma № 468, Diploma № 492) and quantum mechanics are discussed.

Keyword: friction control, enthropy, tribotechnical system, synergetics, friction, quantum mechanics, scientific discovery.

Введение

"…Для описания структуры и процессов на атомном уровне физики создали мощный инструмент – квантовый механизм. Зная массу и заряд ядра атома с помощью квантовой механики принципиально возможно установить не только строение отдельного атома, но и любого агрегата атомов. Однако фактически достижения в этом направлении еще далеки от уровня, на котором находятся основы теории…" [1].

"…До сих пор не удалось получить даже приближенных решений уравнений квантовой механики, определяющих расположение атомов около дислокации, и для сил, требуемых для движения дислокации…" [1].

"…Трудности теории становятся очевидными, если представить, что в 1 $см^3$ холодно-деформированного металла находится ~ 1 млн км. дислокаций и они расположены не упорядоченными рядами, а образуют запутанные клубки и пересекаются сложным образом…" [1].

Анализ микро-, нано-, пико-, фемто- и аттотрибофизических и микро-, нано-, пико-, фемто- и аттохимических эффектов, выполненных на феноменологическом уровне дал возможность получить определенные фундаментальные научные открытия в области трибологии и синергетики.

"…В развитие синергетики выдающийся вклад внес И.Р. Пригожин (Нобелевская премия по химии 1977 г.) и созданная им Брюссельская научная школа. Он доказал, что нелинейность и неустойчивость во многих физических и химических системах может служить основой и источником возникновения упорядоченности, спонтанного возникновения структур, самоорганизации…" [2].

"…Основная идея синергетики – это идея о принудительной возможности спонтанного возникновения порядка и организации из беспорядка и хаоса в результате процесса самоорганизации. Более того, синергетика указывает на конкретные пути достижения оптимальных путей развития, типов самоорганизации и способов гармоничного развития…" [2].

Цели и задачи

Обеспечение условий управления трением (внутренним и внешним) на основе целенаправленного изменения энтропии термодинамического последействия триботехнической системы **(научное открытие Диплом № 392) [3]**, а также целенаправленного изменения энтропии информационного последействия триботехнической системы **(научное открытие Диплом № 468) [4].**

Материалы и методы

Экономика научно-технического прогресса должна базироваться на научных открытиях, являющихся высшей формой научного познания.

Открытием в области естественных наук признается установление явлений, свойств, законов (закономерностей) или объектов материального мира, ранее не установленных и доступных проверке.

Научное открытие (Диплом № 392) [3]

"Закономерность изменения энтропии термодинамического последействия триботехнической системы."

"Установлена неизвестная ранее закономерность изменения энтропии термодинамического последействия триботехнической системы, заключающаяся в том, что под механической нагрузкой энтропия термодинамического последействия триботехнической системы уменьшается, а при снятии нагрузки увеличивается, обусловленная движением дислокаций в упругих и пластических областях твердых тел и переходом термодинамического последействия триботехнической системы от менее вероятного состояния к более вероятному."

Научное открытие (Диплом № 468) [4]

"Закономерность изменения энтропии информационного последействия триботехнической системы."

"Установлена неизвестная ранее закономерность изменения энтропии информационного последействия триботехнической системы, заключающаяся в том, что при увеличении (уменьшении) механической нагрузки на зону контакта триботехнической системы энтропия информационного последействия уменьшается (увеличивается), обусловленная движением дислокаций в упругих и пластических областях контактирующих твердых тел триботехнической системы."

Научные открытия [3–8, 12] дают возможность аргументировать то, что **упругое последействие и физическая энтропия имеют одинаковую природу,** а также обосновать существование функциональной зависимости между упругим последействием ΔY и термодинамической вероятностью *W* данного состояния триботехнической системы.

Аддитивности упругих последействий соответствует умножение термодинамических вероятностей состояния отдельных частей триботехнической системы. Из всех математических функций такими свойствами обладают только логарифмы.

Таким образом, **упругое последействие ΔY должно быть пропорционально логарифму термодинамической вероятности *W*:**

$$\Delta Y = i\ln W, \qquad (1)$$

где *i* — постоянная.

С позиций синергетики процессы упругого последействия материала пары трения — самоорганизующиеся процессы. Кооперирование упругих последействий протекает на основе их аддитивных свойств. Процесс самоорганизации идёт обязательно с участием большого числа упругих последействий. Кооперирование упругих последействий представляет собой автоматический процесс. Синергетический подход даёт возможность глубже изучить объективно существующие существенно устойчивые связи между упругими последействиями, одновременно протекающими в одном и том же теле.

«...Понятие энтропии ввёл и представил количественно точно в 1856 г. **Рудольф Клаузиус** в ходе разработки своей формулировки Второго Начала термодинамики.

Он ввёл его, определив изменение энтропии, которое имеет место, когда энергия поступает в систему в виде тепла...» [9].

Р. Клаузиус записал

$$\text{Изменени энергии} = \frac{\text{энергия, полученная в виде тепла}}{\text{температура, при которой произошла передача}}$$

Австрийский физик **Людвиг Больцман** (1844–1906) показал, что энтропия есть мера беспорядка: чем больше беспорядок, тем больше энтропия.

Связь между энтропией системы S и термодинамической вероятностью состояния *W* даёт знаменитая формула Л. Больцмана

$$S = k\ln W, \qquad (2)$$

где *k* — постоянная Больцмана.

Представление зависимостей (1) и (2) в виде системы уравнений

$$\begin{cases} \Delta Y = i\ln W \\ S = k\ln W \ ; \end{cases} \qquad (3)$$

даёт возможность сделать следующие выводы:

1. Энтропия и упругое последействие возрастают, когда «...термический беспорядок вещества становится больше из-за увеличения термического движения атомов...».

2. Энтропия и упругое последействие возрастают, когда «...увеличивается позиционный беспорядок, диапазон возможных положений атомов...».

3. **Упругое последействие может служить мерой энтропии вещества.**

Согласно квантовой механике, энтропия будет изменяться не только при изменении температуры, но и при изменении частоты *ν*.

Наивысшую частоту колебаний можно выразить через массу грамм-атома *M,* модуль упругости *E,* число Авогадро N_A и межатомное расстояние *b*

$$\nu \approx \sqrt{\frac{Eb}{M/N_A}} \qquad (4)$$

Польский учёный профессор **Я. Дитрих** считает, в частности, что «...для изготовления технических средств необходимы запасы материи. Неэффективное использование материи в итоге приведёт человечество к катастрофическим последствиям. Возможности использования материи постепенно уменьшаются, так как существует явление возрастания энтропии. Рассеивание материи приводит к уменьшению её разнообразия с точки зрения структуры. Современные процессы производства и эксплуатации способствуют необратимому смешению видов материи, например

рассеяние железа и некоторых других металлов, вызываемое коррозией, процесс фактически необратимый. Особенно **непростительно в наше время рассеяние энергии, что становится причиной многих экологических и экономических трудностей»** [10].

Известно, что самопроизвольные процессы в изолированной системе происходят в направлении увеличения энтропии, беспорядка.

В подтверждении этого факта **Э. Ферми** приводит, в частности, следующий пример.

«...Рассмотрим выделение теплоты при трении. Этот необратимый процесс также приводит к увеличению энтропии. Часть системы, которая нагревается при трении, получает положительное количество теплоты, и её энтропия увеличивается. Так как теплота получается из работы, а не от других частей системы, то это увеличение энтропии не компенсируется уменьшением энтропии и других частей системы» [11].

Используя статистические соображения Больцмана, Э. Ферми делает вывод о том, что «...наиболее устойчивое состояние системы будет состоянием с наибольшей вероятностью, совместимой с полной энергией системы» [11].

Учитывая аддитивные свойства упругого последействия (макропоследействия, микропоследействия и субмикропоследействия) на основе синергетики в объемных и поверхностных частях прецизионной пары трения, **возможно целенаправленно управлять изнашиванием и энтропией** (рис. 1).

Выводы

Определение алгоритмов движения дислокаций на основе закономерности изменения энтропии термодинамического последействия триботехнической системы (**научное открытие Диплом № 392**) [3], а также на основе закономерности изменения энтропии информационного последействия триботехнической системы (**научное открытие Диплом № 468**) [4] дает возможность (в развитие концепции профессора И. Р. Коняхина, что "…контакт обладает свойством упругого последействия…") обосновать представления – контакт обладает свойством термодинамического последействия и свойством информационного последействия.

Определение алгоритмов движения дислокаций на основе закономерности аддитивности упругого последействия в объемных частях и поверхностных слоях пар трения (**научное открытие Диплом №258**) [12], а также имея в виду то, что "…Упругое последействие является не свойством твердого тела как такового, а только результатом царящего в нем беспорядка…" (А.Ф. Иоффе), представляется возможным заключить, что термодинамическое последействие и информационное последействие являются не свойством трибосистемы как таковой, а только результатом царящего в ней беспорядка.

Предлагаемые трибофизические модели составляют феноменологические основы квантовой теории трения, фотопроводимости, сверхпластичности и сверхпроводимости. Созданные

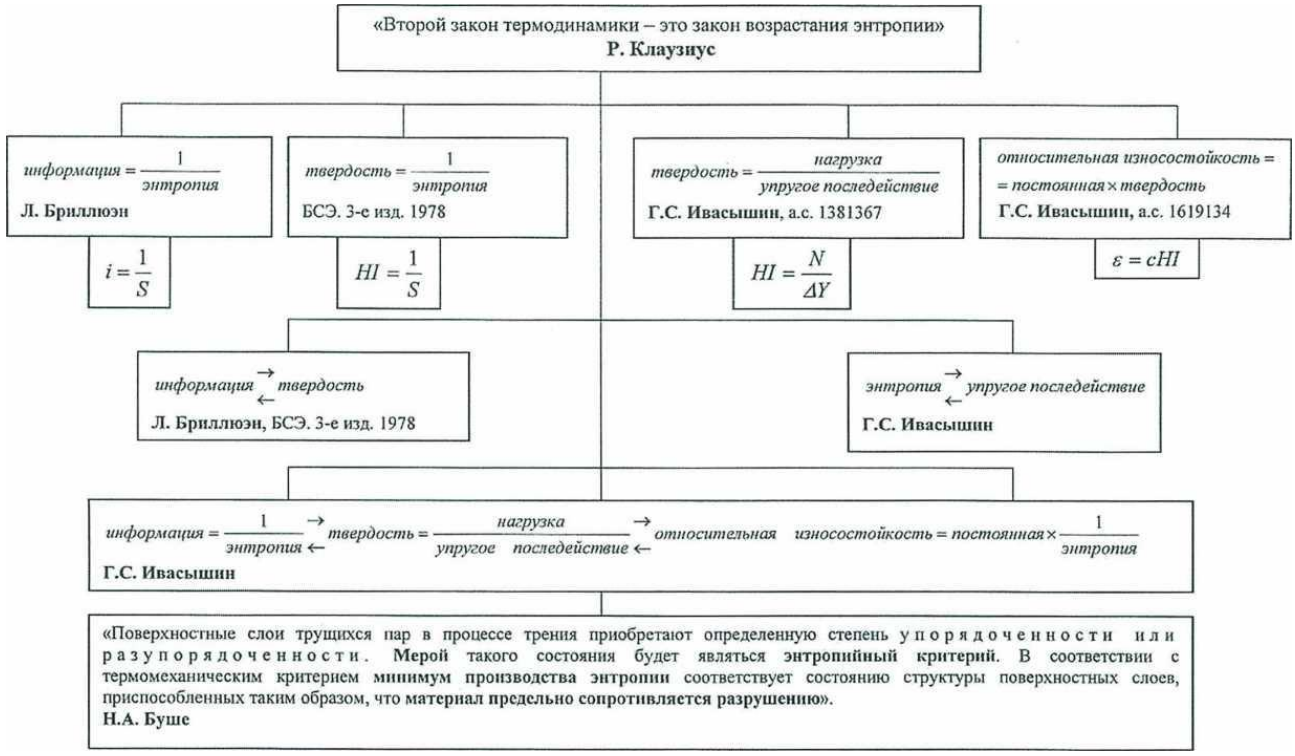


Рис. 1. **Блок-схема —функциональные причинно-следственные соотношения между информацией (/), энтропией (S), динамической твердостью материала (HI), нагрузкой (N), действующей на триботехническую систему, относительной износостойкостью (s), упругим последействием (ΔY)**

трибофизические модели **(научные открытия – Дипломы № 258, № 277, № 289, № 302, № 392, № 404, № 466, № 468, № 492)** [3–8, 12] – феномен биокомпьютерных технологий. **Управление энтропией термодинамического последействия, энтропией информационного последействия, электронным трением на основе трибофизических моделей даст возможность не только увеличить скорость передачи информации по оптическим кабелям (в настоящее время 5 процентов энергии тратится на передачу энергии по оптическим кабелям), но и увеличить быстродействие компьютеров и интернет.** Управление трением (внутренним и внешним) на основе трибофизических моделей (научных открытий) даст возможность снизить рассеивание механической энергии, которая происходит при работе машин и механизмов ("…подсчитано, что около 33 % мировых энергетических ресурсов бесполезно затрачивается на работу, связанную с трением…") [13]

[1] Макклинток Ф., Аргон А. Деформация и разрушение материалов; пер. с англ. – М.: Мир, 1971, 444 с.
[2] Гагарина Л.Г., Петров А.А. Современные проблемы информатики и вычислительной техники: учеб. пособие / Л.Г. Гагарина, А.А. Петров - М.: ИД "ФОРУМ": ИНФРА -М. 2014. 368 с.
[3] Ивасышин Г.С., Радкевич М.М., Чулкин С.Г. Научное открытие (Диплом №392). Закономерность изменения энтропии термодинамического последействия триботехнической системы. – М.: РАЕН, МААНО и И, 2010.
[4] Ивасышин Г.С. Научное открытие (Диплом №468). Закономерность изменения энтропии информационного последействия триботехнической системы. – М.: РАЕН, МААНО и И, 2014.
[5] Ивасышин Г.С. Приложения квантовой механики. Научное открытие в области микро- и нанотрибологии // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. №11. -С.45-48.
[6] Ивасышин Г.С. Трибофизика и элементарные частицы // Нанотехнологии: наука и производство. 2017. № 4. -С. 13-34.
[7] Ивасышин Г.С. Научные открытия в области микро-, нано-, пико-, фемто- аттотрибологии. Планк и квант последействия 2017. №6. -С. 84-94.
[8] Ивасышин Г.С. Приложения квантовой механики. Аттосекундные процессы в микро-, нано-, пико- и фемтотрибологии//Сборка в мвшиностроении, приборостроении. 2017. т.18 №8.-С.376-378.
[9] Эткинз П. Десять великих идей науки. Как устроен наш мир / Питер Эткинз; пер. с англ. -М.: АСТ: Астрель, 2008. 384 с.
[10] Дитрих Я. Проектирование и конструирование: Системный подход; пер. с польского. -М.: Мир, 1981. 456 с.
[11] Чолаков. Нобелевские премии. Ученые и открытия; пер. с болг. -М.: Мир, 1986. 368 с.
[12] Ивасышин Г.С. Научное открытие (Диплом №258). Закономерность аддитивности упругого последействия в объемных частях и поверхностных слоях пар трения. -М.: РАЕН, МААНО и И., 2004
[13] Теория механизмов и механики машин: учебник для вузов / [Г.А. Тимофеев и др.] под ред. Г.А. Тимофеева. – 8-е изд. Перераб. и доп. М.: Изд-во МГТУ ИМ. Н.Э. Баумана, 2017. 566 с.

О ПАРАМЕТРАХ НАНОШЕРОХОВАТОСТИ И НЕКОТОРЫХ КОРРЕЛЯЦИОННЫХ СООТНОШЕНИЯХ

Измайлов В.В., Новоселова М.В.

E-mail: iz2v@tvcom.ru

Тверской государственный технический университет, г. Тверь, Россия.

Рассмотрены высотные и шаговые параметры наношероховатости технических поверхностей и некоторые их корреляционные соотношения в сравнении с аналогичными параметрами и соотношениями для микромасштабного уровня (микрошероховатость). Показано, что теоретические и эмпирические зависимости, характерные для топографии поверхностей на микромасштабном уровне, справедливы и на наномасштабном уровне.

Ключевые слова: поверхность, топография, наношероховатость, микрошероховатость, корреляционные связи.

ON NANOROUGHNESS PARAMETERS AND SOME CORRELATIONS

Izmailov V.V., Novoselova M.V.

Amplitude and spacing parameters of engineering surfaces nanoroughness and some their correlations have been considered in comparison with similar parameters and correlations on a microscale level (microroughness). It is shown that on a nanoscale level theoretical and empirical relations characterizing a surface topography on a microscale level hold true.

Keywords: surface, topography, nanoroughness, microroughness, correlations.

Введение

Процессы трения, изнашивания, контактная тепло- и электропроводность и другие процессы, протекающие в контакте технических поверхностей, в значительной мере зависят от их топографии. Топография технических поверхностей на микромасштабном уровне (шероховатость поверхностей) активно исследовалась начиная с середины XX века

[1-5 и др.]. При этом широко использовались и используются статистические методы, например, представление профиля поверхности в виде случайного процесса и поверхности в виде случайного поля [2, 5, 6]. Статистические методы применяются также для отыскания корреляционных связей между различными параметрами шероховатости.

Освоение современными технологиями наномасштабного уровня характерных размеров изделий вызвало закономерный интерес к изучению нанотопографии поверхностей. Этому изучению способствовало появление таких высокочувствительных средств исследования технических поверхностей, как сканирующая туннельная и атомная силовая микроскопии.

Цель данной работы − сравнение некоторых характеристик наногеометрии технических поверхностей, полученных традиционными методами обработки и их корреляционных связей с хорошо известными аналогичными характеристиками и связями для микрогеометрии (уровень микрошероховатости). Необходимость такого сравнения вызвана тем, что микро- и наношероховатость технических поверхностей отличаются по своей природе. Микрошероховатость определяется в основном технологическими факторами, хотя свойства обрабатываемого материала также играют определенную роль в ее формировании. Наношероховатость в основном связана с кристаллическим строением твердых тел и его дефектами, а также со строением и свойствами поверхностных пленок (оксидных и др.).

Объект исследования

Исследовалась нанотопография поверхностей стального и серебряного образцов, полученных абразивной обработкой (доводкой). Параметры соответствующей поверхности и её профиля определяли с помощью атомного силового микроскопа SOLVER P47-PRO. Статистически устойчивые параметры нанотопографии исследованных поверхностей приведены в табл. 1. В основном далее использованы обозначения параметров согласно ГОСТ 25142-82 с изменениями от 30.01.2017 г. и ГОСТ 2789-73. Аналогичные параметры используются в других национальных стандартах.

Таблица 1. **Параметры наношероховатости исследованных поверхностей**

Материал	Параметры поверхности			Параметры профиля		
	S_a, нм	S_q, нм	S_{10z}, нм	R_a, нм	R_q, нм	R_z, нм
Сталь	2,6	3,3	13,4	2,5	3,2	12,9
Серебро	4,3	5,3	20,8	4,9	5,9	16,7

Примечание. S_a – среднее арифметическое значение высоты поверхности, S_a – среднее квадратическое значение высоты поверхности, S_{10z} – высота поверхности по десяти точкам, R_a – среднее арифметическое отклонение профиля, R_q – среднее квадратическое отклонение профиля, R_z – высота неровностей профиля по десяти точкам.

Длина оценивания параметров наношероховатости составляла 5 мкм для стальной поверхности и 3 мкм для серебряной, что в несколько раз меньше шага неровностей микрошероховатости.

Результаты и их обсуждение

В работе [7] выполнен обстоятельный анализ соотношений высотных и шаговых параметров микрошероховатости. Опираясь на результаты этой работы, проведем аналогичный анализ для параметров наношероховатости указанных в таблице 1 поверхностей.

Соотношение шаговых параметров профиля $\psi = S/S_m = n_0/2n_m$, где S – средний шаг местных выступов профиля, S_m – средний шаг неровностей профиля, n_0 – среднее число пересечений профилем своей средней линии, n_m – среднее число максимумов профиля. Данный параметр характеризует ширину спектра профиля [7]. Значения ψ, близкие к 1, соответствуют узкополосному процессу (значение $\psi = 1$ соответствует синусоидальному профилю), значения ψ, существенно меньшие единицы, соответствуют широкополосному процессу (случайной шероховатости). Для микрошероховатости значения $\psi = 0{,}3 \div 0{,}9$, типичные значения лежат в более узком диапазоне $\psi = 0{,}4 \div 0{,}7$. Для наношероховатости нами получены следующие значения: для стальной поверхности $\psi = 0{,}42 \pm 0{,}06$; для серебряной поверхности $\psi = 0{,}38 \pm 0{,}07$.

Соотношения высотных параметров профиля.

1. Соотношение R_q/R_a. По величине данного соотношения можно судить о степени случайности поверхности и ее профиля. Для регулярной шероховатости, профиль которой близок к синусоиде, теоретическое значение $R_q / R_a = \pi/(2\sqrt{2}) \approx 1{,}11$. Для нормального случайного профиля теоретическое значение $R_q / R_a = \sqrt{\pi/2} \approx 1{,}25$. Для микрошероховатости типичные значения R_q/R_a = 1,20 ÷ 1,35, хотя для грубообработанных поверхностей наблюдались значения R_q/R_a = 1,45 [7]. Для наношероховатости, которая по природе, безусловно, ближе к случайной, чем к регулярной, нами получены следующие соотношения: стальная поверхность $R_q/R_a = 1{,}26 \pm 0{,}02$; серебряная поверхность $R_q/R_a = 1{,}21 \pm 0{,}03$. Практически, полученные экспериментально значения отношения R_q/R_a совпадают в пределах погрешности с теоретическим значением R_q/R_a = 1,25 для нормального случайного профиля.

2. Соотношения R_{max}/R_a и R_p/R_a, где R_{max} – полная высота профиля, R_p – высота наибольшего выступа профиля. Параметры R_{max} и R_p по своей природе статистически гораздо менее устойчивы (менее надежны), чем параметры R_a или R_q. Так, для исследованных нами поверхностей коэффициенты вариации параметров R_{max} или R_p в $2 \div 2{,}5$ раза больше, чем параметров R_a или R_q.

В связи с этим представляет практический интерес установление корреляционных связей, например, между параметром R_a и параметрами R_{max}, R_z или R_p.

Для микрошероховатости на очень большом статистическом материале для очень широкого спектра технологических способов обработки поверхностей, начиная от доводки и кончая обработкой напильником или абразивной бумагой, экспериментально получены следующие корреляционные соотношения: $R_{max} = (5{,}5 \div 6{,}8)\,R_a$ и $R_z = (4{,}0 \div 5{,}0)R_a$ [8]. Для симметричного профиля, соответственно, $R_p = (2{,}8 \div 3{,}4)R_a$.

Для модели профиля поверхности в виде нормального стационарного случайного процесса можно воспользоваться формулой, связывающей параметры R_p и R_a [2]:

$$E\{R_p\} \approx E\{R_a\}\sqrt{\pi \ln(E\{n_0\}/2)}, \qquad (1)$$

где символ E означает математическое ожидание соответствующего параметра на длине оценки. Расчет по формуле (1) для исследованных нами поверхностей дает следующие результаты: для стальной поверхности $E\{R_p\} \approx 3{,}2E\{R_a\}$; для серебряной поверхности $E\{R_p\} \approx 2{,}5E\{R_a\}$.

Экспериментально для наношероховатости нами получены следующие соотношения для стальной и серебряной поверхностей соответственно: $R_{max} = (8{,}0 \pm 1{,}0)R_a$ и $R_{max} = (5{,}2 \pm 0{,}7)R_a$; $R_z = (5{,}2 \pm 0{,}3)R_a$ и $R_z = (3{,}4 \pm 0{,}3)R_a$; $R_p = (2{,}9 \pm 0{,}2)R_a$ и $R_p = (2{,}6 \pm 0{,}4)R_a$. Полученные соотношения в целом хорошо соответствуют результатам расчетов по формуле (1) и приведенным выше статистическим данным, относящимся к микрошероховатости [8].

Зависимость величины параметра R_{max} от длины оценивания. Как уже отмечалось, параметр R_{max} обладает невысокой статистической устойчивостью, поскольку определяется одним единственным значением на длине оценивания. Оценка данного параметра зависит от длины оценивания [9] согласно следующей формуле:

$$R_{\max}^{(nL)} = R_{\max}^{(L)}\sqrt{1+\frac{\ln n}{\ln(L/R_q)}} \qquad (2)$$

где $R_{\max}^{(L)}$ – значение параметра, определенное на длине оценивания L, $R_{\max}^{(nL)}$ – то же на длине оценивания в n раз больше. Аппаратные возможности и размеры поверхности не всегда позволяют существенно увеличивать длину оценивания. Если считать, что профиль поверхности обладает свойством эргодичности (что не всегда справедливо), то увеличение длины оценивания в n раз эквивалентно увеличению во столько же раз числа коротких длин оценивания (базовых длин), по которым производится усредненная оценка того или иного параметра.

Для исследованных поверхностей при $n = 10$ экспериментально найденное отношение $R_{\max}^{(nL)} / R_{\max}^{(L)}$ равно $1{,}17 \pm 0{,}13$ для стальной поверхности и $1{,}18 \pm 0{,}10$ для серебряной поверхности. Расчет по формуле (2) дает соответственно величины указанного отношения 1,14 для стальной поверхности и 1,17 для серебряной, что в пределах погрешности полностью совпадает с экспериментальными результатами.

Однако, даже уточненное таким образом значение параметра R_{max} для профиля остается на 16 % меньше аналогичного значения S_{max} для стальной поверхности и на 12 % – для серебряной. Это обстоятельство обсуждается ниже.

Соотношение высотных и шаговых параметров. В работе [7] экспериментально получены отношения шаговых параметров микрошероховатости S и S_m к величине среднего арифметического отклонения профиля R_a: $S_m/R_a \approx (40 \div 120)$; $S/R_a \approx (20 \div 80)$. Бóльшие значения соответствуют более гладким поверхностям, меньшие – более грубым. Для наношероховатости нами получены следующие значения, практически совпадающие для стальной и серебряной поверхностей: $S_m/R_a \approx 85$; $S/R_a \approx 35$. Оба значения находятся в приведенных выше интервалах, первое значение соответствует середине соответствующего интервала, второе – одной трети.

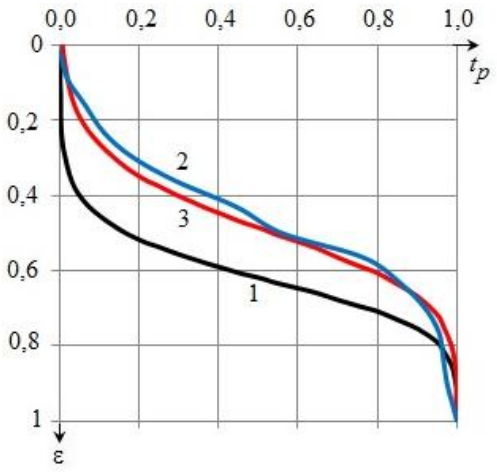
Опорная кривая профиля и поверхности.

Этот комплексный параметр был предложен для характеристики качества поверхности [10] и широко известен в метрологии поверхности, трибологии и других науках под названием кривая Аббота – Файрстоуна. Опорная кривая характеризует несущую способность поверхности, ее износостойкость и другие эксплуатационные характеристики, поскольку наглядно изображает распределение материала по высоте шероховатого слоя. По сути, его можно интерпретировать как функцию интегральной вероятности ординат профиля на длине оценивания. В относительных координатах этот параметр включен в ГОСТ 25142-82, а также в ГОСТ Р ИСО 4287-2014 под неудачным названием «кривая коэффициента смятия профиля», не отражающим его физического смысла.

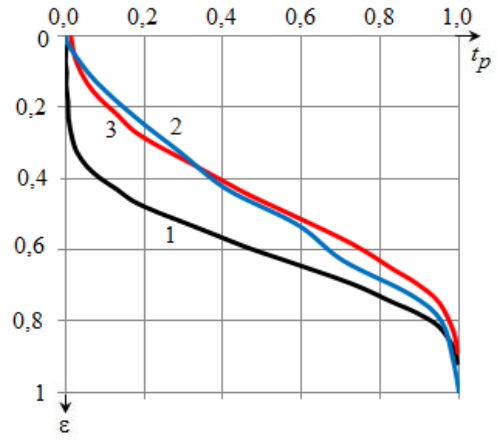
Исходя из физического смысла опорной кривой различными авторами теоретически и экспериментально доказано, что опорные кривые поверхности и профиля должны совпадать. На первый взгляд, рис. 1 противоречит этому утверждению: опорные кривые для поверхности (линия 1) и профиля (линия 2) не совпадают.

Объяснением этого несовпадения служит рис. 2, на котором представлена гистограмма ординат поверхности. Из рис. 2 следует, что на поверхности имеются очень немногочисленные, но глубокие впадины, можно сказать, царапины. Вероятность попадания этих впадин на оцениваемый профиль пренебрежимо мала, так как для этого траектория кантилевера АСМ при записи

профиля должна пройти точно по дну впадины. На эксплуатационные свойства поверхности и контакта эти единичные впадины практически не оказывают влияния. Несколько в меньшей степени сказанное относится и к самым высоким выступам. Однако эти единичные выступы и впадины увеличивают величину S_{max} и, соответственно, занижают величину $\varepsilon = p/S_{max}$. Если отбросить эти незначимые неровности (например, руководствуясь правилом «трех сигма»), то скорректированная опорная кривая поверхности (линия 3) хорошо соответствует опорной кривой профиля.



а



б

Рис. 1. **Опорные кривые для стальной (а) и серебряной (б) поверхностей:**
1 – поверхность (исходная), 2 – профиль, 3 – поверхность (скорректированная)

Заключение

Анализ нанотопографии исследованных технических поверхностей показал, что на наномасштабном уровне справедливы теоретические и экспериментальные зависимости и корреляционные связи параметров наношероховатости, характерные для микромасштабного уровня (микрошероховатость). Это объясняется статистической природой как микро-, так и наношероховатости.

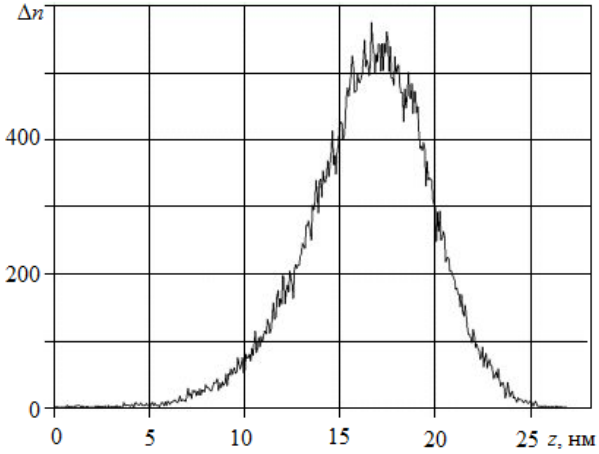


Рис. 2. **Гистограмма ординат стальной поверхности. Координата *z* отсчитывается от дна самой глубокой впадины поверхности.**

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (проект № 17-08-00614).

[1] Дунин-Барковский И. В., Карташова А. Н. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение. – 1978.
[2] Рудзит Я. А. Микрогеометрия и контактное взаимодействие поверхностей. – Рига: Зинатне. – 1975.
[3] Григорьев А. Я. Физика и микрогеометрия технических поверхностей. – Минск: Беларуская навука. – 2016.
[4] Уайтхауз Д. Метрология поверхностей. Принципы, промышленные методы и приборы. – Долгопрудный: Издательский Дом «Интеллект». – 2009.
[5] Thomas T. R. Rough surfaces. – London: Imperial College Press. – 1999.
[6] Хусу А. П., Виттенберг Ю. Р., Пальмов В. А. Шероховатость поверхностей (теоретико-вероятностный подход). – М.: Наука. – 1975.
[7] Экслер Л. И. Экспериментальные соотношения для высотных и шаговых параметров шероховатости // Метрологические и технологические исследования качества поверхности. – Рига: Зинатне. – 1976, 37-42.
[8] Дьяченко П. Е., Вайнштейн В. Э., Карпова Т. М. О разработке проекта международного стандарта на шероховатость поверхности. Сб. «Качество поверхности». – М.: Изд. АН СССР. – 1959, № 4, 3-12.
[9] Харач Г. М. Экслер Л. И. Об определении характеристик микрогеометрии поверхности со случайной шероховатостью при расчетах трения и износа // В кн. «Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа». – М.: Наука. – 1971, 169-175.
[10] Abbot E. J., Firestone F. A. Specifying surface quality // Mechanical Engineering. – 1933, V. 55, № 9, 569-572.

МОДЕЛЬ ИЗНАШИВАНИЯ ТОРЦОВЫХ УПЛОТНЕНИЙ

Измеров М.А., Тихомиров В.П.

E-mail: dm-bgtu@yandex.ru

ФГБОУ ВО «БГТУ», г. Брянск, Россия.

На основе модифицированной модели изнашивания Арчарда и фрактальных представлений о сопряженных поверхностях, находящихся в относительном движении, представлена методика оценки приведенного коэффициента износа, что позволяет аналитическим путем построить кривую износа, исходя их условий нагруженности пары трения, физико-механических свойств материалов и параметров качества поверхностей.

Ключевые слова: модель Арчарда, коэффициент износа, фрактал, кривая износа.

MODEL WEAR OF THE MECHANICAL SEAL

Izmerov M.A., Tikhomirov V.P.

On the basis of the modified Archard's model of wear and fractal representations about the adjoint surfaces which are in relative motion the technique of an assessment of the reduced coefficient of wear is presented that allows to construct by an analytical way a wear curve, proceeding their conditions of loading of couple of friction, physical and mechanical properties of materials and parameters of quality of surfaces.

Keywords: Archard model, wear coefficient, fractal, wear curve.

Введение

Триботсхнические свойства характеризуют контактное взаимодействие твердых тел при их относительном перемещении и зависят от свойств конструкционных и смазочных материалов, условий работы, качества поверхностных слоев и т.п.

К показателям износостойкости относят износ, являющийся результатом процесса изнашивания, скорость изнашивания, определяемая как отношение значения износа к интервалу времени, в течение которого он возник, интенсивность изнашивания (мгновенная, средняя), определяемая отношением значения износа к обусловленному пути, на котором происходит изнашивание, или объему выполненной работы. Для оценки износостойкости подвижных сопряжений используем величину, обратную интенсивности изнашивания. Предлагаемый подход оценивания износостойкости предполагает использование модели Арчарда и фрактальных представлений о поверхности трения как фрактального объекта. Обоснование допущений приведены при разработке модели изнашивания торцового подвижного сопряжения.

Закономерность изнашивания скользящего контактного торцового уплотнения

Проектирование подвижных торцовых уплотнительных устройств требует знаний таких триботехнических показателей, как коэффициент трения и износ. Проектирование предполагает выбор материалов пары трения, назначение параметров качества поверхностного слоя, знания условий эксплуатации и закономерностей процессов трения и изнашивания, протекающих на скользящем контакте.

Постановка задачи: требуется найти закономерности изнашивания элементов скользящего контакта.

Полагаем, что оценка объема изношенного материала производится на основе закона Арчарда [1]:

$$w(t) = k_w \frac{F}{H} L(t)$$

где w - объемный износ; k_w - коэффициент износа; F - нормальная нагрузка; H – твердость изнашиваемого (менее твердого) тела; L - путь трения.

Приведенный закон описывает процесс адгезионного изнашивания. Оценка объема изношенного материала требует знания коэффициента износа, который определяется с помощью соответствующего эксперимента. При этом процессы трения и изнашивания при модельном испытании должны быть идентичны работе натурного узла трения, т.е. критерии подобия должны быть одними и теми же. Одним из таких критериев является коэффициент трения. Однако в уравнении Арчарда коэффициент трения не входит в явно виде. Введем в уравнение силу трения (по Амонтону)

$$F_f = f \cdot F_n$$

где f - коэффициент трения.

Если подставить в закон Арчарда вместо нормальной нагрузки силу трения, то коэффициент трения окажется в знаменателе. Тогда увеличение коэффициента трения приводит к снижению износа, что противоречит многим экспериментальным данным. Полагая, что фактор трения играет существенную роль при оценке износа, модифицируем формулу Арчарда, заменив нормальную нагрузку силой трения и, соответственно, введя новый коэффициент износа (приведенный коэффициент износа) – k_w*. Модифицированная формула имеет вид

$$w(t) = k_w^* \frac{F_n f}{H} L(t) \quad (1)$$

Для многих случаев интенсивность изнашивания I_h связана с коэффициентом трения степенной зависимостью

$$I_h \propto f^n, n > 1$$

Коэффициент трения

Коэффициент трения в значительной степени характеризует поведение трибосистемы и определяется не только свойствами контактирующих тел, сколько особенностями функционирования всей системы. Считается (по Н.М. Михину), что площадь фактического контакта при скольжении A_k и в состоянии покоя A_n связаны соотношением

$$A_k = A_n \sqrt{1 + f^2}$$

В расчетах обычно полагают, что разница между этими площадями контакта несущественна.

Исходя из молекулярно-механической теории трения, разработанной И.В. Крагельским (1939 г.) и его сотрудниками, запишем зависимости, позволяющие рассчитать величину коэффициента трения:

- при преимущественно упругом контакте

$$f = \frac{\tau_0}{p_r} + \beta + k_1 \sqrt{\frac{h}{r}}$$

- при преимущественно пластическом контакте

$$f = \frac{\tau_0}{HB} + \beta + k_2 \sqrt{\frac{h}{r}}$$

Здесь τ_0 - напряжения среза фрикционной связи при нулевом контактном давлении; p_r - фактическое давление; HB - твердость по Бринеллю; β - фактор упрочнения фрикционной связи; $k_{1,2}$ - коэффициенты; h - глубина внедрения неровности в полупространство; r - радиус закругления верхней части неровности.

Приведенные зависимости соответствуют модели взаимодействия жесткой шероховатой поверхности с гладким деформируемым полупространством. При этом параметры шероховатой поверхности относят к жесткому телу, а такие физико-химические показатели – к деформируемому полупространству. Отметим, что подобная ситуация соответствует случаю, когда высотные параметры жесткой шероховатой поверхности на порядок выше, чем параметры шероховатости для более мягкой деформируемой поверхности. В случае, когда высотные параметры сопряженных поверхностей одинаковы, то задача определения параметров контактного взаимодействия решается путем замены контакта двух шероховатых поверхностей на контакт гладкой поверхности с поверхностью, имеющую эквивалентную шероховатость.

Параметры эквивалентной шероховатости и гладкого деформируемого тела:

- модуль упругости

$$E^{-1} = \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}$$

- твердость

$$HB = min\ (HB_1, HB_2)$$

- радиус верхней части неровности

$$r = \frac{r_1 r_2}{r_1 + r_2}$$

- среднее квадратическое отклонение ординат профиля

$$R_q = \sqrt{R_{q1}^2 + R_{q2}^2}$$

- параметры опорной кривой (по И.В Крагельскому, Н.Б Демкину и др.)

$$b = \varphi_1(b_1, b_2);\ \ \nu = \varphi_2(\nu_1, \nu_2)$$

Оценка коэффициента трения по приведенным выше соотношениям затруднена по следующим причинам. Отсутствует методика определения радиуса закругления верхней части неровности при многовершинности выступа (рис. 1).

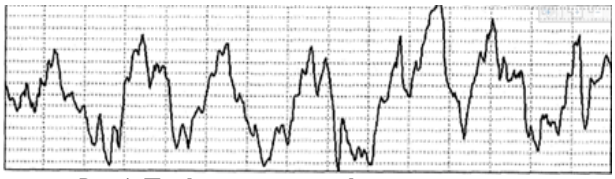


Рис. 1. **Профилограмма профиля поверхности**

В свою очередь глубина внедрения h зависит от радиуса закругления вершин неровностей. При росте нагрузки (контактного давления) при упругом контакте коэффициент трения падает (давление стоит в знаменателе первого слагаемого). При пластическом контакте с увеличение нагрузки растет внедрение (третье слагаемое).

Таким образом, оценка коэффициента трения не позволяет получить результат с достаточной точностью.

Кроме того, приведенные соотношения для оценки коэффициента трения основаны на физическом представлении о внедрении отдельного жесткого выступа, имеющего сферическое закругление, с упругопластическим полупространством. В случае, когда твердости поверхности сопряжения имеют примерно одинаковую величину, приведенные зависимости не могут адекватно описывать процесс контактного взаимодействия.

Нами предлагается обобщенная модель контактного взаимодействия шероховатых поверхностей, основанная на известных представлениях Гринвуда-Вильямсона (ГВ модель [2]) и Маджумдара [3] для фрактальных поверхностей.

Следует отметить недостатки или ограничения, присущие моделям Гринвуда-Вильямсона и Маджумдара. Так, модель ГВ предполагает, что все

неровности находятся в упругом состоянии, а радиусы верхней части выступов имеют одно и то же значение. Модель Маджумдара основана на фрактальных представлениях о поверхности. При этом каждому пятну контакта соответствует свой радиус закругления. Спорным является момент, связанный с тем, что при сжатии стыка вначале имеет место пластические деформации выступов, а затем – упругие. Этот спорный момент не может найти объяснение вследствие ого, что модель выступа принята в виде косинусоидальной формы без наличия субшероховатости.

Нами предлагается следующая обобщенная зависимость для оценки коэффициента трения

$$f = \frac{A_{re}}{A_a}\left(\frac{\tau_0}{p_r} + \beta\right) + \frac{A_{rp}}{A_a}\left(\frac{\tau_0}{HB} + \beta\right) = \\ = \frac{A_{re}\tau_0}{A_a p_r} + \frac{A_{rp}\tau_0}{HB_r} + \beta\frac{A_r}{A_a}$$

Здесь A_{re} и A_{rp} - упругая и пластическая части фактической площади контакта; A_a - номинальная площадь; τ_0 напряжение среза фрикционных связей при отсутствии давления в стыке; β - коэффициент, учитывающий упрочнение фрикционных связей; p_r и HB - фактическое давление при упругом состоянии контакта и твердость более мягкого материала сопряженных поверхностей; $A_r = A_{re} + A_{rp}$ - фактическая площадь контакта.

Предложенная модель учитывает особенности контактного взаимодействия поверхностей стыка, а именно: распределение площадей пятен контакта, введение понятия эквивалентной шероховатости, физико-механические свойства сопряженных тел. Учет этих факторов потребовал применение компьютерного моделирования взаимодействия фрактальных поверхностей. Соответствующее программное обеспечение было разработано автором. Предложенная модель также соответствует экспериментальным данным, приведенным в литературе: при упругом контакте коэффициент трения падает с увеличением нормальной нагрузки, а при пластическом контакте – растет.

Объем изнашиваемого материала

Модель Арчарда основывается на следующем допущении: объемный износ равен произведению номинальной площади на сближение поверхностей пары трения. Так, для схемы «палец-диск» номинальная площадь равна πr^2, где r – радиус пальца и h – линейный износ. Таким образом, изношенный объем равен $w(t) = \pi r^2 h(t)$.

В действительности изнашивание происходит на фактической площади контакта, более того на отдельных пятнах контакта. Пятна контакта находятся в упругом и (или) пластическом состояниях.

Полагая форму верхней части неровности в виде сферического сегмента, найдем объем износа по формуле

$$w_i(t) = \frac{1}{6}\pi h(3\rho^2 + h^2)$$

Здесь h - высота сегмента (линейный износ), ρ - радиус основания сегмента. Ввиду того, что квадрат радиуса основания сегмента существенно больше, чем высота, выражение в скобках вышеприведенного уравнения упростим, оставив первое слагаемое. Заменив $\rho^2_i = a_i / \pi$, где a_i - площадь пятна контакта, перепишем уравнение в виде

$$w_i(t) = \frac{1}{2}h_i a_i$$

Высота износа h в соответствии с представлением профиля как фрактальной «кривой» определяется выражением

$$h_i = G^{D-1}\left(\frac{a_i}{\pi}\right)^{(2-D)/2}$$

Тогда объем изношенного материала на отдельном выступе оценивается соотношением

$$w_i = \frac{1}{2\pi^{(2-D)/2}} G^{D-1} a_i^{(4-D)/2}$$

Где G - параметр фрактальной шероховатости, D – фрактальная размерность. ($1< D <2$).

Уравнение суммарного износа материала имеет вид

$$w(t) = \frac{1}{2\pi^{(2-D)/2}} G^{D-1} \sum_{i=1}^{n_r} a_i^{(4-D)/2} \qquad (2)$$

Здесь n_r - число пятен контакта, определяемое по фундаментальному закону Корчака относительно максимальной площади пятна - a_L

$$n_r = \left(\frac{a_L}{a}\right)^{D/2}$$

D – фрактальная размерность ($1<D<2$), G – фрактальная шероховатость.

Приравняв соотношения (1) и (2) и решив относительно приведенного коэффициента износа, получим

$$k_w^* = \frac{G^{D-1}}{2\pi^{(2-D)/2}}\left[\sum_{i=1}^{n_r} a_i^{(4-D)/2}\right]\frac{H}{p_a f A_a L} \qquad (3)$$

Перепишем полученное выражение, введя площадь максимального пятна контакта и учитывая, что $a_i^* = a_i / a_L$

$$k_w^* = \frac{G^{D-1} a_L^{(4-D)/2}}{2\pi^{(2-D)/2}}\left[\sum_{i=1}^{n_r} a_i^{*(4-D)/2}\right]\frac{H}{p_a f A_a L} \qquad (4)$$

Вычисление суммы произведем с помощью имитационного моделирования случайных чисел, распределенных по закону $F(a^*) = a^{*b}$. Для данной площади a_L найдем целое число пятен контакта *mod* n_r. Тогда случайное число в соответствии с приведенным законом найдем из соотношения

$x_{a^*} = x_R^{1/b}$, где x_R – случайное число, равномерно распределенное на отрезке [0,1]. В этом случае имеем

$$\sum_{i=1}^{n_r} a_i^{*(4-D)/2} = x_{a_1^*}^{(4-D)/2b} + \ldots + x_{a_{\mathrm{mod}\, n_r}^*}^{(4-D)/2b}$$

На рис. 2 представлена зависимость приведенного коэффициента износа от пути трения. В начальный момент времени приведенный коэффициент износа имеет повышенное значение, что отражает процесс приработки, а затем этот коэффициент практически остается постоянным, что соответствует общеизвестным представлениям о процессе изнашивания.

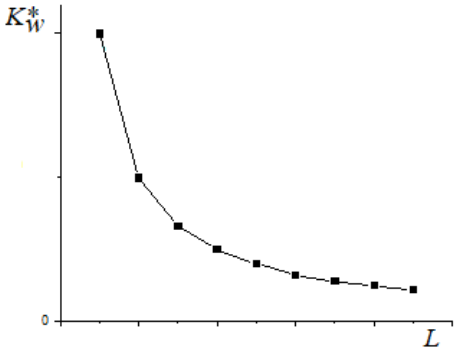


Рис. 2. **Зависимость приведенного коэффициента износа от пути трения**

Закономерность износа от пути трения (кривая изнашивания) выражается соотношением

$$h = k_w^* \frac{p_a f L}{HB} \qquad (5)$$

Используя приведенные выше зависимости, представляется возможным при известном значении предельного износа прогнозировать ресурс трибосистемы.

Рассмотрим процедуру количественной оценки закономерностей трения и изнашивания.

1. Исходные данные: геометрия торцового уплотнения (наружный и внутренний радиусы торцового уплотнения); физико-механические свойства материалов уплотнения; показатель качества поверхностного слоя (параметры *D*, *G*, *Rq*, …).

2. Моделирование фрактальных поверхности сопряженных тел. Результат – 3*D* визуализация взаимодействующих поверхностей и формирование пятен контакта (рис. 3)

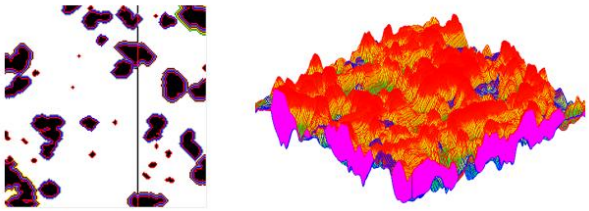


Рис. 3. **Взаимодействие шероховатых поверхностей**

3. Контактное взаимодействие: определение максимальной площади пятна контакта при заданном номинальном давлении, оценивание упругой и пластической частей фактической площади контакта и коэффициента трения покоя при заданных величинах сдвиговой прочности фрикционной связи.

4. Определение приведенного коэффициента износа (уравнение 4) и аппроксимация зависимости k_w^* от пути трения.

5. Выявление закономерности изменения износа от пути трения (уравнение 5) по следующей схеме: для начального значения L_1 находят k_{w1}^* и износ h_1, затем последовательно находим h_2 и т.д.

Таким образом, следуя приведенной процедуре можно найти закономерность изменения износа для конкретных исходных данных. Следует отметить, что оценивание закономерности износа требует применения современных компьютерных технологий, в частности применение 3*D* визуализация поверхностей и их взаимодействия.

Выводы

Приведено соотношение для коэффициента трения, основанное на фрактальных представлениях о поверхности, позволяющих найти упругую и пластическую части фактической площади контакта. Такой подход позволил более полно учесть особенности строения поверхности и повысить точность оценки коэффициента трения. Так, существующие зависимости содержат, в частности такие величины, как радиус закругления вершин неровностей и их внедрение, которые трудно оценить при множественном контакте.

1. Введено понятие приведенного коэффициента износа, позволившее модифицировать уравнение Арчарда. Показана зависимость этого коэффициента от особенностей строения поверхностных слоев и физико-механических свойств сопряженных тел и пути трения.

2. С помощью компьютерного моделирования приведена процедура и разработана методика выявления закономерности износа торцового уплотнения, что позволяет прогнозировать работоспособное состояние подвижного сопряжения торцового уплотнения.

[1] Archard, J.F. (1980) Wear theory and mechanisms. In: M.B. Peterson, W.O. Winer (eds.). Wear Control Handbook. ASME.
[2] Greenwood J.A., Williamson J.B.P. Contact of nominally flat surfaces // Proc. Roy. Soc. London. Ser. A. – 1966. – V. 295. – P. 300-319.
[3] Majumdar A., Bhushan B., 1991, “Fractal model of elasticplastic contact between rough surfaces”, Journal of Tribology, 113, pp 1-11.

К ВОПРОСУ ОБ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ УГЛЕРОДНЫХ ПЛЕНОК

Илясов В.В.*, Ашканов А.В., Холодова О.М.

E-mail: viily@mail.ru

Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия.

Рассмотрены физические основы формирования функциональных свойств углеродных материалов. Приведены оценки абразивного износа углеродных материалов, выполненные на основе физической модели износа. Выполнены квантово-механический расчеты электронной структуры, определены длины связей атомов в соединении. Результаты расчетов сопоставлены с экспериментом и другими оценками.

Ключевые слова: абразивный износ, износостойкость, химическая связь, углеродные пленки.

LATERAL THINKING ABOUT WEAR RESISTANCE OF CARBON FILMS

Ilyasov V.V., Aashkanov A.V., Holodova O.M.

Physical bases of formation of functional properties of carbon materials are considered. Abrasive wear estimations of carbon materials, carried out on the basis of physical model of wear are resulted. Quantum-mechanical accounts of electronic structure are carried out, lengths of bonding of atoms in connection are certain. The results of accounts are compared to experiment and other estimations.

Keywords: abrasive wear, wear resistance, chemical bond, carbon films.

Введение.

В последнее десятилетие алмазоподобные и керамические материалы на основе тугоплавких соединений (CN, C_3N_4, DLC, NCD, TiC, SiC_xN_y, BC_xN_y и др.) являются предметом интенсивных исследований, что обусловлено их уникальными свойствами (высоким значениям температуры плавления и твердости, устойчивости к коррозии и электрической проводимости) [1-4]. Согласно физическим представлениям авторов работы [5], базисом фрикционных и износостойких характеристик нанокристаллических алмазов (NCD) является объемная доля алмазных зерен с sp^3-конфигурацией C-C-связей. Последние составляют более 80%. Фаза аморфного графита с sp^2-связью, в рамках модели Робертсона [6], являясь граничной фазой, фактически выступает в качестве смазочного материала. Повышенной твердостью и химической стойкостью обладают новые функциональные материалы на основе систем Si-C-N и B-C-N [3]. Последние в зависимости от способа и условий синтеза имеют разные состав и структуру. Синтезированные пленки могут содержать карбиды и нитриды (SiC, Si_3N_4, BN, B_4C), их смеси и карбонитриды кремния и бора (SiC_xN_y, BC_xN_y). Мониторинг износа углеродных пленок показал, что наиболее характерным является механический износ поверхностей пар трения, с доминированием абразивного типа износа поверхностей. Однако, необходим системный анализ связи износостойкости с углеродной подсистемой углеродосодержащих пленочных материалов. В данной работе предпринята подобная попытка.

Методы расчета.

При аналитической оценке характеристик износостойкости материалов традиционно закладываются физические модели изнашивания [7,8]. В настоящей работе рассмотрена физическая модель абразивного износа, предложенная ранее автором работы [9]. Данная модель построена на основе эмпирической зависимости Хрущова М.М. [10] и соотношения работ [11,12] для определения из первых принципов твердости соединения. Относительная износостойкость I_{rel} углеродных пленок может быть найдена аналогично [9]

$$I_{rel} = b \cdot \left[\prod^{i} \left(740\, p^i \left(\frac{\left(d^i\right)^3}{\sum_j \left[\left(d^j\right)^3 N_b^j \right]} \right)^{-\left(5/3\right)} \right)^{n^i} \right]^{1/\sum n^i}, \quad (1)$$

где n^i – перекрытие зарядов i-й связи типа C-C или Me-C, p^i – перекрытие орбиталей, d^i – длина связи, N_b^j – плотность направленных j-связей, b – размерный коэффициент пропорциональности, определенный из соотношения М.М. Хрущова [10]

$$I_{rel} = b \cdot H, \quad (2)$$

где H – твердость исследуемого материала, I_{rel} – экспериментальные значения износостойкости карбида вольфрама относительно баббита ($I_{отн}$ = 330.7 при твёрдости 24.696 ГПа [10]). Данная оценка износостойкости предполагает выполнение квантово-механического расчета для определения атомной структуры, установления типов связи, длины связи и степени перекрывания орбиталей. При использовании современных программных пакетов, например, широко нами используемого Quantum Espresso [13], возникают проблемы в определении таких параметров, как степень перекрывания орбиталей и плотность направленных связей. Авторы работы [14] предлагают использовать для определения степени перекрывания орбиталей метод Малликена. Известно, что

число электронов, приписываемых атому A по Малликену определяется как

$$Q_A = 2\sum_{\alpha} P_{\alpha\alpha}(A) + \sum_{\alpha}\sum_{\beta} P_{\alpha\beta}(A,B) S_{\alpha\beta}(A,B), \quad (3)$$

где α и β атомные орбитали, принадлежашие атомам A и B; $2P_{\alpha\alpha}$ – электронная заселенность орбитали α; $2P_{\alpha\beta}(A,B)S_{\alpha\beta}(A,B)$ – электронная заселенность перекрывания орбиталей α и β; $S_{\alpha\beta}$ (A,B) – интегралы перекрывания. В программном пакете Quantum Espresso вместо схемы Малликена используется схема Левдина. Согласно Левдину базис орбиталей α и β ортогонализован, это значит, что интегралы перекрывания равны нулю. Последнее указывает на ограничения программного пакета Quantum Espresso.

Результаты и обсуждение.

Учитывая отмеченное выше ограничение нами выполнены оценки износостойкости углеродных пленок с использованием данных о твердости материала и эмпирического соотношения М.М. Хрущова, которые представлены в таблице 1. Здесь же представлены сведения о плотности материала, толщине пленок, объемной доли фрагментов с sp^3-конфигурацией С-С-связи, длине Ме-С-связи, отношение sp^3/sp^2 для С-С-связи, твердость материала. Анализ данных в табл. 1, позволяет отметить, что относительная износостойкость, например, аморфных углеродных пленок a-C, синтезированных методами плазменного лазерного осаждения (plasma laser deposition, PLD), наплавки электрической дугой (arc deposition, AD) и химического осаждения из газовой фазы (chemical vapour deposition, CVD) лежит в интервале (0,3-47). Самый низкий уровень износостойкости характерен для аморфных углеродных пленок, полученных методом PLD, что может быть связано с малой объемной долей фрагментов (40%) с sp^3-связью углеродных орбиталей. Гидрированные аморфные углеродные пленки a-C:H, для которых доля фрагментов с sp^3-связью составляет около 60%, характеризуются более высокой износостойкостью. Пленки a-C:H получены методами плазменного осаждения (plasma deposition, PD) и магнетронного напыления (magnetron sputtering, MS). Относительная износостойкость гидрированных углеродных пленок a-C:H лежит в интервале (130-214), что более, чем в три выше, чем у углеродных пленок типа a-C. Для износостойкости алмазоподобных углеродных пленок (diamond-like carbon, DLC) характерен более широкий интервал значений (260-535). Полученные оценки износостойкости коррелируют с объемной долей фрагментов с sp^3-связью (см. табл. 1). Пленки типа DLC синтезированы в основном методом магнетронного напыления с ионной бомбардировкой (magnetron sputtering + ion source (bombardment), MSIB). Как следует из табл. 1, этот метод может обеспечивать как низкую (267,8), так и высокую (415) износостойкость алмазоподобного углеродного покрытия. Возрастание износостойкости в пленках типа DLC коррелирует с повышением содержания объемной

Таблица 1. **Параметры углеродного покрытия**

Фаза	**Плотность,** $кг/м^3$	**Толщина пленки, нм**	sp^3, **%**	**Длина связи, Å**	$\frac{sp^3}{sp^2}$	**Твердость, ГПа**	**Методы синтеза (расчета)**	**Износостойкость,** I_{rel}
a-C	-	120	40	1,42-3,35	0,7	0,02	PLD, DFT	0,27
	$2{,}0\cdot10^{-3}$	-		-		3,5[15]	AD, CVD	46,9
a-C:H	$1{,}9\cdot10^{-3}$	20	72	1,46-3,35	2,5	10 [6,16]	PD	133,9
	$1{,}9\cdot10^{-3}$	30	45	-	-	16 [17,18]	PD, MS	214,3
DLC	-	80	66	-	1,8	20 [19]	MSIB	267,8
	$2{,}1\cdot10^{-3}$	-	74	-	4,5	40 [20]	PLD	535,6
DLC:H	$2{,}2\cdot10^{-3}$	1000	-	-	-	25 [21]	MS	334,8
DLC:Ar	-	5000	-	-	4,5	30 [22]	MSIB	401,7
DLC:Ti	-	110	82,7	-	4,1	31 [19]	MSIB	415,1
NCD	-	480	-	-	-	38,2 [4,5]	MPECVD	511,5
	-	3000	-	-	-	90 [22]	CVD	1205,2
	$3{,}0\cdot10^{-3}$	-	90	-	-	80 [6,21]	AD, MS	1071,3
Алмаз	$3{,}515\cdot10^{-3}$	-	100	1,54	-	102 [23]	Natural	1365,9
	-	-	-	1,554 -		93,6 [11], 96*±5 [11]	-	1253,4; 1285,5
WC	$19{,}26\cdot10^{-3}$	-		2,220		24,18 [8], 24,69*[10]	-	339 [8], 330,7*[10]
TiC	$4{,}93\cdot10^{-3}$	-		2,167		25,0 [24]	-	334,8
VC	$5{,}77\cdot10^{-3}$	-		2,082		28,6 [24]	-	383,0
ZrC	$6{,}73\cdot10^{-3}$	-		2,356		15,6 [24]	-	209,0
NbC	$7{,}82\cdot10^{-3}$	-		2,242		19,5 [24]	-	261,1
TaC	$14{,}3\cdot10^{-3}$	-		2,284		21,3 [24]	-	285,2
B_4C	$2{,}52\cdot10^{-3}$	-				40 [25]	-	535,6
a-SiCN	-	600				9 [26]	-	120,5
c-Si_3N_4	$3{,}17\cdot10^{-3}$	1000		1,734		30,3 [11], 30*±2 [11]	-	405,7; 401,7
C_3N_4	-	-				62,3 [27]	-	834,2
c-BN	$3{,}51\cdot10^{-3}$	-		1,568		64,5 [11]	-	863,7

* эксперимент

доли фрагментов с sp^3-связью от 66% до 83%. Отмеченное достигается выбором вида газа в плазме и в значительной степени типом и энергией атомов (ионов) при бомбардировке поверхности пленок. Следует отметить, что относительная износостойкость алмазоподобных углеродных пленок превосходит аналогичную характеристику пленок ряда карбидов (ZrC, NbC, TaC) переходных металлов. Отмеченное объясняет повышенный интерес практиков к алмазоподобным углеродным покрытиям. Износстойкость покрытий на основе таких карбидов, как WC, TiC и VC незначительно уступают алмазоподобным углеродным покрытиям, а карбид бора B_4C конкурирует с ними. Наибольший интерес для технологов представляют покрытия из нанокристаллического алмаза (NCD). В зависимости от метода и условий синтеза твердость покрытий типа NCD лежит в широком интервале: от 38,2 ГПа до 90 ГПа. Относительная износостойкость таких покрытий более, чем в два раза превосходит износостойкость алмазоподобных углеродных пленок типа DLC. Максимальное значение относительной износостойкости покрытия из нанокристаллического алмаза составляет 1205, что уступает износостойкости природного алмаза (1365). Возрастание износостойкости в пленках типа NCD коррелирует с повышением содержания объемной доли фрагментов с sp^3-связью до 90%. Величина относительной износостойкости покрытия из нанокристаллического алмаза более чем в три раза превосходит покрытия из карбида вольфрама (330) и нитрида кремния (405).

Значительный научный интерес представляет возможность образования соединения углерода с азотом (CN), которая была высказана M.Cohen [28]. Были предсказаны упругие характеристики данного соединения CN. В частности, модуль объемного сжатия нитрида углерода должен достигать B = 483 ГПа. Позже авторы работы [29] рассчитали параметры элементарной ячейки гипотетического соединения C_3N_4 и его упругие свойства. Согласно этим вычислениям нитрид углерода C_3N_4 должен иметь модуль объемного сжатия B = 427 ГПа. Последнее значение превосходит кубический нитрид бора (B = 367 ГПа [30]) и сопоставимо с алмазом (B = 443 ГПа [30]). Относительная износостойкость гипотетического соединения C_3N_4 может составлять 834, что незначительно уступает кубическому нитриду бора и более, чем в 1,5 раз меньше износостойкости природного алмаза.

[1] Прудников А.М., Линник А.И., Шалаев Р.В. и др. Особенности формирования и модификация наноструктурированных пленок нитрида углерода// Наносистемы: Физика, Химия, Математика. - 2012, № 3, 134-145.
[2] Petrov P., Dimitrov D.B., Paradimitriou et al. Raman and X-ray photoelectron spectroscopy study of carbon nitride thin films // Appl. Sur. Sci. – 1999 (151), 233-238.
[3] Файнер Н.И., Косинова М.Л., Румянцева Ю.М. Тонкие пленки карбонитридов кремния и бора: синтез, исследование состава и структуры // Российский химический журнал. – 2001, XLV, № 3, 101-108.
[4] Kumar N., Козаков А.Т., Dash S. et al. Микроструктура, химические связи и фрикционные свойства нанокристаллических алмазных пленок, сформированных в различных газовых средах // Физика твердого тела. – 2013, 55. вып. 10, 1962-1972.
[5] Kumar N., Ramadoss R, Kozakov A.T. et al. Humidity-dependent friction mechanism in an ultrananocrystalline diamond film // J. Phys. D: Appl. Phys. – 2013 (46), 275501.
[6] Robertson J. Hard amorphous (diamond-like) carbon // Prog. Solid St. Chem. – 1991 (21), 199−333.
[7] Рыжкин А.А., Илясов В.В. О связи между износостойкостью и физическими свойствами инструментальных материалов // Вестник машиностроения. – 2000, № 12, 32-40.
[8] Илясов В.В., Рыжкин А.А., Илясов А.В. Физическая модель износостойкости металломатричных композиционных материалов // Вестник ДГТУ. – 2008 (8, № 2) 31-36.
[9] Илясов В.В. Относительный абразивный износ инструментальных материалов из первых принципов // Трибология - машиностроению: Труды XI международной научно-технической конференции. – М.: Институт компьютерных исследований, 2016. – 105-106.
[10] Хрущов М.М. Закономерности абразивного изнашивания // Износостойкость. - М.: Наука - 1975.
[11] Gao F.M., He J.L., Wu E.D. Hardness of Covalent Crystals // Phys. Rev. Lett. – 2003 (91), 015502.
[12] Zhang X.H., Luo X.G., Han J.C. Electronic structure, elasticity and hardness of diborides of zirconium and hafnium: First principles calculations //Comput. Mater. Sci. – 2008 (44), 411-421.
[13] Giannozzi P. QUANTUM ESPRESSO: a modular and open-source software project for quantum simulations of materials // J. Phys.: Condens. Matter. – 2009 (21), 395502.
[14] Xiao B., Xing J.D., Feng, J. A comparative study of Cr_7C_3, Fe_3C and Fe_2B in cast iron both from ab initio calculations and experiments // J. Phys. D : Appl. Phys. – 2009 (42), 115415-115431.
[15] Green D.C., McKenzie D.R., Lukins P.B. The microstructure of carbon thin films // Materials Science Forum. – 1990 (52-53), 103- 123.
[16] McKenzie D.R., Muller D., Pailthorpe B.A. et al. Properties of tetrahedral amorphous carbon prepared by vacuum arc deposition // Diamond and Related Materials. – 1991 (1), 51- 59.
[17] Robertson J. Mechanical properties and coordinations of amorphous carbons // Phys. Rev. Lett. – 1992 (68), 220 – 223.
[18] Koidl P., Wild C., Dischler B., Wagner J., Ramsteiner M. Plasma deposition, properties and structure of amorphous hydrogenated carbon films // Mat. Sci. Forum. – 1989 (52-53), 41-70.
[19] Pisarik P., Miksovsky J., Remsa J. et al. Diamond-like carbon prepared by pulsed laser deposition with ion bombardment: physical properties // Applied Physics A. – 2018 (124), 1-9.
[20] Wei Q., Sankar J., Sharma A.K., Oktyabrsky S., Narayan J., Narayan R. J. Atomic structure, electrical properties, and infrared range optical properties of diamondlike carbon films containing foreign atoms prepared by pulsed laser deposition // J. Mater. Res. – 2000 (15), 633-641.
[21] Aijaz A., Lundin D., Kubart T., Jensen J., Sarakinos K., Helmersson U. Synthesis of hydrogenated diamond-like carbon thin films using neon-acetylene based high power impulse magnetron sputtering discharges // Vacuum Science&Technology A. – 2016 (34), 061504.
[22] Savvides N. and Bell T.J. Microhardness and Young's modulus of diamond and diamondlike carbon films //AIP Journal Applied Physics. – 1992 (72), 2791-2796.
[23] Ashby M.F., David R., Jones R.H. Ingineering Materials // Pergamon. - 2002.
[24] Liu Y.Z., Jiang Y.H., Zhou R., Feng J. First principles study the stability and mechanical properties of MC (M = Ti, V, Zr, Nb, Hf and Ta) // J. Alloys Compounds. - 2014 (582), 500-504.
[25] Thevenot F. Boron carbide-a comprehensive review // J. Eur. Ceram. Soc. – 1990 (6), 205-225.
[26] Румянцев Ю.М., Чагин М.Н., Косинова М.Л., Кузнецов Ф.А. Синтез тонких пленок карбонитрида кремния из гексаметилдисилазана в реакторе с индуктивно-связанной плазмой // Неорганические материалы. – 2015 (51), 974-880.
[27] Xiaoli Wang. Polymorphic phases of sp3-hybridized superhard CN // J. Chem. Phys. – 2012 (137), 184506.
[28] Cohen M.L. Calculation of bulk moduli of diamond and zinc-blende solids // Phys. Rev. B. - 1985 (32), 7988.
[29] Liu A.Y., Cohen M.L. Prediction of new low compressibility solids // Science. 1989. V.245. P. 841-842.
[30] Sung C.M., Sung M. Carbon nitride and other speculative superhard materials // Mater. Chem. Phys. 1996. V. 43. P. 1-28.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТРИБОЛОГИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ МАТЕРИАЛОВ ПАР ТРЕНИЯ

[1]Исмаилов Г.М., [2]Тюрин А.Е.

E-mail: gmismailov@rambler.ru

[1]Томский государственный педагогический университет. Томск, Россия;
[2]Санкт-Петербургский национальный исследовательский университет информационных технологий, механики и оптики, Санкт-Петербург, Россия.

Исследованы задачи динамики фрикционного взаимодействия. Рассмотрены вопросы идентификации динамических систем в условиях сухого трения. Для исследований фрикционных свойств применены алгоритмы теории автоматического анализа и теории катастроф. Методика испытаний реализована на спроектированном устройстве для исследования триботехнических характеристик материалов. Полученные результаты свидетельствуют о нелинейном характере трения для пар трения «фторопласт – медь», «фторопласт – сталь» и «фторопласт – титан». Обнаружена взаимосвязь между устойчивостью системы и изменениями, происходящими в трибоконтакте.

Ключевые слова: изнашивание, динамические характеристики, моделирование, сухое трение.

EXPERIMENTAL STUDY OF DYNAMIC CHARACTERISTICS OF THE TRIBOLOGICAL INTERACTIONS OF THE MATERIALS OF FRICTION PAIRS

Ismailov G. M., Tyurin A. E.

Problems of frictional interaction dynamics are investigated. The problems of identification of dynamical systems under conditions of dry friction are considered. For the investigation of frictional properties, algorithms of the theory of automatic analysis and catastrophe theory are applied. The test procedure is implemented on a designed device for investigating the tribotechnical characteristics of materials. The results obtained indicate a nonlinear friction character for friction pairs «fluoroplastic – copper», «fluoroplastic – steel» and «fluoroplastic – titanium». A relationship between the stability of the system and the changes occurring in the tribocontact was found.

Keywords: wear, dynamic characteristics, modeling, dry friction.

Введение

Исследованию трибосопряжений на основе динамики типа «вход – выход» посвящены работы многих авторов [1, 2]. Трибологическая система рассматривается с позиций черного ящика. Особенность методики заключается в нахождении демпфирующих и колебательных свойств и динамического коэффициента трения трибологической системы. Техническое решение задачи состоит в получении сигналов «вход – выход» при взаимодействии поверхностей, идентификации полученных данных и нахождении модели трения. Сигналы «вход – выход» получены с помощью специально спроектированного устройства для исследования триботехнических характеристик материалов.

Материалы и методы

Целью являются экспериментальное исследование динамических характеристик и характера взаимодействия образцов из фторопласта и металлов на трибометрическом устройстве. Условия проведения эксперимента одинаково выполнялись для каждой пары трения, осуществлялся контроль по четырем измерительным каналам. Диаметр образцов 10 мм, исходная шероховатость поверхности *Ra* 0,8 для металлических образцов. Для фторопласта шероховатость не подлежала измерению вследствие вязкоупругого взаимодействия индентора профилографа и поверхностного слоя. Такая же тенденция характерна для резиновых материалов. Вместе с характеристиками, получаемыми с помощью датчиков линейных перемещений, производилось измерение виброускорения при взаимном перемещении платформ.

Исследования проводились на устройстве для исследования триботехнических характеристик материалов [3, 4]. Устройство трибометрическое реализует возвратно-поступательное управляемое движение с частотой до 2,5 Гц в диапазоне линейных перемещений от 0,5 до 5,0 мм. Образцы находятся в условиях сухого трения или со смазкой, схема контакта трех- или четырехточечная. Усилие нагружения задается в диапазоне от 1 до 50 Н с точностью 5 % при температуре испытаний 20 °С.

Устройство имеет быстросменные держатели образцов *1*, установленные на направляющих линейного перемещения *5*, датчики линейного перемещения *2* нижней и верхней платформ, а также датчики усилия нагружения *3* и усилия сжатия поджимающих пружин *4* (см. рис. 1). Блоки управления приводом *6*, *7* осуществляют контроль возвратно-поступательным движением механизма *8* и приводом нагружения *9* испытуемых пар трения.

Быстросменные съемные держатели имеют пазы для взаимного размещения в них соответственно образца и контробразца, связанные с соответствующими платформами.

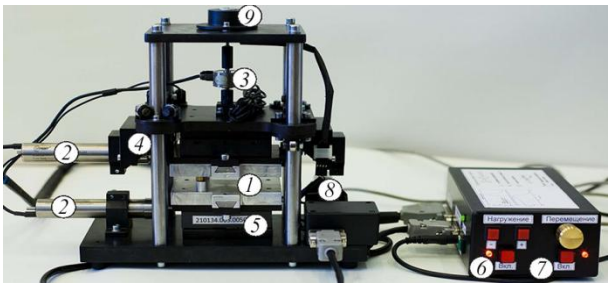


Рис. 1. **Устройство для исследования триботехнических характеристик материалов**

При включении устройства возвратно-поступательное движение механизма *8* передается к нижней платформе, которая в свою очередь приводит в движение держатель с контробразцом. Так как верхний держатель имеет возможность двигаться за счет сил трения между образцами, механизм нагружения *9* не оказывает влияние на измерения [3].

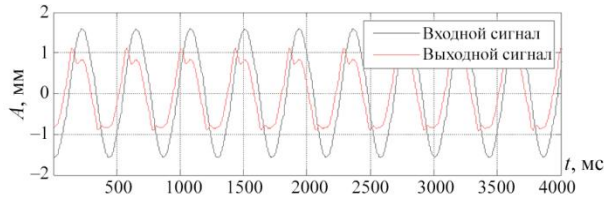


Рис. 2. **Амплитуда входных и выходных сигналов, полученная с датчиков линейного перемещения устройства**

Регистрация и изменения усилия пружин сжатия *4*, соединенных с верхней платформой, позволяют осуществлять контроль взаимодействия различной природы: упругого, вязкоупругого, граничного, сухого, смешанного взаимодействия, – и определять динамические свойства узла трения (образца и контробразца). Регистрация входных и выходных сигналов осуществлялась с помощью датчиков перемещений *2*. На рис. 2 показаны сигналы, полученные с нижней и верхней платформ.

Модель фрикционного взаимодействия

При идентификации процессов используют разностные уравнения с различными степенями свободы, что позволяет представить систему привычным для применения аппарата теории автоматического управления образом. Моделирование позволяет непосредственно по измеренным данным определить модель фрикционного взаимодействия: упругое, вязкое. Порядок модели соответствует разным анализируемым системам: 2-й системе сухого трения двух поверхностей, 4-й – вязкого трения, 6-й – с промежуточным телом (продуктами износа) [5]. Дальнейший анализ системы может производиться с использованием теории катастроф.

Представим взаимодействие поверхностей в виде объекта, на который воздействуют входные сигналы u, случайные воздействия e, выходные параметры – y (рис. 3). Сигналы u, e, y представляют собой векторы произвольной размерности и функции от времени типа $u(t)$.



Рис. 3. **Классическая модель динамической системы.**

Экспериментальные данные представлены дискретными реализациями сигнала во времени. Задача идентификации состоит в поиске зависимостей между входными и выходными сигналами [6, 7]. На схеме (рис. 3) имеются согласованные данные измерений входных и выходных воздействий, которые измерялись в одинаковых диапазонах. Дифференциальное уравнение движения второго порядка удовлетворяет модели системы, исследуемой на базе трибометрического устройства. Относительное перемещение поверхностей в задачах динамики механических систем может быть представлено классическим уравнением Ньютона

$$\frac{dx^2}{dt^2} + 2n\frac{dx}{dt} + \omega_0 x = f(x), \qquad (1)$$

где n – коэффициент демпфирования; $f(t)$ – внешнее воздействие на систему; ω_0 – частота собственных колебаний.

В качестве интегральной количественной оценки трибоспряжения используется динамический коэффициент трения – величина, определяемая как отношение выходного значения сигналов к входному сигналу (рис. 2):

$$k = 20\lg\frac{A_{выход}}{A_{вход}}. \qquad (2)$$

Обработка данных и идентификации системы можно производить непосредственно в программе Matlab или пакете System Identification Toolbox [6].

Основные результаты и обсуждения

Для расчета характеристик выборки производились в различные промежутки времени с выделением минутных интервалов. Для набора статистики и построения амплитудно-частотных характеристик медленно меняющегося процесса этого достаточно (рис. 4). На рисунке слева представлены экспериментальные данные, справа – построенные на основе ARX-модели 2-го порядка. После обработки полученных данных с помощью программ Matlab либо в пакете System Identification Toolbox построены изменения параметров идентификационной модели трибологического взаимодействия: динамического коэффициента трения и коэффициента демпфирования в процессе изнашивания по времени (рис. 5).

Результаты испытаний показали, что изменение шероховатости поверхности металлических образцов зафиксировано не было, поверхность фторопласта прирабатывалась в течение первых пяти минут, принимая форму неровностей контрпары. По измеренным значениям виброускорения можно сделать вывод о незначительном увеличении в начальный период испытаний. Коэффициент демпфирования практически одинаков для всех возможных испытаний, что объясняется уникальными свойствами фторопласта – вязкостью, самосмазываемостью [8–10].

Выводы

Представлен математический алгоритм рассмотрения фрикционного контакта в виде трибологической системы на основе моделей «вход – выход». Определены границы применения, требования к входным и выходным данным, использование алгоритма при нахождении эволюции поверхности в контакте. Данный подход позволяет обнаружить частоты с наибольшей величиной диссипации энергии, влияющие на работу всего трибосопряжения. По данным идентификационным параметрам можно судить о характеристиках трения материалов и использовать полученные данные при проектировании трибосопряжений узлов механизмов и машин.

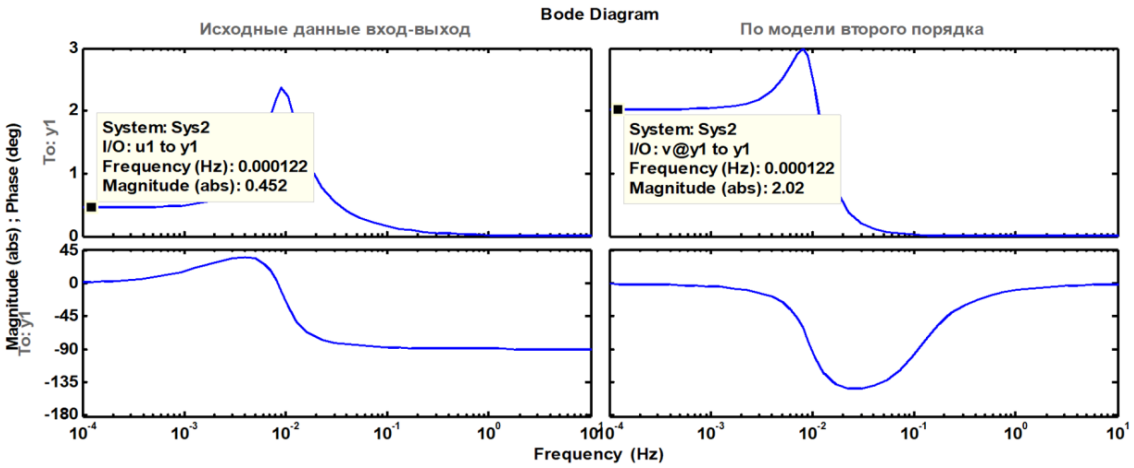


Рис. 4. **Амплитудно-частотная характеристика трибологического взаимодействия пары трения**

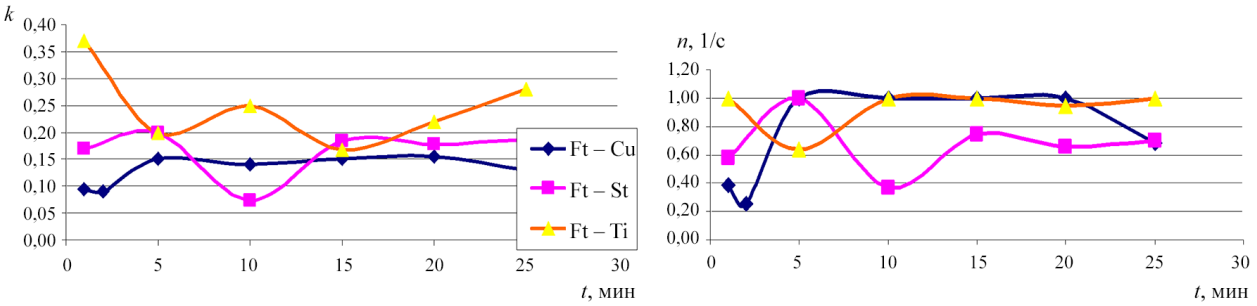


Рис. 5. **Графики эволюции параметров идентификационной модели трибологического взаимодействия пар трения в зависимости от времени**

[1] Чичинадзе А. В. и др. Основы трибологии (трение, износ, смазка) / А. В. Чичинадзе, Э. Д. Браун, Н. А. Буше и др.; под общ. ред. А.В. Чичинадзе; 2-е изд., переработ, и доп. – М.: Машиностроение, 2001. – 664 с.

[2] Мусалимов В. М. Исследование процессов взаимодействия пар трения с помощью трибометрической системы «Трибал» / В. М. Мусалимов, Г. М. Исмаилов, М. А. Сапожков // Металлообработка. – 2008. – № 1 (43). – С. 36–42.

[3] *Пат.* 158916 Российская Федерация, Кл. G01N 3/56. Устройство для исследования триботехнических характеристик материалов / Г. М. Исмаилов, А. Е. Тюрин, В. М. Мусалимов, Ю. А. Власов, В. А. Метелица. – Опубл. 27.01.2016, Бюл. № 2.

[4] *Пат.* 2600080 Российская Федерация. Устройство для исследования триботехнических характеристик материалов / Г. М. Исмаилов, А. Е. Тюрин, Ю. А. Власов. – Приоритет от 09.09.2015. Зарегистрировано в Гос. реестре. 22.09.2016. Опубл. 20.10.2016, Бюл. № 29.

[5] Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. – М.: Изд-во «Мир», 1989. – 510 с.

[6] Дьяконов В. MATLAB. Анализ и моделирование систем. Специальный справочник / В. Дьяконов, В. Круглов. – СПб.: Питер, 2002. – 448 с.

[7] Henry B., Lovell N., F. Camacho. Nonlinear Dynamics Time Series Analysis / M. Akay (ed.) // Nonlinear Biomedical Signal. Processing. – IEEE Press, New York, 2000. – Vol. 2. – Pp. 1–39.

[8] Тюрин А. Е. Вибродиагностика автоколебательных процессов в трибоконтакте фторопласт – сплавы / А. Е. Тюрин, Г. М. Исмаилов // Конструкции из композиционных материалов. – 2013. – № 2. – С. 58–64.

[9] Tyurin A. E. External Models of Frictional Interaction Dynamics / A. E. Tyurin, G. M. Ismailov, K. V. Ikonnikova, Y. S. Sarkisov // IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science. – 2017. – № 87.

[10] Röder J. Dry Friction: Modeling and Energy Flow / J. Röder, A. R. Bishop, B. L. Holian, J. E. Hammerberg, R. P. Mikulla // Physica D. – 2000. – Vol. 142. – Pp. 306–316.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАЗРАБОТКИ И ПРИМЕНЕНИЯ КОНСЕРВАЦИОННЫХ И ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ МАСЕЛ «РОСОЙЛ»

Казаков А.М., Фазлиахметов Ф.Н.

E-mail: rosoil@rosoil.ru

ООО «ХТЦ УАИ», Уфа, Россия.

В статье представлены результаты многолетнего опыта разработки и применения консервационных масел торговой марки «Росойл». Обозначены проблемы, возникающие у потребителей масел при выборе средства для защиты металлических изделий от коррозии, и даны рекомендации для их решения. Представлены результаты сравнительных лабораторных и натурных испытаний защитных свойств консервационных масел отечественных и зарубежных производителей.

Ключевые слова: консервационное масло, Росойл, коррозия, защита металлов.

RESULTS OF THE DEVELOPMENT AND APPLICATION OF CONSERVATION AND POLYFUNCTIONAL OILS «ROSOJL»

Kazakov A.M., Fazliahmetov F.N.

The article presents the results of many years of experience in the development and application of conservation oils brand "Rosojl". Identified problems encountered by consumers in choosing oils to protect metal from corrosion, and recommendations to address them. Presents the results of a comparative laboratory and field tests of the protective properties of preservative oils, domestic and foreign manufacturers.

Keywords: conservation preservative oil, Rosoil, corrosion, protection of metals.

Коррозия – это «тихий» враг экономики. От коррозии ежегодно разрушается около 10% производимого в мире металла. В промышленно развитых странах ущерб от коррозии в среднем достигает 4% ВВП.

Для борьбы с коррозией разработано много разных способов и средств. Антикоррозионные средства можно условно разделить на два типа – для временной и для постоянной защиты. В качестве средств временной защиты металлов от атмосферной коррозии наибольшее распространение получили ингибиторы коррозии, консервационные масла, смазки и защитные составы, а в качестве средств постоянной защиты различные по составу и свойствам лакокрасочные, металлические и неметаллические неорганические покрытия.

В промышленности для временной защиты металлов от атмосферной коррозии в большом количестве используются консервационные масла (КМ). Объем ежегодного спроса на КМ в России составляет около 13000 тонн в год. При этом производство внутри страны оценивается на уровне 10000 тонн в год, а остальные 3000 тонн закупается за рубежом (Рис.1). Основными потребителями КМ являются металлургические (40%), металлообрабатывающие (30%) и машиностроительные (20%) предприятия (Рис.2). Основные производители и поставщики КМ - это крупные иностранные компании такие как *Quaker Chemical (Netherlands), Fuchs (Germany)* и отечественные предприятия ХТЦ УАИ (г.Уфа), Волгохимнефть (г.Волгоград), которые производят продукцию под собственными торговыми марками, а также производители, выпускающие продукцию по государственным стандартам и техническим условиям разработанным во времена Советского Союза – это Нефтемаслозавод (г.Оренбург) и другие.

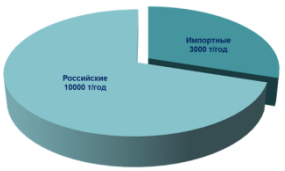


Рис. 1. **Объем российского рынка консервационных масел**



Рис. 2. **Структура отраслевого спроса консервационных масел в России**

По своему назначению КМ могут обладать различными сроками защиты металлов от коррозии, установленными нормативно-технической документацией, которые варьируются в широком диапазоне - от нескольких месяцев до нескольких лет, в зависимости от условий хранения, транспортирования и варианта упаковки.

В Российской Федерации требования к выбору средств для консервации металлических изделий и полуфабрикатов уставлены ГОСТ 9.014-78 «ЕСЗКС. Временная противокоррозионная защита изделий.

Если по каким-либо технологическим или эксплуатационным свойствам ни один из продуктов, включенных в ГОСТ 9.014-78, не подходит для потребителя, то нужно будет решить какую марку материала и какого производителя выбрать. При этом необходимо отметить, что импортные материалы намного дороже отечественных продуктов и не всегда лучше по качеству. Кроме этого на рынке много недобросовестных производителей и фальсифицированной продукции. Поэтому окончательное решение о выборе того или иного смазочного материала должно приниматься только после лабораторных исследований на промышленных образцах продукции, проведения опытно-промышленных испытаний и получения положительных отзывов потребителей.

В связи с тем, что ускоренные лабораторные испытания защитных свойств КМ на разных предприятиях проводятся на различных образцах продукции, применяется оборудование разных производителей (камеры соляного тумана, климатические камеры и т.п.), а также сами испытания проводятся по различным методам национальных, межгосударственных и международных стандартов (ГОСТ 9.054, *ASTM B*-117, *ISO* 9227, *DIN* 50017, *DIN* 51386 и др.), то для оценки свойств разных марок КМ необходимо проводить сравнительные испытания. Этот принцип должен быть соблюден и при проведении опытно-промышленных испытаний.

В «ХТЦ УАИ» научно-исследовательские работы по созданию нового российского КМ «Росойл-700» в соответствии с техническим заданием ПАО «Магнитогорский металлургический комбинат» начались в 1998 году. Лабораторные испытания проводили по ГОСТ 9.054 «ЕСЗКС. Консервационные масла, смазки и ингибированные пленкообразующие нефтяные составы. Методы ускоренных испытаний защитной способности». Новое масло испытывали в сравнении с импортным консервационным маслом *«Ferrocoat-8001» (Quaker Chemical*), и 20%-ным раствором защитного состава «Кормин» (Нефтемаслозавод, г. Оренбург.) в индустриальном масле И-20А (ГОСТ 20799-88). В качестве образцов для промасливания использовали металлические пластинки размером (100×100×1)мм, изготовленные из холоднокатаного металла (сталь 08Ю). Результаты сравнительных испытаний защитных свойств консервационных масел описаны в работе [1]. Из результатов испытаний следует, что КМ «Росойл-700» обеспечивает более надежную защиту от коррозии, по сравнению с используемыми в то время аналогами. Так до появления первых очагов коррозии в камере соляного тумана металлические образцы, покрытые КМ «Росойл-700» выдержали испытания в течение 22 ч, а покрытые маслом «*Ferrocoat-8001*» и составом «Кормин» в течение – 8 ч и 4 ч соответственно. Результаты всех проведенных в лаборатории ХТЦ УАИ испытаний представлены в таблице 1.

Таблица 1. **Результаты сравнительных испытаний защитной способности консервационных масел по ГОСТ 9.054**

Показатель	**Наименование консервационного масла**		
	Росойл 700	**Кормин (20% в И-20)**	**Ferrocoat 8001**
При воздействии соляного тумана: –время до появления коррозии, час –площадь коррозионного поражения после 24 часов испытаний, %	22 0,1	4 21	8 3
При повышенной относительной влажности и температуры, время до появления коррозии, циклы	>40	>40	27
При погружении в электролит, площадь коррозионного поражения после 40 часов испытаний, %	0	0	0
При воздействии бромистоводородной кислоты, площадь коррозионного поражения, %	0	0,25	0

Расширенные испытания КМ «Росойл-700», проведенные на ПАО «ММК», подтвердили его высокую защитную способность в камере соляного тумана, растворе электролита, термовлагокамере и в течение шести месяцев натурных испытаний.

В результате проведенных лабораторных исследований, опытно-промышленных и натурных испытаний было показано, что новое КМ полностью соответствует требованиям комбината. Рекламаций от потребителей по дефекту «коррозия» не поступало. Таким образом, было разработано новое КМ «РОСОЙЛ-700», освоено его промышленное производство и начаты серийные поставки на ПАО «ММК» для защиты от коррозии холоднокатаного и оцинкованного стального листа, предназначенного, в том числе для отгрузки на экспорт морским транспортом в страны с тропическим климатом.

Сотрудничество ООО «ХТЦ УАИ» и ОАО «Первоуральский новотрубный завод» началось в 2000 г. с проведения лабораторных, а затем и опытно-промышленных испытаний КМ «Росойл-700». Результаты исследований [2], проведенных на образцах горячекатаных труб показали, что КМ «Росойл-700» не уступает по своим защитным свойствам применяемому составу на основе индустриального масла И-20А и защитного состава «Кормин». В тоже время КМ «Росойл-700» обладает меньшей вязкостью, что позволяет не только проводить обработку при более низкой температуре, но и улучшить внешний вид законсервированных пакетов труб. В результате опытно-промышленных испытаний были отработаны оптимальные режимы консервации труб и проведены наблюдения за стабильностью физико-химических и защитных свойств масла в процессе

его эксплуатации. Использование КМ «Росойл-700» позволило уменьшить энергозатраты на консервацию, а также сократило время необходимое для стекания излишков масла. Покрытие, полученное с использованием масла «Росойл-700» выгодно отличалось от покрытия на основе состава «Кормин» как по внешнему виду, так и по способности удаляться с поверхности металла.

Аналогичные работы с целью замены консервационного состава на основе "Кормина" были проведены на Северском и Синарском трубных заводах. Партии труб, законсервированных в КМ «Росойл-700», были отправлены на Скопинский автоагрегатный завод (без упаковки Ø 45х1,5) и в г. Тольятти на Автовазагрегат. Отзывы потребителей о качестве масляного покрытия и его способности удаляться с поверхности труб были положительные. Масло «Росойл-700» прошло лабораторные и натурные испытания в ФАУ «25-й ГОСНИИ химмотологии МО РФ» и в ФГУП «ВИАМ», включено в ГОСТ 9.014-78 в качестве средства защиты металлоизделий от коррозии на срок до 2 лет в неотапливаемых хранилищах, расположенных в районах с умеренным и холодным климатом и до 5 лет в отапливаемых и вентилируемых хранилищах, расположенных в любых макроклиматических районах, без внутренней упаковки или упакованными в упаковочный материал на основе бумаги с ограниченной водомаслопроницаемостью. Результаты испытаний консервационного масла «Росойл-700» по сравнению с консервационным маслом «К-17», опубликованные в работе [3] показали, что масло «Росойл-700» в течении 500 ч. при температуре 60 ^{o}C не обладает коррозионной агрессивностью к углеродистой, оцинкованной и кадмированной сталям , меди, латуни, магниевому и алюминиевому сплавам и обладает меньшей чем масло «К-17» коррозионной агрессивностью к бронзовому сплаву ВБ-23 НЦ (Таблица 2). При воздействии повышенной влажности и температуры с периодической конденсацией влаги на образцах в течение 50 циклов (ГОСТ 9.054, метод 1.) оба масла полностью защищают от коррозии все вышеперечисленные металлы и сплавы, кроме бронзовых и меди М-1.

Результаты испытаний представлены в таблице 3. Натурные испытания на климатической станции в г. Геленджик показали, что время до появления коррозии на металлических образцах из сталей, бронзовых и алюминиевых сплавов составило 30 суток, а для меди – 40 суток. После шести месяцев испытаний масло «Росойл-700» оказалось наиболее эффективным средством защиты металлов и его можно применять в качестве замены масла «К-17». К тому же расход масла «Росойл-700» при нанесении методом окунания, как при комнатной температуре, так и при температуре $60^{0}C$, в 2 раза ниже и оно легче удаляется с поверхности металла стандартными моющими растворами, что значительно облегчает процесс расконсервации изделий.

Таблица 2. **Результаты сравнительных испытаний консервационных масел на коррозионную агрессивность**

Металл	Потеря массы, г/м^2	
	Росойл-700	К-17
Сталь углеродистая (сталь20)	0	0
Сталь оцинкованная хроматированная	0	0
Сталь кадмированная хроматированная	0	0
Медь М-1	0	0,9
Магниевый сплав МЛ-5 оксидированный	0	0
Латунь ЛС59-1	0	0
Бронза ВБ-23 НЦ	0,5	1,3
Бронза БрОС 10-10	0,5	0,5
Алюминиевый сплав Д-16 неплакированный неанодированный	0	0

Таблица 3. **Результаты сравнительных испытаний консервационных масел на защитные свойства по ГОСТ 9.054, метод 1. (50 циклов испытаний)**

Металл	Потеря массы, г/м^2	
	Росойл-700	К-17
Сталь углеродистая (сталь20)	0	0
Сталь оцинкованная хроматированная	0	0
Сталь кадмированная хроматированная	0	0
Медь М-1	0,8	0,5 (потемнение)
Магниевый сплав МЛ-5 оксидированный	0	0
Латунь ЛС59-1	0	0
Бронза ВБ-23 НЦ	0	0,3 (потемнение)
Бронза БрОС 10-10	0,2	0
Алюминиевый сплав Д-16 неплакированный неанодированный	0	0

В настоящее время «Росойл-700» представляет собой универсальное консервационное масло, которое используется для защиты листового и профильного проката, в том числе оцинкованного, труб, станочного оборудования, металлической тары, метизов и запасных частей из черных и цветных металлов при их изготовлении, ремонте и техническом обслуживании, а также при транспортировании и хранении в атмосфере любого типа. На поверхность изделий масло может наноситься всеми известными способами, в том числе с использованием установок электростатического напыления. Используется на десятках предприятий России, в том числе на таких гигантах как ПАО «ММК», АО «ПНТЗ», ПАО «ЧТПЗ» и др. На композицию КМ «Росойл-700» получен Патент РФ[4].

По техническому заданию ОАО «Белорецкий металлургический комбинат» для защиты от коррозии стальной проволоки было разработано КМ «РОСОЙЛ-703», которое совместимо с остатками волочильной смазки, выдерживает длительной нагрев до температуры (80-90)^{o}C, обладает необходимыми тиксотропными свойствами,

препятствующими стеканию масла с металлоизделий при хранении и транспортировании, в том числе при повышенной температуре окружающего воздуха.

Кроме ОАО «БМК», масло используется на многих российских предприятиях для защиты стальных и чугунных изделий, в том числе запасных частей бурового оборудования и запорной арматуры. Все вышеописанные КМ обладают вязкостью в пределах (20 – 60) мм^2/с (сСт) при 40^{o}С и при нанесении на металлопродукцию методом окунания образуют на их поверхности пленки различной толщины. Как правило, с увеличением вязкости масла увеличивается толщина масляной пленки, а также время, необходимое для стекания излишков масла.

По заказу «Синарского трубного завода» для защиты от коррозии холоднодеформированных труб, соответствующих DIN EN10305-1 из углеродистых и легированных марок стали отгружаемых на экспорт в страны Европейского Союза, разработано КМ «РОСОЙЛ-704». Масло обладает малой вязкостью (12сСт, при 25^oC), при нанесении на трубы методом погружения не требует подогрева, на поверхности изделий образует тонкое, бесцветное, блестящее покрытие. Расход консервационного масла «Росойл-704» составляет 1,5 кг/тонну труб. По сравнению с импортными аналогами КМ «РОСОЙЛ-704» обладает не только более высокими защитными свойствами при воздействии соляного тумана (ГОСТ 9.054, м. 3) но и повышенной пожаробезопасностью. Так как масло не относится к легко-воспламеняющимся жидкостям (температура вспышки в открытом тигле 130^oC), для его использования не требуется организация специального участка, удовлетворяющего требованиям пожарной и промышленной безопасности по нанесению консервационных материалов с низкой температурой вспышки. Результаты сравнительных испытаний защитной способности маловязких КМ при воздействии соляного тумана представлены в таблице 4.

Таблица 4. **Результаты сравнительных испытаний защитной способности консервационных масел для труб соответствующих DIN EN10305-1 в соляном тумане**

Консервационные составы	Температура консервации, °С	Вязкость при температуре 26°С, сСт	Температура вспышки, °С	Продолжительность испытаний до появления коррозионных поражений, час
«E-Tek 505»	26	2	52	3,5
«Wedolit K719»		5	66	6,0
«Росойл- 704»		11	130	9,0
«Фоскон-651»		18	175	7,0

Все консервационные масла марки «РОСОЙЛ» разрабатывались по техническим заданиям конкретных заказчиков для максимального удовлетворения их требований, но могут успешно использоваться на других предприятиях для решения аналогичных задач. При необходимости наше предприятие готово за свой счет разработать новые материалы по требованиям потребителей или доработать уже имеющиеся продукты под условия конкретного производства.

Опыт разработки и применения КМ показывает, какой огромный объем научно-исследовательских работ необходимо выполнить разработчикам от момента получения технического задания на создание нового КМ до начала его промышленного использования. Но технический прогресс не остановить. Появляются новые технологии и оборудование, создаются новые марки сталей и сплавов, постоянно растут требования к качеству поверхности металлопроката, а также к технологическим и эксплуатационным свойствам консервационных масел.

Так с появлением установок для электростатического нанесения КМ на поверхность листового металла, позволяющих точно дозировать и равномерно распределять по всей поверхности листа (0,5-3,0)г/м^2 масла на скоростях до 1500 м/мин, возникла необходимость в придании КМ новых свойств и контроля физико-химических характеристик, таких как электропроводность (электросопротивление в пределах от 1 МОм - 50 МОм), поверхностное натяжение и др. [5]. А идея применения одного и того же масла на операции консервации автолиста и при штамповке кузовных деталей автомобиля привела к созданию консервационно - технологического масла «Росойл-710» [6], технологических смазок для высадки крепежных изделий и защиты от коррозии «Росойл-111», «Росойл-112» и др.

В будущем необходимо решать еще более сложные задачи по созданию КМ с уникальными свойствами это пожаробезопасные и экологически чистые, самовысыхающие и испаряющиеся масла, масла для нанесения на металл из аэрозоля и многое другое.

[1] Шолом В.Ю., Казаков А.М., Савельева Н.В., Файзуллина Р.В., Карпов А.А. Защита металлопроката от коррозии // Сталь. 2004. № 1. С. 38-40.

[2] Савельева Н.В., Демидова О.В., Шолом В.Ю., Казаков А.М. Оптимизация промышленной технологии консервации труб // Кузнечно-штамповочное производство, 2003. №9. С.41-43.

[3] Савельева Н.В. Новые консервационные масла для защиты металлоизделий от коррозии // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2008. №12. С.35-38.

[4] Патент РФ № 2232794 от 26.12.2002г. Консервационное масло «Росойл-700» // Шолом В.Ю., Казаков А.М., Савельева Н.В., Абрамов А.Н.

[5] Куликов А.И., Савельева Н.В., Шолом В.Ю. Опыт применения консервационно-штамповочных масел при электростатическом промасливании // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. №5. С.19-21.

[6] Шолом В.Ю., Савельева Н.В., Майстренко А.В. Разработка консервационно-технологического смазочного материала // Приводная техника. 2004. №1. С 2-4.

ПРОБЛЕМЫ УДАЛЕНИЯ ЛЕДЯНОГО НАЛЕТА НА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ РЕЛЬСАХ В УСЛОВИЯХ АРКТИКИ И КОНТИНЕНТАЛЬНОГО ШЕЛЬФА

Керопян А.М., Албул С.В., Зарапин А.Ю.

E-mail: am_kerop@mail.ru

[1]НИТУ «МИСиС», Москва, РФ.

В работе обоснована актуальность реализации способа и создания на его основе устройства для борьбы с обледенением железнодорожных рельсов промышленного транспорта в условиях Арктики и континентального шельфа РФ, что является основанием для внедрения предлагаемого технического решения, позволяющего повысить тяговую способность эксплуатируемых и вновь создаваемых локомотивов и решить проблему транспортировки полезных ископаемых с разведанных месторождений Арктического региона РФ, а также способствующего обеспечению Стратегической Безопасности РФ.

Ключевые слова: арктика, континентальный шельф, промышленный железнодорожный транспорт, локомотив, система колесо-рельс, ледяной налет.

PROBLEMS OF REMOVING THE ICE COATING ON RAILWAYS IN CONDITIONS OF ARCTIC AND CONTINENTAL SHELF

Keropyan A.M., Albul S.V., Zarapin A.Yu.

The work substantiates the urgency of implementing the method and creating a device for de-icing railways of industrial transport in the Arctic and the continental shelf of the Russian Federation, which is the basis for the implementation of the proposed technical solutions, allowing to enhance the traction capability of exploited and newly developed locomotives and to solve the problem of transporting minerals from the explored deposits of the Russian Arctic region, and also contributing to the Russian Strategic Security.

Keywords: Arctic, continental shelf, industrial rail transport, locomotive, wheel-rail system, ice coating.

Введение

Известно, что регион Арктики характерен отрицательными температурами, которые существенным образом влияют на фрикционные свойства системы колесо – рельс железнодорожного транспорта, и, как следствие, на его тяговую способность.

Фрикционные особенности системы колесо - рельс при эксплуатации в условиях отрицательных температур достаточно подробно изучены в работах [1-3]. Исследования показали, что в эксплуатационных условиях дорожки трения колес всегда покрыты производственными загрязнениями, однако в зимний период в условиях значительных отрицательных температур твердые и жидкие составляющие этих загрязнений взаимодействуя с частицами снега и льда, заносимыми на рельсы, образуют на их поверхности налет в виде ледяной корки. При отрицательных температурах ниже минус 20°С применение песка для улучшения сцепления обычно не дает существенного эффекта в связи со значительным увеличением твердости льда и ледяного налета. Частицы песка, попадая на ледяную корку, вследствие малого сцепления перемещаются вместе с колесами локомотива и тем самым создают условия для пробуксовки колесных пар локомотивов, вследствие чего фрикционные характеристики системы колесо-рельс существенно снижаются.

Российская Арктика чрезвычайно богата полезными ископаемыми (углеводороды, минеральное сырьё, твёрдые полезные ископаемые, драгметаллы и др.) и их роль в общем балансе топливно-энергетических и минерально-сырьевых ресурсов страны столь велика, что в дальнейшем без их освоения страна не может существовать и развиваться. Необходимость освоения обширных территорий за полярным кругом определяется их особым социально-экономическим, геополитическим и оборонным значением [4].

Материалы и методы исследования.

Опыты показывают, что в этих условиях наиболее эффективным средством повышения сцепления системы колесо-рельс локомотивов является дополнительный подвод тепла в зоне трения. В результате экспериментальных исследований установлено, что коэффициент трения на предварительно покрытых льдом рельсах при их нагреве увеличивается в среднем от $\psi = 0{,}13\ldots0{,}17$ до $0{,}26\ldots0{,}33$ [3, с. 72].

Проблема повышения коэффициента сцепления системы колесо-рельс особенно актуальна в условиях открытых горных работ, выполняемых в районах Арктики и крайнего Севера. Для повышения коэффициента сцепления в зимний период нами, (в соавторстве с проф. Ю.М. Лужновым), предложено техническое решение, защищенное патентом №2504492 («Способ

увеличения сцепления колеса с рельсом», [5]), заключающееся в том, что в зону контакта колеса с рельсом подают предварительно подогретый, например, при помощи индукционного нагревателя, сухой кварцевый песок. Предлагаемое изобретение позволяет обеспечить повышение коэффициента сцепления и, следовательно, увеличение тягового усилия локомотива. В результате уменьшения пробуксовки колесных пар уменьшится износ бандажей колесных пар и рельсов, что позволит избежать дополнительных энергетических потерь, связанных с буксованием. В связи с универсальностью, этот способ может быть применен для всех видов железнодорожных транспортных средств независимо от типа приводного механизма колесных пар: локомотивов с электрической и тепловой тягой, различных путевых машин, используемых на железнодорожном транспорте, а также для тяговых агрегатов, применяемых в горной промышленности, колесно-рельсовом городском транспорте (например, трамвай).

Расчеты показывают, что применение нагретого песка в условиях отрицательных температур может повысить коэффициент сцепления в среднем до 10% [6]. Считаем необходимым отметить, что данная проблема до сих пор не решена и для магистрального железнодорожного транспорта, о чем свидетельствует пробуксовка поезда САПСАН в октябре 2016 г. (рис. 1) [7].

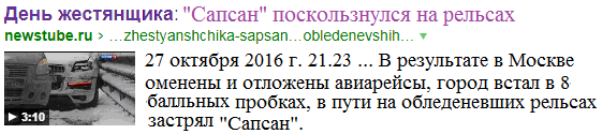


Рис. 1. **Скриншот информационной программы «Вести» от 27.10. 2016**

Результаты исследований и их обсуждение.

Способ увеличения сцепления колеса с рельсом и повышения тягового усилия локомотива в зимних условиях заключается в следующем (рис. 2): абразивный материал, например сухой кварцевый песок, из бункера 1 перемещают в индуктор 2, нагревая до требуемой температуры, транспортируют через отрегулированные на разное количество подачи песка форсунки 3, подают в зону контакта 4 колеса 5 с рельсом 6 по трубопроводам 7, 8, 9 через сопло 10. Далее нагретый песок, попав в зону 4 на ледяную корку перед колесом 5 на поверхности рельса 6, интенсивно растапливает ее и создает условия для обеспечения нормальных условий взаимодействия нагретых частиц песка с колесом и рельсом.

В зависимости от условий эксплуатации в зону 4 подают необходимое количество песка путем включения той или иной форсунки с помощью электропневматических клапанов 11, 12, 13. Нажатием кнопок 14, 15, 16 воздух от питающей магистрали 17 через разобщающий кран 18 и соответствующие электропневматические клапаны подводят к песочным форсункам.

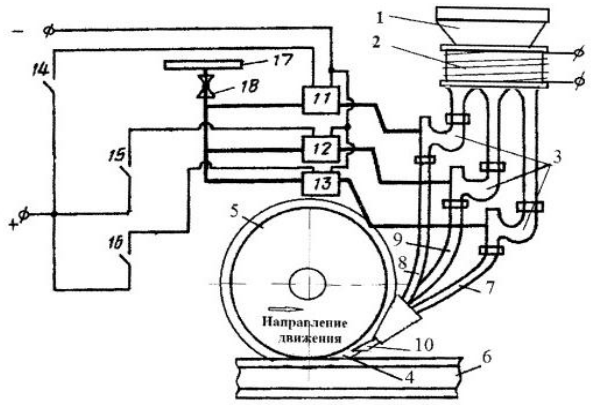


Рис. 2. **Схема реализации способа увеличения сцепления колеса с рельсом**

Температуру нагрева песка в индукторе 2 определяют исходя из следующих соображений. Согласно имеющимся сведениям, при нагреве поверхности на 18…20°С выше температуры окружающего воздуха происходит интенсивная сухая возгонка льда.

Формула для определения температуры подогрева рельса $t_р$:

$$t_р = 1{,}16[t_в] + 16, \qquad (1)$$

где $[t_в]$ – абсолютное значение температуры воздуха в °С.

Учитывая вышеизложенное, приняв температуру нагретого рельса равной температуре песка, формулу (1) можно представить в виде

$$t_п = 1{,}16[t_в] + K_п 16, \qquad (2)$$

где $[t_п]$ – температура нагрева песка, °С; $K_п$ – коэффициент, учитывающий тепловые потери вследствие адиабатического расширения поступающей из трубопровода 3 воздушно-песочной смеси при доставке песка через пескоподающие трубы 7, 8, 9 из индуктора 2 к соплу 10. Коэффициент $K_п$ также зависит от технических характеристик устройства, реализующего подачу песка согласно данному способу. В среднем $K_п$ можно принять равным 1,18.

Предлагаемое изобретение позволяет обеспечить повышение коэффициента сцепления и, следовательно, увеличение тягового усилия локомотива. В результате уменьшения пробуксовки колесных пар уменьшится износ бандажей колесных пар тягового оборудования и рельсов, что позволит избежать дополнительных энергетических потерь, связанных с буксованием. Кроме того, нагрев песка способствует уменьшению вероятности его смерзания в пескоподающей системе в зимних условиях. В связи с универсальностью этот способ может быть применен для всех видов железнодорожных транспортных средств независимо от типа приводного механизма колесных пар: локомотивов с электрической и тепловой тягой, различных путевых машин, используемых на железнодорожном транспорте, а

также для тяговых агрегатов, применяемых в горной промышленности.

Расчеты показывают, что применение нагретого песка в зимний период может повысить коэффицент сцепления в среднем до 10%.

Для повышения коэффициента сцепления на железнодорожном транспорте применяется сухой кварцевый песок, который подается в струе сжатого воздуха с набегающей стороны колеса в зону сцепления колеса локомотива с рельсом. Песок, после раздавливания колесом локомотива, существенно измельчается, вследствие чего суммарная поверхность диспергированных песчинок многократно увеличивается (в несколько тысяч раз).

В работе [9, с. 245–246], экспериментально установлено, что коэффициент сцепления при подсыпке под колесо свежего песка равен 0,4, а при прохождении колеса локомотива участка рельса, покрытого раздавленным песком, равен 0,18, т.е. меньше более чем в 2 раза. Это можно объяснить тем, что все твердые материалы обладают поверхностной энергией. Например, для кварца она равна 980 эрг/см^2 и при диспергировании поверхностная энергия увеличивается пропорционально вновь образованной поверхности [10, с. 45].

Применение песка помимо положительного эффекта повышения сцепления колес с рельсами имеет и недостатки. Прежде всего, песок, оставшийся на рельсах, создает дополнительное сопротивление движению поезда, достигающее 12%, а песок, попавший на трущиеся детали пути и подвижного состава, способствует их более интенсивному абразивному износу. Весь же песок, подаваемый из песочниц локомотива, загрязняет балластную призму, ухудшает состояние железнодорожного пути и тем самым приводит к значительным материальным затратам, связанным с восстановлением экологических характеристик карьерного поля [3, с. 41]. Здесь имеются в виду возможные дополнительные затраты при рекультивации карьера после выемки полезного ископаемого.

На основании проведенных исследований следует предположить, что песок, оставшийся на рельсах после прохождения каждого их колёс локомотива, следует удалять с рельсов путем отсасывания и собирать его в специальном контейнере, установленном на локомотиве. Это позволит повысить коэффициент сцепления до 12%.

Для решения данной проблемы нами предложено техническое решение, защищенное патентом РФ на изобретение № 2641957 от 19.12.2016. Бюл. №3 от 23.01.2018 «Способ повышения тягового усилия локомотива» (рис. 3) [11].

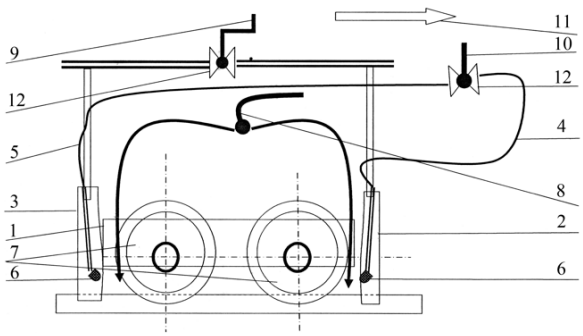


Рис. 3. **Схема удаления песка с поверхности рельсов**

Технический результат предлагаемого изобретения состоит в повышении тягового усилия локомотива, уменьшении загрязнения балластной призмы и достигается за счёт того, что песок, остающийся на поверхности рельса, разрыхляют разнонаправленными воздушными струями сразу после прохождения последней колёсной пары первой по ходу тележки локомотива под которую он подавался, после чего удаляют с поверхности рельсов путём всасывания через вытяжные трубки, транспортируют по системе трубопроводов и собирают в контейнер для отработанного песка.

Предлагаемый способ осуществляется следующим образом. У каждой колёсной тележки 1 локомотива попарно располагают вытяжные трубки переднего 2 и заднего хода 3, и дополнительные трубки подачи сжатого воздуха 4 и 5, снабжённые на концах диффузорами 6, которые разделяют воздушный поток на несколько струй и одновременно повышают его скорость, причём струи воздуха контактируют с загрязнённой поверхностью рельса разнонаправленно.

В момент начала пробуксовки колёсной пары под ведущие колёса 7 подаётся песок из песочной системы локомотива 8. Одновременно с этим запускают систему всасывания 9 и подключают дополнительные трубки 4 или 5 к общей системе подачи сжатого воздуха локомотива 10. Причём, если локомотив движется в переднем направлении 11, то к системе всасывания подключаются вытяжные трубки заднего хода 3, а если в обратном направлении, то переднего хода 2. Аналогично к общей системе подачи сжатого воздуха локомотива подключаются и дополнительные трубки подачи сжатого воздуха. Для переключения вытяжных трубок и дополнительных трубок подачи сжатого воздуха используют дроссельные заслонки 12.

После преодоления пробуксовки оставшийся на поверхности головки рельса раздавленный песок подвергается воздействию разнонаправленных струй сжатого воздуха. В результате происходит его отделение от рельса и над его поверхностью образуется песко-воздушная смесь, которая всасывается в соответствующую вытяжную трубку и транспортируется по системе трубопроводов в контейнер для отработанного песка (не показан).

Актуальность предлагаемых технических решений можно также обосновать объявленным конкурсом Министерства энергетики РФ, направленного на развитие и освоение Арктики и континентального шельфа. Проведение конкурса должно способствовать созданию устойчивого социально-экономического развития и освоения Арктики и континентального шельфа, созданию условий для внедрения в производство разработок, представляющих интерес для развития научно-технического потенциала [8].

В дополнение следует отметить, что, согласно заявлению премьер-министра Д.А. Медведева на заседании правительства, объем инвестиционной программы РЖД на 2018–2020 годы составит свыше 1,8 трлн. рублей. Финансирование, в частности, предназначено на развитие транспортной системы северных регионов, в т.ч. так называемого «северного широтного хода», что является синонимом названия железной дороги между Чукоткой и Баренцевым морем.

Авторы считают своим долгом выразить благодарность Главному научному сотруднику ОАО «ВНИИЖТ», профессору, доктору технических наук Юрию Михайловичу Лужнову за полезные советы и методическую помощь при написании статьи.

Выводы

1. Предлагаемый способ и созданное на его основе устройство для борьбы с обледенением железнодорожных рельсов промышленного и городского транспорта в условиях Арктики и континентального шельфа РФ позволит повысить тяговую способность эксплуатируемых и вновь создаваемых локомотивов.

2. Способ и устройство для борьбы с обледенением железнодорожных рельсовых путей позволяет обеспечить Стратегическую Безопасность РФ, согласно утвержденной Указом Президента Российской Федерации от 1 декабря 2016 года № 642 программе «Стратегия научно-технологического развития Российской Федерации» и будет способствовать созданию сухопутного круглогодичного сообщения между Чукоткой и Баренцевым морем, дублирующим Северный Морской Путь.

3. Реализация способа и устройства для удаления отработанного песка с поверхности рельсов позволит увеличить тяговую способность локомотивов и улучшить экологическую обстановку в зоне прохождения железной дороги в Арктическом регионе.

[1] Косиков С.И. Фрикционные свойства железнодорожных рельсов. - М.: Наука. 1967.

[2] Лужнов Ю.М. Особенности трения на тельсах в зимних условиях. // Тр. МИИТ, вып. 445. - М.: 1973.

[3] Лужнов Ю.М. Нанотрибология сцепления колес с рельсами. Реальность и возможности. - М.: Интекст, 2009.

[4] Каминский В.Д., Супруненко О.Д., Смирнов А.Д. Минерально-сырьевые ресурсы арктической континентальной окраины России и перспективы их освоения. //ФГУП ВНИИОкеанологии // Арктика: экология и экономика. № 3, (15), 2016, 53 – 61.

[5] Патент РФ на изобретение № 2504492 МПК B61C 15/10. Способ увеличения сцепления колеса с рельсом [Текст] / А. М. Керопян, Ю. М. Лужнов; заявитель и патентообладатель - М., ГОУ ВПО МГГУ и НИТУ «МИСиС» (RU). № 2012124483/11; заявл. 14.06.12; опубл. 20.01.14 в Бюл. № 2,

[6] Керопян А. М. Новое в карьерном железнодорожном транспорте // Уголь. №1. - М.: 2015, 31-34.

[7] САПСАН «поскользнулся» на обледеневших рельсах. // Информационное сообщение телепрограммы ВЕСТИ от 27.10.2016г. http://www.vesti.ru/doc.html?cid=8&id=2815285

[8] Письмо Минэнерго РФ от 01.11э 2017 № КМ – 12186/15 «О конкурсе научных, научно – технических и инновационных разработок, направленных на развитие и освоение Арктики и континентального шельфа».

[9] Ренгевич А.А. Коэффициент сцепления шахтных электровозов. / В сб. «Вопросы рудничного транспорта» под ред. чл.-корр. АН УССР проф. Н.С. Полякова . – М.: ГНТИЛГД, 1961, вып.5, 227 – 246.

[10] Ходаков Г.С. Физика измельчения. - М.: Наука, 1972.

[11] Патент РФ на изобретение № 2641957 СПК B61C 15/08. Способ повышения тягового усилия локомотива. [Текст] / А. М. Керопян, С. М. Горбатюк, П.Я. Бибиков, Д.А. Кузиев; заявитель и патентообладатель - М., ФГАО УВО НИТУ «МИСиС» (RU). № 2016149754; заявл. 19.12.2016; опубл. 23.01.2018 в Бюл. № 3.

ОЦЕНКА КОРРОЗИОННОЙ АКТИВНОСТИ И ОКИСЛИТЕЛЬНОЙ СТАБИЛЬНОСТИ РАСТИТЕЛЬНЫХ МАСЕЛ

[1]Ковалева И.Н., [2]Григорьев Ф.А.

E-mail: innakov@tut.by

[1]Институт механики металлополимерных систем имени В.А. Белого НАН Беларуси, Гомель, Беларусь;
[2]Белорусский государственный университет транспорта, Гомель, Беларусь.

Приведены результаты испытаний коррозионной активности и окислительной стабильности растительных масел. Показано, что льняное и рапсовое масла обладают высокой коррозионной активностью и окислительной стабильностью.

Ключевые слова: растительные масла, окислительная стабильность, коррозионная стойкость.

Введение. В настоящее время активно ведутся исследования по использованию смазочных материалов из растительных масел, рассматриваемых как экологический и возобновляемый ресурс [1]. Значительный потенциал растительные масла имеют и при их использовании как технических консервирующих составов [2]. Так, в лесном хозяйстве очень активно используют отходы производства рапсового масла для защиты техники от атмосферной коррозии при длительном хранении. Расширения номенклатуры используемых для этого растительных масел требует проведения соответствующих исследований.

Цель работы заключалась в определении окислительной стабильности и коррозионной активности различных растительных масел.

Материалы и методы исследований. Исследовались образцы подсолнечного, кукурузного, рапсового и льняного растительных масел пищевого качества. Выбор масел пищевого качества позволил уменьшить влияние на результаты исследований вариабельности их жирнокислотного состава [3]. Индустриальное масло И-20А (ГОСТ 20799–88) использовалось для сравнения.

Оценка коррозионного воздействия растительных масел на металлы проводилось по ГОСТ 2917-76 на установке, представленной на рис.1 а. Сосуд с пробой масла 3, в которую был опущен медный диск 1, помещался в водяную баню 2 и выдерживался в течении 8 часов при температуре 70 °С, поддерживаемой нагревательным элементом с термостатом 4.

Испытание по определению окислительной стабильности растительных масел проводилось в соответствии с ГОСТ 31758-2012 по схеме, приведенной на рис. 1 б.

EVALUATION OF CORROSIVE ACTIVITY AND OXIDATIVE STABILITY OF VEGETABLE OILS

Kavaliova I.N., Grigoriev F.A.

Results of tests of corrosion resistance and oxidative stability of plant oils are presented. It is shown that linseed oil and rapeseed oil are characterized by high corrosion activity and oxidative stability.

Keywords: vegetable oil, oxidative stability, corrosion resistance

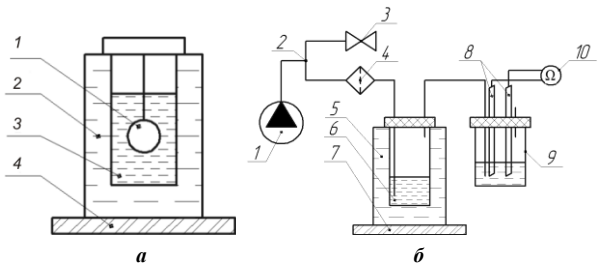
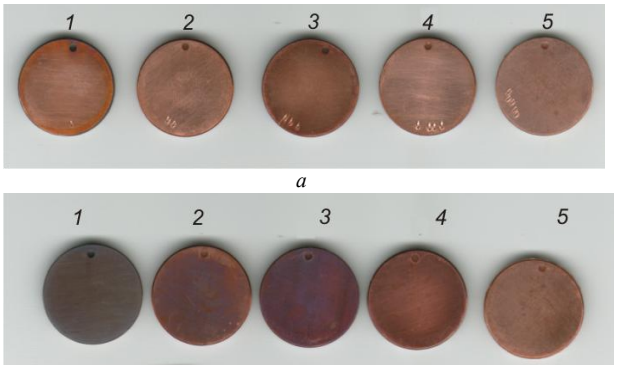


Рис. 1. **Схемы оценки коррозионной активности масел (*а*) и их окислительной стабильности (*б*)**

Через пробу масла 6, поддерживаемую при температуре 110 °С с помощью термостата 7 продувался воздух, подаваемый от компрессора 1 через воздушный фильтр-осушитель 4. После прохождения масла воздух пропускался через дистиллированную воду в сосуде 9, проводимость которой измерялось с помощью электродов 8 и измерительного устройства 10. Возрастание проводимости дистиллированной воды связывалась с образованием свободных жирных кислот в процессах окисления при повышенной температуре триглицеридов масел кислородом воздуха.

Результаты исследований и их обсуждение. Испытания на коррозионную активность показали, что цвет поверхностей исследуемых образцов (медных дисков) сразу после испытаний существенно не изменились (рис. 2 *а*). Цвет поменялся по истечении примерно 12 часов, на только сторонах дисков, контактировавших с воздухом (рис. 2 *б*). При этом поверхности, к которым доступ кислорода был ограничен (поверхность, на которой образцы лежали) сохранились в прежнем виде. Наибольшее коррозионное воздействие на поверхность оказало индустриальное масло И-20, за ним следует рапсовое, льняное, подсолнечное и кукурузное (в порядке убывания).

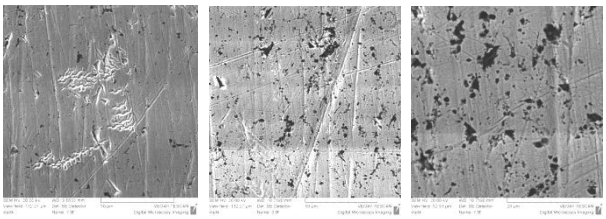


а

б

Рис. 2. **Общий вид образцов после испытаний на коррозию в маслах. *а*) сразу после испытаний; б) после выдержки на воздухе в течение 12 часов. 1 – И-20; 2 – льняное; 3 – рапсовое масло; 4 – подсолнечном; 5 –кукурузное.**

Анализ морфологии на поверхностях образцов, доступ кислорода воздуха к которым был ограничен, выявил наличие на них тонкой, местами сморщенной, пленки, по всей видимости, продуктов полимеризации (рис. 3 *а*). Шероховатость их, в сравнении с эталонами, не изменилась, в отличии от поверхностей, к которым был доступ кислорода (рис. 3 *б, в*).



а *б* *в*

Рис. 3. **Общий вид образцов после испытаний:**
а – поверхность без доступа кислорода, б,в –поверхность, к которой был доступ кислорода (при разные увеличениях)

Наблюдаемое различие в состоянии поверхностей после испытаний свидетельствует, что образованный на них слой продуктов реакции металлов с жирными кислотами и триглицеридами ведет себя по-разному, в зависимости от доступа кислорода. С одной стороны происходит образование полимерной пленки, консервирующей поверхность, со второй – в продуктах реакции масел и металлов протекают химические процессы с образованием коррозионно-активных веществ, способствующих образованию локальных поверхностных разрушений.

Результаты исследований окислительной стабильности масел представлены на рис. 4 и в таблице 1.

График на рис. 4 состоит из трех частей. Первый характеризуется падением проводимости (I), вызванным испарением воды при нагреве. Второй - незначительным увеличением проводимости (II), т.н. индукционный период. Третий период связан с резким возрастанием проводимости (III). Окислительная стабильность оценивалась по времени окончания индукционного периода (II).

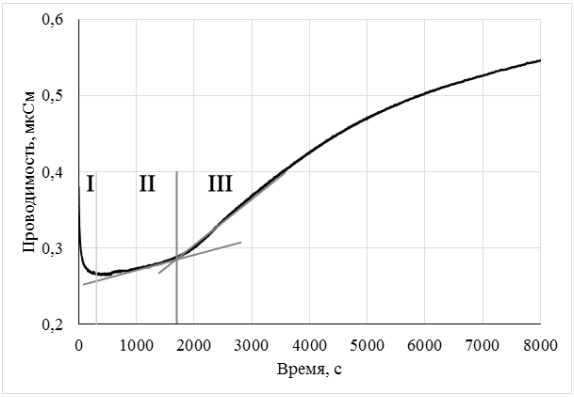


Рис. 4. **График испытаний льняного масла на окислительную стабильность.**

Таблица 1. **Окислительная стабильность растительных масел.**

Испытуемое масло	**Окислительная стабильность, с**
Льняное	1708
Рапсовое	670
Подсолнечное	620
Кукурузное	500

Полученные результаты свидетельствуют о существенном превосходстве льняного масла перед всеми остальными образцами. Данный результат является неожиданным, поскольку известно, что льняное масло является наиболее «высыхающим». Именно по этой причине оно часто используется в качестве лака для защиты деревянных поверхностей и картин, написанных масляными красками.

Выводы. По результатам исследований льняное и рапсовое масла характеризуются высокой коррозионной активностью и окислительной стабильностью. По всей видимости, аномальный результат окислительной стабильности льняного масла объясняется тем, что процессы полимеризации его молекул преобладают над процессами гидролиза с образованием свободных жирных кислот и глицерина. Данное свойство позволяет использовать льняное масло в качестве присадки, образующей на поверхностях трения, при воздействии высокой температуры и давления, защитные противоизносные пленки. А в качестве основы для создания технических консервирующих составов можно рекомендовать подсолнечное или кукурузное масло.

Работа выполнена при финансовой поддержке Белорусского фонда фундаментальных исследований (номер проекта Т17-053).

[1] Фукс И.Г., Евдокимов А.Ю., Джамалов А.А. Экологические аспекты использования топлив и смазочных материалов растительного и животного происхождения //Химия и технология топлив и масел. - 1992. №6, 36-40

[2] Бугаев А. М. О влиянии рапсового масла на износ деталей гидросистем сельскохозяйственной техники // Международный научный журнал. - 2008, № 1, 23-25

[3] Григорьев А.Я., Ковалева И.Н., Крейвайтис Р., Купчинскас А., Падгурскас Ю. Влияние жирнокислотного состава и структуры алкильных радикалов триглицеридов растительных масел на их триботехнические характеристики // Трение и износ. - 2016 (37), №6, 755-759

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НЕКОТОРЫХ ОРГАНИЧЕСКИХ ВЕЩЕСТВ НА ПРОЦЕСС ФОРМИРОВАНИЯ АНТИФРИКЦИОННОЙ ПЛЕНКИ В БИОРАЗЛАГАЕМЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛАХ

Колесников И.В., Лебединский К.С.

E-mail: constleb@mail.ru

Ростовский государственный университет путей сообщения, Ростов-на-Дону, Россия.

В статье обсуждаются возможный механизм антифрикционного действия малоновой кислоты и ее диэтилового эфира в качестве добавок к смазочным материалам на основе растительных масел. Различия между трибологическими свойствами обоих веществ объяснены с позиции их химических свойств.

Ключевые слова: биоразлагаемые смазочные материалы, энергосберегающие технологии, конденсация Клайзена, комплексные соединения, антифрикционные присадки.

Введение. В наших предыдущих работах были рассмотрены некоторые закономерности формирования защитной антифрикционной пленки при трении стальных образцов в среде растительного масла, применяемого как основа биоразлагаемых смазочных материалов [1,2]. В работе [2] было обнаружено, что образование пленки является следствием химических процессов, происходящих с молекулами масла, и была произведена попытка ускорить эти химические процессы путем добавления некоторых органических веществ с целью улучшения антифрикционных свойств смазочного материала.

Результаты и их обсуждение. Было изучено действие малоновой кислоты и ее диэтилового эфира на антифрикционные свойства подсолнечного масла. Несмотря на очевидную схожесть молекул этих присадок, их влияние на процесс образования антифрикционной пленки был противоположным – при добавлении малонового эфира наблюдался очень быстрый выход коэффициента трения на режим (рис 1), а при добавлении кислоты, напротив, стабилизация коэффициента трения происходила очень медленно (рис. 2) по сравнению с чистым маслом, не содержащих никаких добавок [1]. Отметим, что оба эти соединения не являются в строгом понимании антифрикционными присадками. Мы полагаем, что механизм их действия связан с химическими реакциями, в которые они вступают при трении, а не напрямую с их адсорбцией на стальной поверхности. Настоящая статья посвящена выявлению причин кардинальных отличий влияния этих веществ на время формирования антифрикционной пленки.

THE STUDYING OF INFLUENCE OF SOME ORGANIC COMPOUNDS ON THE PROCESS OF ANTI-FRICTION FILM FORMATION IN A PRESENCE OF BIODEGRADABLE LUBRICANTS

Kolesnikov I.V., Lebedinskii K.S.

The probable mechanism of anti-friction effect of malonic acid and its diethyl ester as additives to vegetable oil based lubricants is discussed. The differences between their tribological behaviors are explained in terms of their chemical properties.

Keywords: biodegradable lubricants, energy-saving technologies, Claisen condensation, complex compounds, anti-friction additives.

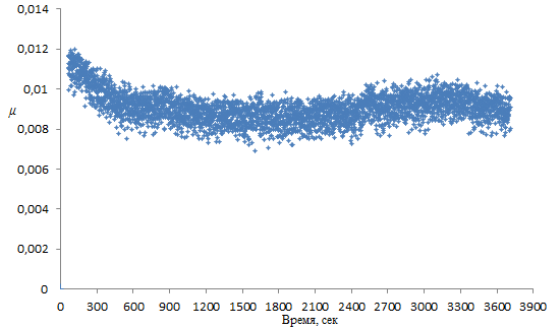


Рис. 1. **Зависимость коэффициента трения от времени на торцевой машине в среде подсолнечного масла с добавлением янтарной кислоты; P=3 МПа, v=0,5 м/с.**

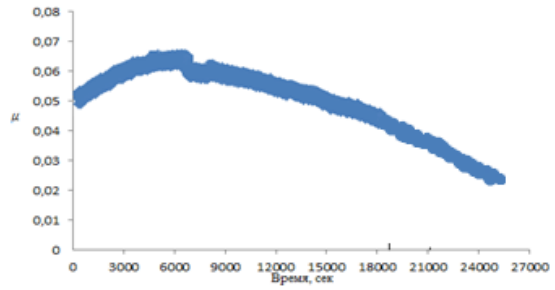


Рис. 2. **Зависимость коэффициента трения от времени на торцевой машине в среде подсолнечного масла с добавлением малоновой кислоты; P=3 МПа, v=0,5 м/с.**

Полагаем, что различное влияние малоновой кислоты и малонового эфира на процесс образования антифрикционной пленки связано со структурой комплексных соединений этих веществ с ионами железа, эмитируемыми металлическими поверхностями в смазочный материал. Из литературных данных [3] известно, что железо (III) образует стабильные комплексные соединения с 1,3-дикетонами, в частности с ацетилацетоном. В этом

комплексе ион Fe (III) имеет координационное число 6, что наиболее характерно для Fe (III) (рис.3).

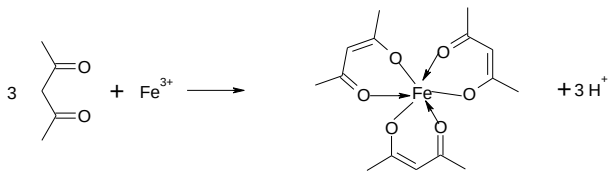


Рис. 3. **Образование комплекса Fe (III) с ацетилацетоном.**

Присутствие двух карбонильных групп в молекуле ацетилацетона дает ей возможность образовать две связи с атомом железа, что делает комплекс достаточно устойчивым. В свою очередь малоновая кислота и ее диэтиловый эфир являются структурными аналогами 1,3-дикетонов и также способны образовывать устойчивые комплексные соединения с железом (рис. 4, 5):

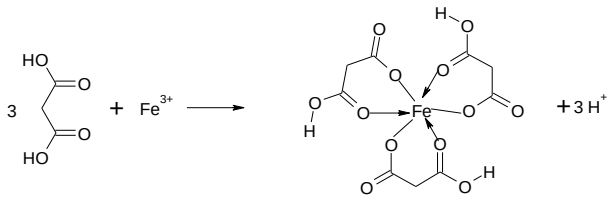


Рис. 4. **Образование комплекса Fe (III) с малоновой кислотой.**

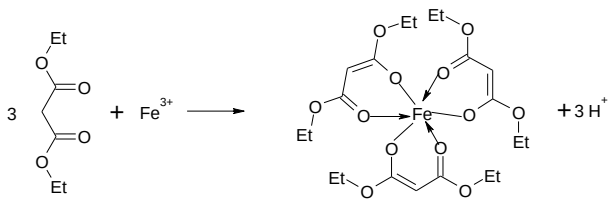


Рис. 5. **Образование комплекса Fe (III) с диэтил малонатом.**

В литературе имеются данные об использовании некоторых комплексных соединений железа в качестве катализаторов и сшивающих агентов для полимеризации, кроме того известны полимерные соединения, являющиеся конденсированными циклами ацетилацетоната железа [4]. Полагают, что ацетилацетонат железа является сильным нуклеофильным реагентом за счет отщепления водорода от группы $–CH_2–$. Подобные химические свойства этих соединений, на наш взгляд, дают основание предполагать, что комплексы железа с малоновой кислотой и малоновым эфиром могут принимать активное участие в формировании полимерных антифрикционных пленок на поверхностях трения.

Приведенные схемы реакций (рис. 4 и 5) показывают важное отличие между комплексом железа с малоновой кислотой и малоновым эфиром. В случае эфира суммарный заряд комплекса равен нулю за счет отщепления протона от группы $–CH_2–$, при этом возникает цепь сопряжения, еще больше стабилизирующая соединение. Перечисленные эффекты приводят к тому, что на метиленовой группировке накапливается избыточный отрицательный заряд, придающий соединению нуклеофильные свойства. В случае малоновой кислоты, однако, подобный эффект невозможен из-за наличия кислых протонов в карбоксильных группах, поэтому нуклеофильные свойства этого соединения выражены на порядок слабее, что может выражаться в замедлении процесса образования антифрикционных пленок на поверхностях трения.

Молекулы масла, являющиеся по существу сложными эфирами, содержат три карбонильные группы, дающие им возможность вступать в реакции нуклеофильного присоединения. Комплексное соединение Fe (III) с малоновым эфиром содержит 3 молекулы эфира, соответственно, эти комплексы содержат три нуклеофильных центра, способных реагировать с молекулами подсолнечного масла. Наличие несколько потенциальных реакционно-способных центров у молекул жиров и комплексных соединений способствует формированию сетчатой полимерной структуры, которая, как мы предполагаем, и является антифрикционной пленкой на поверхности трения.

Для подтверждения этой гипотезы нами были синтезированы комплексные соединения продуктов конденсации Клайзена растительных жиров, которые подобно малоновому эфиру и ацетилацетону содержат две карбонильные группировки, разделенные одной метиленовой [5], с железом (III). Данный тип конденсации протекает в сравнительно мягких условиях, и мы считаем, что он также может быть инициирован трением. В зависимости от глубины процесса конденсации, которая регулировалась соотношением исходных компонентов реакции и временем, общий вид полученных комплексных соединений менялся от прозрачной жидкости насыщенно-красного цвета до студенистых масс, охотно поглощающих излишек масла в реакционной среде. Мы полагаем, что подобное разделение связано с количеством функциональных групп, способных координировать железо, в продуктах конденсации. Если в них преобладает наличие всего одной такой группы, то получается прозрачный раствор, если несколько – студенистая масса.

Таким образом, мы считаем, что образование полимеров трения в присутствии смазочных материалов на основе растительных масел происходит при координировании ионов железа продуктами конденсации Клайзена, которые могут образоваться из молекул базового масла вследствие трения. Добавления таких веществ как малоновая кислота и ее диэтиловый эфир позволяет оказывать значительное влияние на данный процесс, поскольку кислота связывает ионы железа, не давая тому принимать участие в формировании пленки, а эфир позволяет запустить этот процесс без участия процесса конденсации.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект №18-19-00292).

[1] Колесников И.В., Лебединский К.С. Пути повышения трибологических характеристик композиционных полимерных материалов и смазок в узлах трения // Проблемы машиностроения и надежности машин, № 6– 2017– с 52-57.
[2] Лебединский К.С., Колесников И.В., Бойко М.В. Химические реакции при формировании антифрикционных пленок в экологически безопасных смазочных материалах // Вестник РГУПС № 4(68)– 2017– с 29-35.
[3] R. Belcher, C.R. Jenkins, W.I. Stephen, P.C. Uden Preparative gas chromatography of volatile metal compounds—I: Separation of aluminium, chromium and iron β-diketonates // Talanta Vol. 17, Issue 6–, 1970– pp 455-463.
[4] Харвуд Дж. Промышленное применение металлоорганических соединений.– Л.: Химия, 1970. – 352 с.
[5] Моррисон Р. Бойд Р. Органическая химия М.: Мир– 1974 - 1132 с.

СТЕНД ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ В УСЛОВИЯХ БЫСТРЫХ ТЕМПОВ НАГРЕВА

[1]Коломийцев И.А., [2]Михайловский К.В., [3]Голубев А.П.

E-mail: apgolubev@mail.ru

[1]АО «Композит», г. Королев, Россия;
[2]Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана (национальный исследовательский университет)» (МГТУ им. Н.Э. Баумана), г. Москва, Россия;
[3]Государственное бюджетное учреждение высшего образования Московской области «Технологический университет», г. Королев, Россия.

Разработан универсальный стенд для определения теплофизических свойств на тонкостенных образцах из углеродсодержащих композиционных материалов (углепластики, углерод-углеродный композиционный материал, углерод-керамический композиционный материал) с достаточным точным контролем теплового состояния при испытаниях в условиях темпов нагрева до 10 К/с и при температурах до 1800 К. Представлены отдельные результаты испытаний.

Ключевые слова: композиционные материалы, температура, методы испытаний.

STAND FOR RESEARCH OF MATERIAL PROPERTIES AT HIGH TEMPERATURES IN THE CONDITIONS OF FAST HEATING RATES

Kolomiytsev I.A., Mikhailovsky K.V., Golubev A.P.

A universal test bench was developed for determining the thermophysical properties of thin-walled samples of carbon-containing composite materials (carbon plastics, carbon-carbon composite material, carbon-ceramic composite material) with sufficient precise control of the thermal state when tested at heating rates up to 10 K / s and at temperatures up to 1800 K. Separate test results are presented.

Keywords: composite materials, temperature, test methods.

Работы по методам исследования теплофизических свойств углесодержащих композитных материалов (КМ) на специальных образцах и элементах конструкций при высоких (до 1800 К) температурах в условиях темпов нагрева до 10 К/с ведутся в России, Японии, Китае, США, Германии.

Выпускаемое мелкосерийное оборудование, как в России, так и в мире узкоспециализированное и не предназначено для комплексного измерения теплофизических характеристик на тонких образцах из углесодержащих композитных материалов

Реализованные методы испытания на стендах не позволяют с необходимой точностью определять коэффициенты теплопроводности из углеродсодержащих композиционных материалов в направлениях не только перпендикулярно плоскости армирования, но и в самой плоскости при темпах нагрева до 10 К/с и температурах до 1800 К.

Для решения данной проблемы был разработан и изготовлен универсальный стенд для определения теплофизических свойств на тонкостенных образцах из углеродсодержащих композиционных материалов (углепластики, углерод-углеродный композиционный материал, углерод-керамический композиционный материал) с достаточным точным контролем теплового состояния при испытаниях в условиях темпов нагрева до 10 К/с и при температурах до 1800 К.

При проектировании стенда основными условиями являлись обеспечение скоростного нагрева образцов (до 10 К/с) и малоразмерных элементов конструкций из композиционных материалов до высокой температуры 1800 К с большой степенью равномерности по поверхности,

снижение времени подготовки эксперимента, компактность, мобильность и высокая ремонто-пригодность. Для обеспечения высоко-скоростного нагрева были выбраны галогеновые лампы накаливания.

На основе результатов численного моделирования теплообмена, при разной компоновке нагревательного блока установки, установлено:

– для обеспечения необходимой интенсивности нагрева образцов из КМ до температуры 1800 К необходимо использовать ГЛН (галогенные лампы накаливания) КГ-220-2000-3 с мощностью 2 кВт, длинной колбы 224 мм и диаметром колбы 11 мм;

– для обеспечения равномерности нагрева фронтальной поверхности образцов из КМ необходимо разместить 8 ГЛН в шахматном порядке с расстоянием между центрами колб 30 мм и расстоянием от нижнего экрана до центров колб 8 и 20 мм, соответственно;

– для эффективного охлаждения колб ламп ГЛН необходимо ограничить область пластиной из кварцевого стекла, что позволяет достичь нормальных температур их эксплуатации при продувке данной области потоком сжатого воздуха со скоростью подачи 0,5 м/с;

– для уменьшения падающего теплового потока от ГЛН на теплоизоляцию необходимо применять отражающие экраны (не менее 2-х) на основе жаропрочной стали 20Х23Н18 с толщиной стенки 2 мм и с расстоянием между экранами 4 мм.

Объемная трехмерная геометрическая модель нагревательного блока установки представлена на рисунках 1 и 2.

Нагревательный блок установки для исследований теплофизических свойств композиционных материалов на специальных образцах и элементах конструкций при температурах до 1800 К в условиях темпов нагрева до 10 К/с изготавливается разборным и состоит из следующих основных элементов:

– силовой опорной рамы (1);

– корпусные водоохлаждаемые блоки (2);

– крепежные винты (3);

– каналы для установки сбросных датчиков давления (4);

– патрон ГЛН (5);

– патрубок для подачи и отвода воды от корпусов блока (6);

– магистраль подачи сжатого воздуха (7);

– отверстия для ввода термопреобразователей (8);

– ГЛН (9);

– экран из кварцевого стекла (10);

– образец из КМ для испытаний (11);

– теплоизоляция (12).

Рама выполнена сварной из профильного уголка. Крепление корпусных водоохлаждаемых блоков между собой, а также к сварной раме осуществляется с помощью винтов. В опорах имеются прижимные винты, служащие для устранения конструктивного зазора, предусмотренного для удобства перемещения поддона

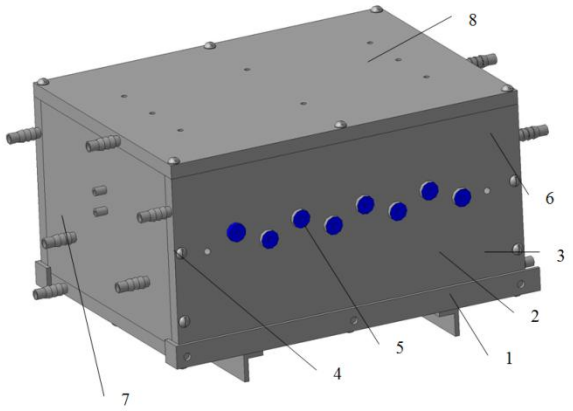


Рис. 1. **Геометрическая модель общего вида нагревательного блока установки**

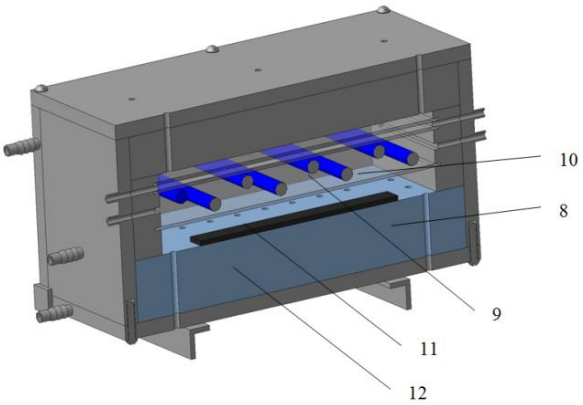


Рис. 2. **Геометрическая модель нагревательного блока установки в разрезе**

внутри установки и исключения разрушения теплоизоляции.

Система сбора и обработки информации осуществляется с помощью приборных блоков и ЭВМ для обеспечения ее автоматизации. При многоуровневой обработки информации распределена между устройствами, имеющими собственные вычислительные средства, что позволяет разнести все в измерительную аппаратуру и ЭВМ, ускорить процесс обработки и упростить программное обеспечение ЭВМ. В тех случаях, когда число информационных каналов (датчиков) невелико не более 30 до вся система автоматизации можно собрать на платах сбора и обработки аналоговой информации [1].

Блок сбора-обработки данных состоит из персонального компьютера с предустановленным программным обеспечением, блока сбора данных, модуля коммутации. Блок предназначен для регистрации, обработки и передачи сигналов термопар в программном продукте «Recorder».

Среди керамоматричных композиционных материалов особый интерес представляют материалы с матрицей карбида, нитрида и карбонитрида кремния. Они обладают высокой удельной прочностью и окислительной стойкостью при температурах эксплуатации до 1900°С [2].

Карбонитрид кремния в этом ряду сравнительно новый материал, но вероятно, наиболее перспективный, так как сочетает в себе лучшие свойства нитрида и карбида кремния, обладает наибольшей стойкостью к термоциклическим нагрузкам [3].

При этом варьируя химический и фазовый состав, можно в широком диапазоне изменять его свойства, т.е. создавать материал с заданными свойствами. Согласованная работа композиционного материала определяется способностью его компонентов воспринимать, перераспределять и взаимно выдерживать получаемую тепловую и механическую нагрузку.

При тепловом нагружении КМ полученная тепловая энергия должна быть быстро рассеяна в объеме и передана от компонента к компоненту с минимальными сопутствующими термическими напряжениями на границе раздела. Приблизиться к этим требованиям позволяет высокая теплопроводность компонентов КМ и минимальная разница в коэффициентах термических расширений волокна и матрицы.

Для проведения испытаний образцов углерод-керамического композиционного материала и проверки работоспособности установки для исследований теплофизических свойств композиционных материалов на специальных образцах и элементах конструкций при высоких (до 1800 К) температурах в условиях темпов нагрева до 10 К/с разработана Программа испытаний [4].

Отдельные результаты характерных термоциклических испытаний образцов углерод-керамических композиционных материалов (УККМ) приведены на рисунке 3.

На термограммах представлены показания одиннадцати датчиков, из которых № 1-3 и 9-11 – датчики теплового потока. В ходе испытаний расхождение между экспериментальными данными не превышало 10 %.В ходе испытаний были достигнуты следующие показатели:

– максимальный уровень температуры на фронтальной поверхности составил около 1812 К (датчик № 5) и был достигнут к 240 с (по ТЗ до 1800 К);

– среднее значение темпа нагрева за время испытаний от 10 до 14 К/с (по ТЗ до 10 К/с).

В итоге, подтверждена принципиальная возможность термоциклических испытаний образцов и элементов конструкций из КМ с достижением высоких температур и одновременным формированием в них температурных градиентов в заданных направлениях на разработанной установке.

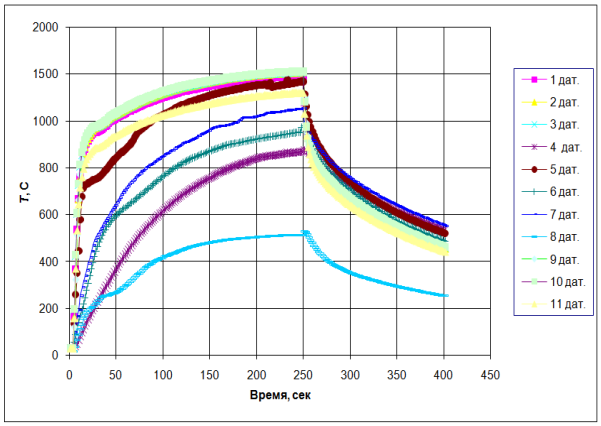


Рис. 3. **Результаты тепловых испытаний образца №1 из УККМ (1-ый цикл)**

[1] Управление инновациями и качеством. Т.Н. Антипова, Н.П. Асташева, О.А. Горленко, В.Г. Исаев, О.А. Копылов, В.А. Коновалова, А.А. Жидкова, В.Н. Строителев, А.Г. Суслов: учебное пособие/ под ред. Т.Е. Старцевой // М.: ФТА. 2013. 300 с.

[2] Тимофеев П.А., Коломийцев И.А. Современные способы получения керамоматричных композиционных материалов для аэрокосмической техники // Все материалы. Энциклопедический справочник. - 2012. № 7. - С. 50-52.

[3] Голубев А.П., Мацнев Н.П., Прокопенко А.К. Формирование поверхностных слоев деталей с улучшенными характеристиками // В сборнике: Инновации и перспективы сервиса сборник научных статей VIII Международной научно-технической конференции. Министерство образования и науки Российской Федерации, ФГБОУ ВПО "Уфимская государственная академия экономики и сервиса" - 2011. - С. 268-271.

[4] Буяновский И.А., Правоторова Е.А. Метод уменьшения объема инженерных экспериментов для оценки долговечности и энергоемкости узлов машин и механизмов // Механизация строительства. - 2013. № 6 (828). - С. 13-16.

ПОВЕРХНОСТНОЕ РАЗРУШЕНИЕ ЭЛАСТОМЕРА КОСЫМ УДАРОМ АБРАЗИВНЫХ ЧАСТИЦ

Копченков В.Г., Пенкин Н.С.

E-mail: kopchenkov2@rambler.ru

Северо-Кавказский федеральный университет, Ставрополь, Россия.

Описана экспериментальная установка, позволяющая моделировать удар единичной твердой частицы под углом к поверхности резины. Установлено, что основой механизма разрушения резин при косом ударе является трещинообразование. Разрушение имеет циклический характер и идет по схеме: надрыв поверхности – раздир трещины – поворот трещины и отделение фрагмента. Эти результаты являются базой для разработки износостойких рецептур

Ключевые слова: эластомер**,** разрушение резин, износ, механизм изнашивания, эволюция разрушения, удар твёрдых частиц под углом к поверхности.

SURFACE FAILURE OF THE ELASTOMER OBLIQUE IMPACT OF ABRASIVE PARTICLES

Kopchenkov V.G., Penkin N.S.

The paper presents an experimental facility designed to model a single particle impact at an angle to the rubber surface. It has been established that the dominant failure mechanism of rubbers under an oblique angle was crack formation. The direction of crack propagation is close to that of the angle of attack, i.e., to the force action. The failure bears a cyclic nature of the following pattern: surface tear–crack rip–turn of the crack and the separation of the fragment. These results are the basis for the development of wear-resistant formulations

Keywords: elastomer, rubbing, wear, wear mechanism, evolution of failure, impact of solid particles at an angle to the surface.

Введение. Для очень большой группы машин и оборудования характерно изнашивание потоком твердых абразивных частиц. В зависимости от среды несущей твердые частицы выделяют гидроабразивное, газоабразивное и изнашивание потоком абразивных частиц без какого-либо носителя. Эти виды изнашивания специфичны по комплексу факторов, влияющих на процесс разрушения поверхностного слоя: динамический (ударный) характер, локальность воздействия, зависимость соотношения нормальной и тангенциальной нагрузки от угла атаки, малый путь трения или его отсутствие, кратковременность фрикционного контакта и др.

Для определенных условий эксплуатации наиболее эффективным оказался метод гуммирования – футерование резиной деталей машин, подвергающихся ударному воздействию твердых частиц [1]. Повышение износостойкости резиновых футеровок в значительной степени связано с исследованием механизма разрушения резин при динамическом воздействии. В настоящее время для этих условий нет сформировавшегося представления о механизме изнашивания и этапах разрушения эластомеров в потоке твердых частиц. Для того чтобы получить ответы на эти важные вопросы весь комплекс явлений при изнашивании и факторы, определяющие характер протекания процессов разрушения, разделены на более простые составляющие его части. Исследования закономерностей поверхностного разрушения резин при единичном ударе под углом к поверхности проводились применительно к абразивным частицам с достаточно высокой степенью окатанности.

Исследование напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя резины [2] позволило установить наиболее вероятную траекторию развития трещины.

Из решения задачи Фламана для упругого полупространства нагруженного силой действующей под углом к поверхности [3] следует, что напряжения растяжения возникают в тыльной части за скользящим индентором и представляют собой семейство дуг окружностей, касательных к линии действия силы и начинающихся в точке касания. Очевидно, что трещина будет формироваться перпендикулярно напряжениям растяжения, поэтому она начинается под углом 90^0 к поверхности, идет по дуге до нулевой линии, разделяющей области сжатия и растяжения и образует с ней угол равный углу атаки, т.е. углу наклона силы, действующей на поверхность. Отличительной особенностью резины является низкий модуль упругости и, как следствие, значительная деформация под действием сдвигающей силы. Поэтому трещина в поверхностном слое, возникающая в момент наибольшей деформации и перпендикулярная к поверхности будет иметь некоторый наклон после снятия нагрузки.

Таким образом, трещина является результатом интерференции двух процессов, одновременно протекающих в поверхностном слое и, в конечном

счете, приобретает направление близкое к углу атаки при ударе частицы по поверхности резины.

Для проверки теоретически установленных закономерностей были проведены экспериментальные исследования на специально разработанной установке. Задача решена за счет того, что конструкция установки в своей основе имеет кривошипно-шатунный рычажный механизм с качающимся ползуном, что позволяет задать траекторию, копирующую движение твердой частицы при ударе под углом к поверхности резины в диапазоне углов от 0° до 80°. Благодаря этому становится возможным соблюдение физического подобия процесса соударения по характеру относительного движения индентора и материала образца, величине пути трения, времени внедрения и ряду других параметров.

Общая схема установки приведена на рис. 1.

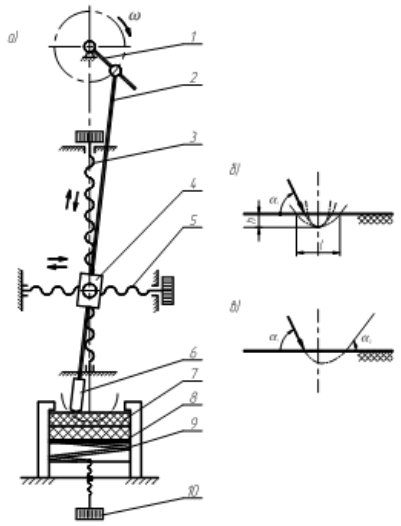


Рис. 1 **Схема экспериментальной установки: а) конструкция установки, б) изменение траектории при вертикальном перемещении качающегося ползуна, в) при горизонтальном перемещении**

На валу двигателя закреплен кривошип 1, приводящий в движение шатун 2. Второй точкой опирания шатуна служит качающийся ползун 3, который имеет возможность поворачиваться на своей оси в плоскости установки. Регулировочный винтовой механизм 4 позволяет смещать точку крепления ползуна в вертикальном направлении, а винтовой механизм 5 – в горизонтальном. Благодаря этому можно задать требуемую в эксперименте траекторию движения индентора 6 относительно резинового образца 7. Образец опирается на дополнительную резиновую прокладку 8 и металлический диск 9, поддерживаемый пружиной 10. Предварительное сжатие пружины 10 осуществляется через диск 11 винтом 12, а также набора регулировочных шайб 13.

Перед началом работы установки производится ее регулировка с целью получения необходимой шатунной кривой индентора. Часть этой кривой представляет собой траекторию движения индентора в образце, копирующая траекторию движения частицы при косом ударе. Смещением качающегося ползуна 3 по вертикали за счет винтового механизма 4 выставляется путь трения l (рис. 1б), определяемый углом атаки α_1. Винтовой механизм 5 позволяет установить заданный угол внедрения α_1 и угол отскока α_2 (рис. 1в). Глубина внедрения индентора h (рис. 1в) устанавливается подбором толщины набора шайб 13. Винтом 12 за счет создания предварительного сжатия пружины достигается необходимая сила удара индентора по образцу. Если модуль упругости и твердость резинового образца отличается от настроечного, то автоматически происходит уменьшение глубины внедрения за счет сжатия пружины. Благодаря этому можно изнашивать образцы с различными физико-механическими свойствами в одинаковых условиях силового нагружения.

Ранее было установлено [5], что при малых углах атаки (от 0 до 30°–35°) при ударе частицы по поверхности происходит упругий сдвиг и относительное скольжения поверхностей, при больших значениях угла атаки (45°–90°) только упругое смещение. В интервале 35°–45° - переходная зона. Кинематика относительного движения частицы и поверхности определяет и механизм разрушения поверхности на пятне контакта. Поэтому исследование механизма изнашивания проведено для трех характерных углов атаки: 70°, 40° и 20°. Углы в 70° и 20° являются средними в своих зонах, а 40° дает представление о процессах проходящих на переходном граничном участке. На установке смоделирован удар стальным шариком диаметром 4мм.

Исследования проводились с резинами на основе натурального, изопренового, бутадиен-стирольного и бутадиенового каучуков. Установлено, что закономерности поверхностного разрушения резин мало зависят от вида каучука. В наибольшей степени влияют упругопрочностные свойства.

На рис. 2 показана последовательность разрушения резины при угле атаки 70°. Данные экспериментов показали, что физико-механические свойства в значительной степени определяют характер разрушения, а тип каучука в резине – продолжительность каждого этапа разрушения. На рис. 2 представлена эволюция изнашивания средне- и высокомодульных резин E > 5Мпа.

Первоначально на площадке контакта возникает «потертость», поверхность меняет цвет. Небольшая выработка формируется в последней трети пятна контакта. «Потертость» представляет собой изношенную поверхность, которая получается вследствие проскальзывания поверхности индентора и резины в кольцевой зоне скольжения.

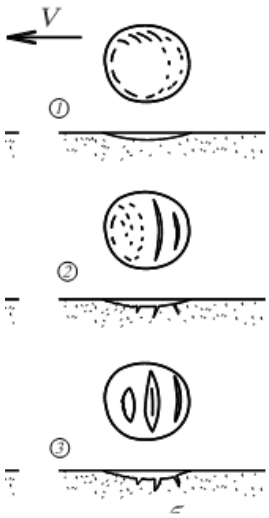


Рис. 2. **Схема эволюции поверхностного разрушения резин на установке для моделирования удара под углом к поверхности**

Эта зона перемещается от центра пятна контакта к ее периферии и обратно при внедрении и выходе индентора. При небольшой энергии удара механизм изнашивания может стабилизироваться на первой стадии, и величина износа будет определяться только количеством циклов нагружения. Если резина имеет сравнительно большой модуль упругости, то обычно ее эластичность невелика ($S<40\%$). Поэтому при воздействии индентора на первом этапе (рис. 2) возникает остаточная деформация.

На втором этапе усталостные процессы снижают прочность поверхностного слоя, поэтому происходит его раздир под действием тангенциальной составляющей силы удара, в соответствии с описанным ранее механизмом формирования трещины, образуется начальная трещина (рис. 2). Угол развития трещины близок к углу атаки. На поверхности она имеет дугообразную форму, направленную выступом навстречу движению. Это связано с тем, что деформация под центром индентора имеет наибольшую величину тангенциального сдвига по сравнению с краями. Дугообразная форма показывает, что образование трещины происходит в момент максимального сдвига поверхности силами трения. После снятия нагрузки резина возвращается в исходное положение. Это подтверждает гипотезу о механизме формирования трещины при растяжении поверхностного слоя, а также ранее сделанный вывод о том, то при угле атаке 70° поверхность резины упруго смещается, а не скользит относительного частицы.

На третьем этапе происходит выкрашивание резины по образовавшимся трещинам. Выкрашивание представляет собой процесс, включающий поворот первоначальной трещины на угол 90° к направлению развития и задир фрагмента материала с его последующим отделением (рис. 3).

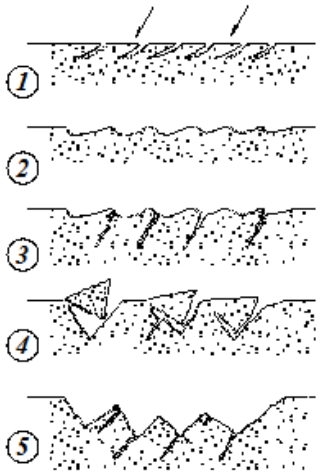


Рис. 3. **Модель разрушения при выкрашивании по задирному механизму**

Поворот трещины можно объяснить двумя причинами. Во-первых, величина усталостного разупрочнения поверхностного слоя с увеличением глубины снижается и для дальнейшего развития трещины подводимой энергии уже не хватает. Кроме этого трещина подходит к так называемому «нулевому» вектору, разделяющему области растягивающих и сжимающих напряжений [2,3]. Следует отметить, что разрушение носит четко выраженный циклический характер. Трещина должна достигнуть определенной глубины и пройти все описанные фазы изнашивания.

Эволюция изнашивания пятна контакта резинового образца на установке для моделирования косого удара при углах атаки 20°, 40° и 70° принципиальных отличий не имеет. Отличие состоит только в направлении развития трещины. Угол наклона трещины совпадает с углом атаки. В результате изнашивания на поверхности формируется специфическая гребенчатая структура. При малых углах атаки она совпадает с «рисунком Шалламаха».

Проведенные исследования поверхностного разрушения резин при ударе под углом к поверхности позволили сделать следующие выводы. Основой механизма разрушения резин при косом ударе является трещинообразование. Направление развития трещины близко к углу атаки, т.е. направлению действия силы. Разрушение имеет циклический характер и идет по схеме: надрыв поверхности – раздир трещины – поворот трещины и отделение фрагмента. Эти результаты являются базой для разработки износостойких рецептур, так как позволяют выделить основные причины разрушения и взаимосвязь с физико-механическими свойствами резин.

[1] Пенкин Н.С., Копченков В.Г., Сербин В.М. Гуммированные детали машин. – М.: Машиностроение, – 2013.
[2] Копченков В.Г. Теоретико-экспериментальное исследование образования трещин при ударе твердой частицы по поверхности резины // Трение и износ. – 2002, №6. 619-622
[3] Самуль В.И. Основы теории упругости и пластичности. – М.: Высшая школа, –1970.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЙ СРЕД СЛОЖНОЙ РЕОЛОГИИ В ТОНКИХ КОЛЬЦЕВЫХ КАНАЛАХ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Корнаев А.В.

E-mail: rusakor@inbox.ru

ФГБОУ ВО «ОГУ имени И.С. Тургенева», г. Орел, Российская Федерация.

Рассматривается течение сред сложной реологии в каналах между несоосными цилиндрами. Используется обобщенное уравнение Рейнольдса, полученное в бицилиндрических координатах. Результаты математического моделирования позволили по-новому интерпретировать известные результаты эксперимента по исследованию влияния полимерных добавок к маслам на свойства гидродинамической смазки.

Ключевые слова: механика сплошных сред, гидродинамическая теория смазки, уравнение Рейнольдса, подшипник жидкостного трения.

MATHEMATICAL MODELING OF FLUID DYNAMICS IN A THIN LAYERS WITH FLUIDS OF COMPLEX RHEOLOGY

Kornaev A.V.

The flow of complex rheology media in a thin layer between non-coaxial cylinders is considered. The generalized Reynolds equation obtained in bicylindrical coordinates is used. The results of mathematical modeling allowed a new interpretation of the known results of the experiment on the study of the effect of polymer additives on the properties of hydrodynamic lubrication.

Keywords: mechanics of continua, hydrodynamic theory of lubrication, Reynolds equation, journal bearing.

Введение

Математическое моделирование течений сред сложной реологии (ССР) сопряжено с рядом проблем, связанных, прежде всего, с нелинейностью основных уравнений. Наиболее распространенный классический подход теории течений в тонких смазочных пленках, связанный с решением обобщенного для случаев переменной вязкости уравнения Рейнольдса, развивается в работах научной школы В.Н. Прокопьева – Ю.В. Рождественского. Среди зарубежных исследователей следует выделить работы индийских исследователей под руководством С.К. Шарма [1-4]. Значительное количество теоретических работ, основанных на аналитическом решении уравнений Навье-Стокса для сред сложной реологии, выполнено учеными школы К.С. Ахвердиева [5]. Альтернативой классическому подходу является вариационный подход, который связан с поиском экстремальных значений функционалов. Для исследования движения неньютоновских сред известны принципы, предложенные К. Цвиком, Р.Р. Хьюилгором, Д. Джонсоном [6-8]. Общим недостатком известных принципов для неньютоновских сред является сложность решения задач с учетом колебательного движения границ, что принципиально для исследования явления демпфирования колебаний в тонких смазочных пленках. Решение этой проблемы рассмотрено в работе [9].

Математическая постановка задач

Исследуются течения изотропных сред, сопротивление движению которых определяется свойством вязкости. Считается, что термомеханические свойства сред, кроме коэффициента динамической вязкости и, в отдельных случаях, плотности, постоянны и пространственно однородны. Считается также, что на твердых границах области выполняется условие «прилипания», то есть условие равенства скоростей среды и твердой границы. В рамках безмоментной теории механики сплошных сред тензоры, характеризующие напряженно-деформированное состояние (НДС) симметричны.

Основные уравнения математической модели включают уравнение движения, неразрывности и баланса тепла соответственно[1]:

$$\nabla \cdot T_\sigma + \rho \vec{f} = \rho \frac{d\vec{v}}{dt}, \qquad (1)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0, \qquad (2)$$

$$\rho C_p \frac{d\theta}{dt} = \lambda_\theta \Delta\theta + T_\sigma \cdot T_\xi, \qquad (3)$$

где T_σ – тензор напряжений с компонентами σ_{ij} ($i, j=1...3$)[2], ρ – плотность, $\vec{f}$ – результирующая объемных сил, $\vec{v}$ – скорость, t – время, θ – температура, λ_θ – коэффициент теплопроводности, T_ξ – тензор скоростей деформаций с компонентами ξ_{ij}, C_p – удельная теплоемкость при постоянном давлении.

В скалярной форме (1)-(3) образуют 5 уравнений, в которых при условии, что теплофизические

[1] Знаки «·», «×», «$\otimes$» означают скалярное, векторное и тензорное произведение соответственно.

[2] Используется правило Эйнштейна о суммировании.

свойства среды λ_θ, C_p постоянны и известны, а также известны действующие объемные силы $\vec{f}$, содержится 17 неизвестных скалярных функций: σ_{ij}, ρ, v_i, θ, ξ_{ij}. Замкнутость уравнений обеспечивает кинематическое соотношение (формула) Стокса и обобщенный закон Ньютона:

$$T_\xi = (1/2)(\nabla \otimes \vec{v} + \vec{v} \otimes \nabla) \quad (4)$$

$$T_\sigma = (3\lambda + 2\mu)T_\delta \xi_0 + 2\mu(T_\xi - T_\delta \xi_0), \quad (5)$$

где λ, μ – функции состояния изотропной вязкой среды (μ – коэффициент динамической вязкости, вязкость), T_δ – единичный тензор, $\xi_0 = \xi_{ii}/3$.

Множество уравнений (1)-(5) с учетом выражения $\xi_0 = \xi_{ii}/3$ для сред с заданными постоянными вязкими свойствами λ, μ становится замкнутым и может быть приведено к виду уравнения Навье-Стокса. Для сред с неоднородными вязкими свойствами уравнения (1)-(5) дополняются реологическими моделями.

Модели ССР. Уравнение (5) для несжимаемых сред примет вид:

$$D_\sigma = 2\mu T_\xi, \quad (6)$$

где D_σ – девиатор напряжений с компонентами s_{ij}.

Если умножить обе части уравнения (6) скалярно сами на себя, а затем взять квадратный корень и ввести некоторые обозначения, то его можно записать в терминах интенсивностей:

$$\mathrm{T} = \mu \mathrm{H}, \quad (7)$$

где $\mathrm{T} = \sqrt{(1/2)s_{ij}s_{ij}}$ – интенсивность касательных напряжений, $\mathrm{H} = \sqrt{2\xi_{ij}\xi_{ij}}$ – интенсивность сдвиговых скоростей деформации.

Согласно гипотезе единой кривой, функция $\mathrm{T} = \mathrm{T}(\mathrm{H})$ не зависит от вида НДС. Учет нелинейности свойств среды может быть реализован двумя путями: либо заданием вязкости как нелинейной функции термомеханических величин, либо заданием полиномиальной зависимости тензоров. Первый способ оказался предпочтительнее. Среды, вязкость которых зависит от скоростей сдвига $\mu = \mu(\mathrm{H})$ принято называть неньютоновскими. В более общем случае нелинейности (6), (7) соответствующие среды принято называть средами сложной реологии. Свойства псевдопластичных, дилатантных и пластичных сред удобно задавать параметрической (q_0, q_1, z) моделью Гершаля-Балкли:

$$\mu = q_0 + q_1 \mathrm{H}^{z-1}. \quad (8)$$

Замкнутое множество уравнений (1)-(4), (6), (8) дополняется начальными и граничными условиями, вид которых определяется конкретной решаемой задачей. Общим для всех задач является условие прилипания. В качестве расчетной области рассматривается область в зазоре между двумя цилиндрами, один из которых неподвижен, а другой совершает прецессионное движение (рис. 1). Такой вид области и движения позволяют воссоздать все необходимые условия возникновения гидродинамического режима трения.

Для решения задач об изотермическом течении ньютоновских жидкостей в тонких каналах О. Рейнольдс предложил способ упрощения (1) и понижения его мерности путем интегрирования по толщине канала. В итоге было получено одноименное уравнение с неизвестной функцией давления [10]. Позже Д. Доусоном был предложен вывод с учетом пространственной неоднородности вязкости и плотности среды [1]. Ниже представлены результаты еще одного способа обобщения уравнения Рейнольдса [9].

Рассматривается течение между несоосными цилиндрами. Внешний цилиндр неподвижен, внутренний совершает прецессию. Область в бицилиндрических координатах имеет форму параллелепипеда $\beta_i^- \le \beta_i \le \beta_i^+$ (рис. 1). Известно давление на торцах области течения $p(\beta_2, 0) = p_0$, $p(\beta_2, L) = p_1$. Предполагается, что

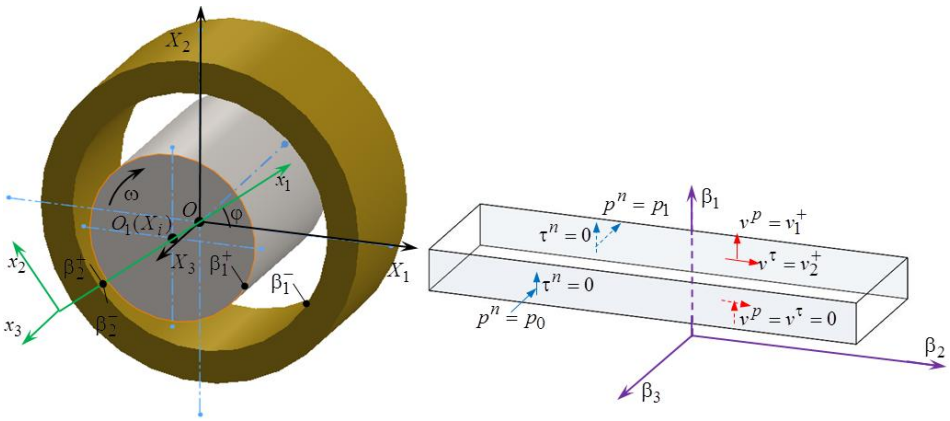


Рис. 1. **Область течения фактическая (слева) и в бицилиндрических координатах β_i с граничными условиями (справа)**

вязкость и плотность среды неоднородны: $\mu=\mu(\beta_1,\beta_2,\beta_3)$, $\rho=\rho(\beta_2,\beta_3)$. Согласно общепринятым допущениям, основанным на анализе безразмерных уравнений (1)-(2), все слагаемые (2) считаются значимыми, а для (1) принимаются допущения о малости сил инерции, компонент девиатора напряжений, кроме s_{12}, s_{13}, а также радиальной составляющей скорости v_1. Тогда уравнения (1) в бицилиндрических координатах β_i примут вид:

$$\frac{\partial p}{\partial\beta_1}=0;\frac{\partial p}{\partial\beta_2}=\frac{1}{H^2}\frac{\partial}{\partial\beta_1}\left[\mu H^2\frac{\partial}{\partial\beta_1}\left(\frac{v_2}{H}\right)\right];\quad \frac{\partial p}{\partial\beta_3}=\frac{1}{H^2}\frac{\partial}{\partial\beta_1}\left[\mu\frac{\partial v_3}{\partial\beta_1}\right], \tag{9}$$

где p – неизвестная функция давления ($p=-\sigma_{ii}/3$), β_i – радиальная (*i=1*), окружная (*i=2*) и осевая (*i=3*) координаты, $H=a/\left(ch(\beta_1)-\cos(\beta_2)\right)$ – коэффициент Ламе, *a* – параметр бицилиндрических координат.

Интегрирование уравнений (9) по толщине слоя β_1 с учетом граничных условий прилипания, затем подстановка полученных выражений для скоростей в уравнение неразрывности (2) с учетом $\rho=\rho(\beta_2,\beta_3)$, приводит (2) к виду[3]:

$$\frac{\partial}{\partial\beta_2}\left[\rho\frac{\partial p}{\partial\beta_2}\left(F_1-\frac{f_1^+}{f_2^+}F_2\right)\right]+\frac{\partial}{\partial\beta_3}\left[\rho\frac{\partial p}{\partial\beta_3}\left(F_3-\frac{f_3^+}{f_4^+}F_4\right)\right]=-\frac{\partial}{\partial\beta_2}\left(\rho\frac{v_2^+}{f_2^+H^+}F_2\right)-\rho v_1^+H^+-\frac{\partial\rho}{\partial t}f_0^+, \tag{10}$$

где $F_k(\beta_2,\beta_3)=\int_{\beta_1^-}^{\beta_1^+}H^2 f_k d\beta_1 \quad (k=1,\ldots,4)$,

$f_0=f_0(\beta_1,\beta_2)=\int_{\beta_1^-}^{\beta_1}H^2 d\beta_1$, $f_1(\beta_i)=\int_{\beta_1^-}^{\beta_1}\frac{f_0}{\mu H^2}d\beta_1$,

$f_2(\beta_i)=\int_{\beta_1^-}^{\beta_1}\frac{d\beta_1}{\mu H^2}$, $f_3(\beta_i)=\int_{\beta_1^-}^{\beta_1}\frac{f_0}{\mu}d\beta_1$,

$f_4(\beta_i)=\int_{\beta_1^-}^{\beta_1}\frac{d\beta_1}{\mu}\ (i=1,\ldots3)$,

обобщенного уравнения Рейнольдса для квазистационарного течения вязкой сжимаемой ССР, записанного в бицилиндрических координатах.

В решении (10) используются граничные условия периодичности по окружной координате β_2, а также известные значения давления на торцах. Интегрированием поля давлений можно найти компоненты результирующей гидродинамической силы F_i в локальных координатах x_i (рис. 1) и момент силы трения *M*:

$$F_1=\int_{\beta_3^-}^{\beta_3^+}\int_{\beta_2^-}^{\beta_2^+}H^+p\cos(\gamma)d\beta_2 d\beta_3,\quad F_2=\int_{\beta_3^-}^{\beta_3^+}\int_{\beta_2^-}^{\beta_2^+}H^+p\sin(\gamma)d\beta_2 d\beta_3,\quad M=r\int_{\beta_3^-}^{\beta_3^+}\int_{\beta_2^-}^{\beta_2^+}\left(s_{12}H\right)\Big|_{\beta_1=\beta_1^+}d\beta_2 d\beta_3, \tag{11}$$

где $\gamma=\frac{1}{r}\int_{\beta_2^-}^{\beta_2}H^+d\beta_2$ – угол.

Численная реализация

Численное решение обобщенного уравнения Рейнольдса (10) удобно выполнить методом конечных разностей (МКР). Непрерывные координаты $\beta_i^-\le\beta_i\le\beta_i^+$ заменяются дискретными, пространственная область покрывается равномерной расчетной сеткой размером $m_1\times m_2\times m_3$, элементам которой ставятся в соответствие индексы i,j,k. Непрерывная функция давления $p(\beta_2,\beta_3)$ заменяется дискретной: $p^{j,k}$. Используется конечно-разностное представление производных первого и второго порядка по одной из схем аппроксимации полиномами второго порядка.

После замены производных уравнение (10) преобразуется в систему линейных алгебраических уравнений (СЛАУ), которую можно записать в матричной форме. В решении задачи используются граничные условия для функции давления вида:

$$p^{j,1}=p_0,\quad p^{j,m_3}=p_1,\quad p^{1,k}=p^{m_2,k},$$

а также условие периодичности по окружной координате. Численное решение СЛАУ производится в итерационном цикле до тех пор, пока не выполнится условие:

$$\left(\sqrt{\sum_i^{m_1}\sum_j^{m_2}\sum_k^{m_3}\left(\mu_{n-1}^{i,j,k}-\mu_n^{i,j,k}\right)^2}\right)\Big/\left(m_1m_2m_3\right)\le\delta,$$

где $\mu_{n-1}^{i,j,k}-\mu_n^{i,j,k}$ – дискретные трехмерные поля вязкостей на предыдущей и текущей итерациях соответственно, δ – наперед заданное значение отклонения.

Вычислительный эксперимент

Для проверки разработанных теоретических моделей и программ используются результаты физических экспериментов авторов работы [11] . На экспериментальной установке (рис. 2) исследовался баббитовый подшипник шириной 80 мм, диаметром 100.016 мм, при диаметре ротора 99.844 мм. Согласно результатам измерений зазор баббитового подшипника практически не изменялся с ростом температуры. Температура масла в подшипнике

[3] Индексы «+», «-» означают, что величина определяется на внутреннем и внешнем цилиндре соответственно.

измерялась с помощью 29 термопар, давление - с помощью 11 датчиков. В качестве смазочных материалов использовалось базовая жидкость – полиальфаолефины (PAO), а также 3 образца масел с добавками полиметакрилата (PMA) различной молекулярной массы: 25 000, 190 000, 370 000 а.е.м. В качестве основы для образцов с добавками использовалось жидкости различной вязкости [11].



Рис. 2. **Схема экспериментальной установки из работы [11]**

Результаты реологических испытаний показали, что масла с полимерными добавками при высоких скоростях сдвига проявили слабые псевдопластичные свойства. Физический эксперимент по исследованию гидродинамической смазки проводился при следующих условиях: частота вращения ротора 500, 1000 об/мин, внешняя нагрузка 0.8, 1.72, 3.6, 7.2 и 9 кН. Температура подачи масла 60 ^{o}C [11]. Вычислительный эксперимент выполнялся в изотермической постановке, так как перепад температур в условиях наибольшего нагружения не превысил 2.5 ^{o}C. Погрешность результатов вычислительного эксперимента и расчета коэффициента трения в подшипнике по сравнению с результатами физического эксперимента для базовой жидкости при частоте вращения ротора 500 об/мин составила от 1.7% до 10%, а для жидкости с добавкой PMA 190000 от 7% до 19%. При частоте вращения ротора 1000 об/мин погрешность возросла. Теоретически подтвержден эффект снижения коэффициента трения при использовании жидкостей с полимерными добавками. По результатам физических экспериментов снижение в меньшей мере зависит от частоты вращения ротора, но в большей зависит от величины внешней нагрузки и составляет от 8.7% при малых нагрузках до 18% при высоких нагрузках. Расчетное снижение оказалось значительно меньшим и составило от 2.9% до 7%. Снижение коэффициента трения произошло в результате снижения момента силы трения. Несущая способность базовой жидкости и жидкости с добавкой PMA 190000 по результатам расчета отличалась не существенно. Результаты сравнения полей давлений представлены на рис. 3. Погрешность расчета оказалась незначительной.

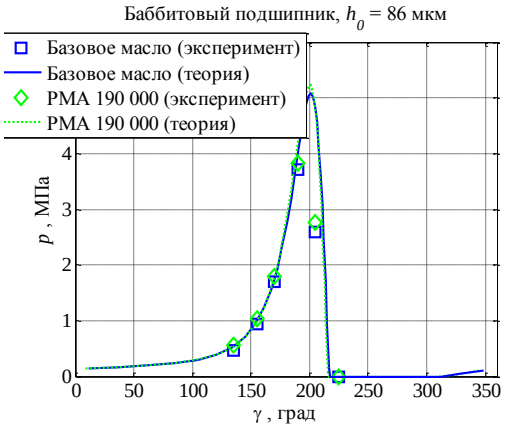


Рис. 3. **Сравнение экспериментальных и расчетных полей давлений в подшипнике при температуре 60 ^{o}C, скорости 500 об/мин и внешней нагрузке 9 кН**

Расчетные значения момента силы трения были сравнены с аналитическими для асимптотического случая. Погрешность не превысила 2%. Поэтому количественное расхождение результатов физического и вычислительного эксперимента вероятнее всего является следствием действия неучтенных факторов и не связано с реологическими свойствами жидкостей, температурной деформацией элементов гидромеханической системы и величиной зазора.

Благодарность

Статья подготовлена в рамках проекта № 16-19-00186 Российского научного фонда.

[1] Dowson D. A generalized Reynolds equation for fluid-film lubrication // International Journal of Mechanical Sciences. – 1962. – Vol. 4(2). – Pp. 159-170.
[2] Prokopev V.N., Zadorozhnaya E.A., Karavaev V.G., Levanov I.G. Improvement of the computation procedure for complex-loaded sleeve bearings lubricated with non-newtonian oils // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. – 2010. – Vol. 39 (1). – Pp. 52-55.
[3] Rozhdestvensky Yu.V., Zadorozhnaya E.A., Chuchelov R.O., Raskatov D.I. Numerical methods for solving "rigid systems" applied for the problem of the dynamics of heavy-loaded bearings // Journal of Computational and Engineering Mathematics. – 2015. – Vol. 2, No1. – Pp. 11-20.
[4] Kushare P.B., Sharma S.C. A study of two lobe non recessed worn journal bearing operating with non-Newtonian lubricant // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. – 2013. – Vol. 227 (12). – Pp. 1418-1437.
[5] Ахвердиев К.С. Современное состояние гидродинамической и реодинамической теории смазки и некоторые перспективные направления в трибологии // Вестник Ростовского государственного университета путей сообщений. – 2017. - № 1. – С 8-18.
[6] Zwick K.J., Ayyaswamy P.S., Cohen I.M. Variational analysis of the squeezing flow of a yield stress fluid // Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics. – 1996. – No 63. – Pp. 179–199.
[7] Huilgol R.R. Variational principle and variation inequality for a yield stress fluid in the presence of slip // Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics. – 1998. – No 75. – Pp. 231-251.
[8] Shechter R.S. The variational method in engineering / R.S. Shechter. – New York: McGraw-Hill Book Company. – 1967.
[9] Корнаев А.В. Математическое моделирование течений сред сложной реологии в тонких каналах гидромеханических систем: дис. ... д-р. техн. наук: 05.13.18. - Орел, 2018. - 331 с.
[10] Reynolds O. On the theory of lubrication and its application to Mr. Beauchamp Tower's experiments, including an experimental determination of the viscosity of olive oil // Philosophical Transaction of the Royal Society of London. – 1886. – Vol. 177. – P. 157.
[11] Kasai M, Fillon M., Bouyer J., Jarny S. Influence of lubricants on plain bearing performance: Evaluation performance with polymer-containing oils // Trib Int. – 2012. – Vol. 46. – Pp. 190-199.

О РАЗРУШЕНИИ УДАРНО НАГРУЖЕННЫХ ПОДШИПНИКОВ

[1,2]Корнеев С.В., [1]Жигадло А.П., [3]Буравкин Р.В., [2]Ярмович Я.В., [1]Петухова Ю.Д., [1]Пермяков В.Б.

E-mail: svkorneev51@mail.ru

[1]ФГБО ВО Сибирский государственный автомобильно-дорожный университет, г.Омск, РФ;
[2]ФГБО ВО Омский государственный технический университет, г.Омск, РФ;
[3]ОАО «Сургутнефтегаз», г.Сургут, РФ.

Эксплуатируемая в различных отраслях техника и оборудование содержит в своём составе значительное количество герметично закрытых, смазываемых пластичными смазками подшипников качения. Представленные материалы содержат данные о причинах аварийного выхода из строя подшипников качения, ресурс которых определяет надёжность и долговечность техники.

Ключевые слова: подшипники качения, механические примеси, пластичные смазки.

ABOUT DESTRUCTION OF SHOCK-LOADED BEARINGS

Korneev S.V., Zhigadlo A.P., Buravkin R.V., Yrmovich Y.V., Petukhova Y.D., Permykov V.B.

The machinery and equipment used in various fields contains in its composition a significant number of hermetically sealed rolling bearings lubricated with plastic greases. The presented materials contain data on the reasons for the emergency failure of rolling bearings, the resource of which determines the reliability and durability of the equipment.

Keywords: rolling bearings, mechanical impurities, greases.

В конструкциях мобильной техники и технологического оборудования заложено значительное количество узлов трения с подшипниками качения, которые смазываются пластичными смазками. Для мобильной техники это роликовые конические подшипники качения колёсных ступиц, которые являются важными составляющими колесной мобильной техники. Их работоспособность влияет не только на эксплуатационные характеристики мобильной техники, но и на безопасность движения. Поэтому очень важно следить за тем, чтобы роликовые конические подшипники качения ступиц колес подвергались процедурам (периодическое обслуживание), которые помогут не допустить выходу их из строя.

В наиболее жестких условиях работают подшипники ступиц колёс автомобилей и другой колёсной техники, особенно в условиях бездорожья. Подшипники ступиц колёс работают в условиях высоких динамических и ударных нагрузок (езда по неровностям дорог, наезд на препятствия и тому подобное), что определяет относительно небольшой их ресурс. В большинстве случаев, основной причиной выхода из строя подшипников ступиц является износ дорожек качения и разрушение сепараторов. Поэтому актуально изучение процессов изменения характеристик поверхностей подшипников, в том числе при использовании различных смазочных материалов. По своему составу в подшипниках использована в качестве материала высокоуглеродистая (0,95 – 1,15% C) хромистая (0,40 – 1,65% Cr) сталь ШХ15, содержащая 0,95 – 1.15% C; 1,30 – 1,65% Cr; 0.20 – 0,40% Mn; 0,15 – 0,35 Si; не более 0,027% P; 0,02% S; 0,25% Cu и 0,30 Ni, которая в качестве материала для изготовления деталей подшипника разработана еще в 1901 году.

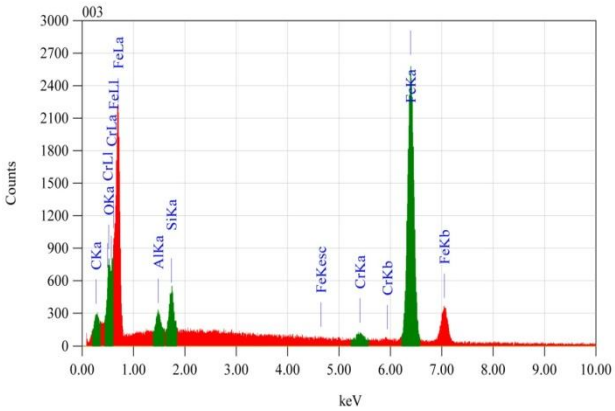


Рис. 1. **Диаграмма рентгенофазового анализа ролика исследуемого подшипника**

Из диаграмм рентгенофазового анализа (Рис. 1) внешнего и внутреннего колец, а так же на сепараторе и ролике подшипника видно, что на исследуемых участках присутствуют оксиды железа, хрома и кремния (FeO, Cr_2O_3, SiO_2). К выше перечисленным аргументам, можно добавить, что из полученных результатов рентгенофазового анализа ролика исследуемого подшипника видно, что состав загрязнений пластичной смазки идентичен и полностью повторяет состав материала внешнего и внутреннего колец исследуемого подшипника. На Рис. 2 представлен именно такой участок, взятый для проведения исследований.

Исследование поверхностных слоёв подтвердило, что основной причиной выхода из строя

подшипников является абразивный износ поверхностей трения.

Аналогично подверглись исследованию внутреннее и внешнее кольца исследуемого подшипника. Из полученных результатов можно сделать вывод, что присутствующий в смазке абразив в основном состоит из подшипниковой стали ШХ-15 и является продуктом износа поверхностей трения.

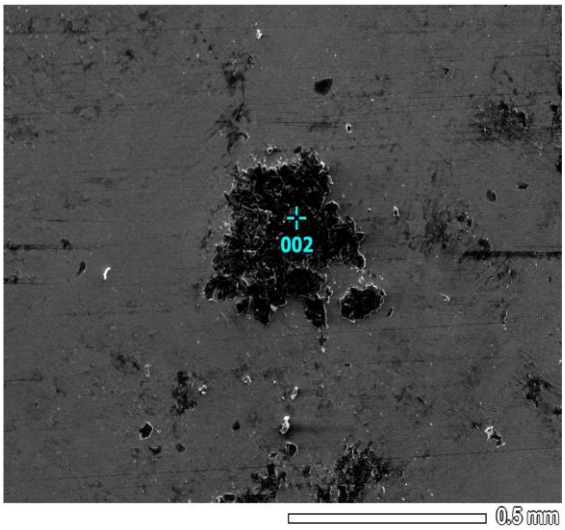


Рис. 2. **Участок поверхности трения внутреннего кольца подшипника для рентгенофазового анализа с точечным измерением параметров**

Причём другие по природе частицы абразива могут попасть в смазочный материал, из внешней среды при заправке узла, но в основном роль абразива выполняют частицы продуктов износа самого подшипника. Частицы продуктов износа насыщают пластичную смазку, а это вызывает повышение интенсивности износа сопряжённых деталей подшипников. После проведенной ультразвуковой очистки на исследуемых образцах роликового подшипника задиры стали видны более отчетливо

Кроме этого, при проведении электронной микроскопии на поверхностях обнаружено наличие задиров, определяющих износ всех частей исследуемого подшипника (внешнего и внутреннего колец, ролика и сепаратора). Задиры наблюдаются в местах контакта роликов и дорожек качения. Так же обнаружено наличие питтинговых процессов (усталостное выкрашивание), что сопровождается наличием железа и его окислов в пластичной смазке на поверхности деталей подшипника.

Выводы

1. Существующая система технического обслуживания подшипников ступиц автомобилей позволяет выполнить требования норм эксплуатации при использовании пластичной смазки Литол-24.
2. Основной причиной выхода из строя подшипников ступиц автомобилей является абразивный износ поверхностей подшипников, причём роль абразива могут выполнять продукты износа, которые накапливаются в смазочном материале.
3. Для увеличения долговечности подшипников нужно подбирать смазочный материал, который обеспечивает минимальный износ поверхностей трения при ударных нагрузках.

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОНТАКТНОЙ ЗАДАЧИ ПРОТЕКТОРА ПНЕВМАТИЧЕСКОЙ ШИНЫ ПРИ КАЧЕНИИ С УЧЕТОМ ФОРМЫ РИСУНКА В ПРОГРАММНОМ КОМПЛЕКСЕ ABAQUS

[1,2]Королёв П.В., [1,2]Шилов М.А., [1,2]Маслов Л.Б.

E-mail: vedunking@mail.ru

[1]ФГБОУ ВО «Ивановский государственный энергетический университет им. В.И. Ленина», Иваново, Россия;
[2]ФГБОУ ВО «Вятский государственный университет», Киров, Россия.

В статье представлено описание исследования по выявлению влияния формы протектора пневматической шины на её эксплуатационные свойства с применением методов конечно-элементного моделирования. Сделаны выводы о целесообразности полного статико-динамического испытания шины. При-

SIMULATION OF THE CONTACT PROBLEM OF THE PNEUMATIC TIRE WITH THE ACCOUNT OF THE PROTECTOR FORM IN THE ABAQUS SOFTWARE COMPLEX

Korolev P.V., Shilov M.A., Maslov L.B.

The article describes the research to identify the effect of the shape of the pneumatic tire tread to its performance properties using finite element modeling

ведены рекомендации по оптимизации численного эксперимента.
Ключевые слова: метод конечных элементов, шина, протектор, трение.

methods. Conclusions are drawn about the feasibility of a complete static-dynamic test of the tire. The recommendations for optimization of the numerical experiment are given.
Keywords: finite element method, tire, protector, friction.

Значительное влияние на характеристики контактного взаимодействия пневматической шины с поверхностью оказывает форма протектора. Чрезмерное усложнение протектора увеличивает износ шины, уменьшает площадь соприкосновения. Вместе с тем форма протектора оказывает значительное влияние на такие эксплуатационные свойства, как уровень шума, способность к самоочищению, управляемость и сцепление с дорогой [1]. Баланс между этими характеристиками лежит в основе проектирования шин для бездорожья, спортивных марок и т.д. Поэтому актуальны исследования влияния формы протектора на физико-механические показатели пневматической шины при статическом и различных видах динамического нагружения [2, 3].

Конечно-элементное моделирование и программные комплексы визуализации являются удобным инструментом неэкспериментального исследования характеристик шин и их износа. В данной работе конечно-элементная модель автомобильной покрышки была выполнена и исследована средствами программного комплекса конечно-элементных расчётов Abaqus CAE (Dassault Systemes). Он представляет собой универсальную программу общего назначения, предназначенная для проведения многоцелевого инженерного многодисциплинарного прочностного анализа поведения сложных конструкций.

Численный эксперимент представляет собой динамическое качение модели пневматической шины по аналитической плоскости с различным рисунком протектора. Состав модели пневматической шины включает в себя несколько составных частей. Все они объединяются в сборную модель, включающую элементы, представлены в табл. 1. Материал

Статическое нагружение шины происходило в три этапа:

1 этап – надув шины;

2 этап – координатное прижатие аналитической плоскости к шине;

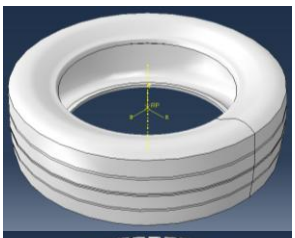
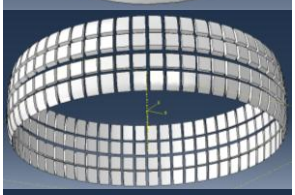
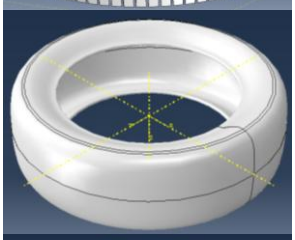
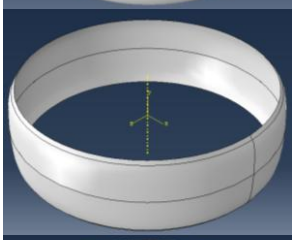
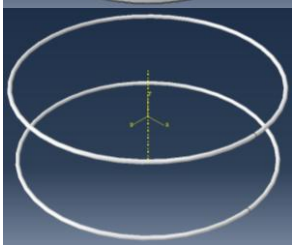
3 этап – приложение весовой нагрузки к шине.

В целом численный эксперимент моделирует ситуацию резкого торможения с блокировкой колеса, где отсутствует вращение нагруженной шины.

Для сравнения результатов моделирования с известными экспериментальными данными нами создавались соответствующие начальные и граничные условия, а также задавались физико-механические параметры каждого из составляющих пневматическую шину элементов [4, 5].

Зоны контакта при статической нагрузке шины представлены на рис.1. Наблюдается увеличение величины критических значений контактных давлений, кроме того, анализ результатов показал большую неравномерность распределения значений по пятну контакта в случае усложнения конструкции.

Таблица 1. **Составные части модели**

Название	**Внешний вид**	**Свойства**
База		Плотность: 1100 кг/м^3 Нео-Гук: C10 = 0.6 МПа, D1 = 0.03 МПа-1
Протектор		Плотность: 1100 кг/м^3 Нео-Гук: C10 = 0.4 МПа, D1 = 0.04 МПа-1
Корд		Нейлоновые нити: Плотность: 1500 кг/м^3 Модель Марлоу
Брекер		Металлические нити: Плотность: 7500 кг/м^3 Модуль Юнга: 207 ГПа Коэффициент Пуассона: 0,3
Кольца		Плотность: 7500 кг/м^3 Модуль Юнга: 207 ГПа Коэффициент Пуассона: 0,3

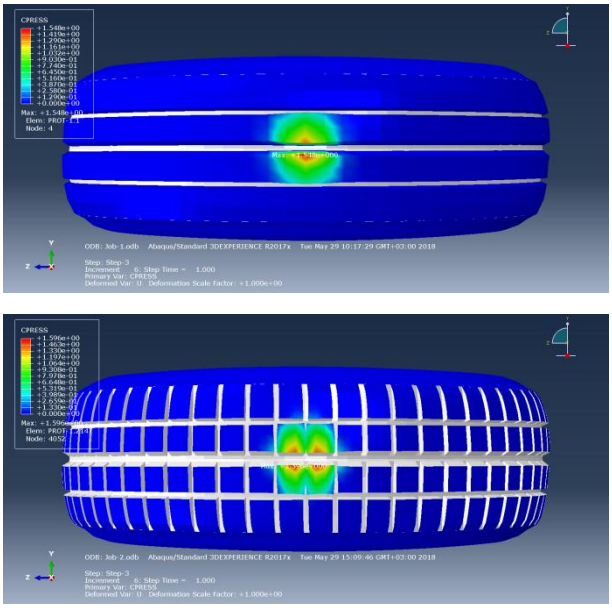


Рис. 1. **Зона контакта шины с аналитической плоскостью при различных формах протектора**

В то же время имеет место увеличение зоны контакта поверхности шины с аналитической плоскостью с 3817,3 мм^2 до 4198,5 мм^2 (рис.2)

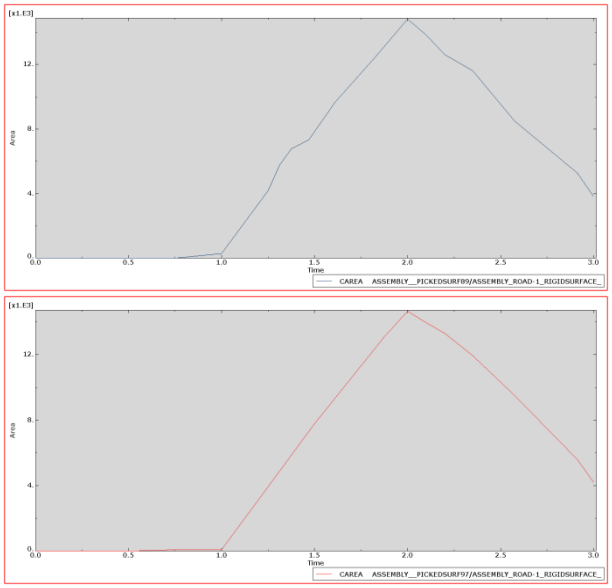


Рис. 2. **Изменение зоны контакта в ходе статического нагружения при различных формах протектора**

После шага статического нагружения шины проводилось испытание динамического скольжения ее по аналитической поверхности. Получено, что площадь контакта и контактное давление, в ходе динамического этапа испытания изменяются незначительно и на общие результаты компьютерного эксперимента не влияют. Таким образом для выявления влияния формы протектора на характеристики пневматической шины достаточно использовать только статический этап нагружения, что в значительной степени сократит время численного эксперимента.

Результаты и их обсуждение.

Анализ результатов численного эксперимента показал, что имеет место увеличение величины контактного давления в случае более сложного протектора с 1,548 МПа до 1,596 МПа. Это повлечет за собой увеличение величины интенсивности износа, представленной в программном комплексе модифицированной моделью Арчарда, основанной на предположении, что скорость износа – линейная функция локального контактного давления. Исходя из теории [6, 7] известно, что объем продуктов износа пропорционален работе, совершенной силами трения.

$$\dot{q} = \frac{k}{H} P A \dot{\gamma} \qquad (1)$$

где $\dot{q}$ – скорость износа, мм^3/с; k – безразмерный коэффициент износа; H – твердость мягкого материала контактной пары (по Шору); P – контактное давление, МПа; A – площадка контакта, мм^2/с; $\dot{\gamma}$ – скорость проскальзывания $\upsilon_A - \upsilon_K$, м/с.

[1] Кнороз, В.И и др. Шины и колеса. – М.: Машиностроение. - 1975. – 184 с.
[2] Reaz Ahmed S., Deb Nath S. K., Wahhaj Uddin M., Optimum Shapes of Tire-treads for Avoiding Lateral Slippage between Tires and Roads // International Journal for Numerical Methods in Engineering. - № 64 – 2005. - pp. 729 - 750.
[3] Li Y., Zhang J. W., Guan X. Q., Estimation of Vehicle Parameters and Road Friction Using Steering Torque and Wheel Speeds // WSEAS TRANSACTIONS on SYSTEMS. - Vol. – 11. - № 1. – 2012. - pp. 1 – 11.
[4] Третьяков, О.Б. Трение и износ шин / О.Б. Третьяков, В.А. Гудков, В.Н. Тарновский. — М.: Химия, 1992. — 176 с.
[5] Горячева И.Г., Маховская Ю.Ю., Морозов А.В., Степанов Ф.И. Трение эластомеров. моделирование и эксперимент. – Ижевск, Ижевск. Инс-т комп. исслед. 2017. – 204 с.
[6] Lorenz B., Oh Y. R., Nam S. K., Jeon S. H., Persson B. N. J. Rubber friction on road surfaces: Experiment and theory for low sliding speeds//The Journal of Chemical Physics. 2015. Vol. 142. P. 194701.
[7] Шлейман Е.Л. Абразивный износ. Обзор американской печати // Трение и износ. – 2005. – Т. 26. - № 1. – С. 100 – 111.

ИОННО-ПЛАЗМЕННОЕ ИМПЛАНТИРОВАНИЕ, КАК МЕТОД СОЗДАНИЯ ИНТЕРМЕТАЛЛИДОВ

[1]Костылев А.Г., [1]Смирнов Г.В., [1]Курочкина А.Р.

E-mail: gleb_smirnov_1997@mail.ru

[1]Государственное бюджетное учреждение высшего образования Московской области «Технологический университет», г. Королев, Российская Федерация.

Рассмотрена технология использования ионной имплантации с целью улучшения физико-механических свойств поверхностных слоев деталей. Осуществлен обзор качественно-количественных характеристик изделий, изготовленных с применением этого метода. Произведен анализ данных, полученных экспериментальным путем.

Ключевые слова: интерметаллиды, поверхностный слой, ионно-плазменное имплантирование.

ION-PLASMA IMPLANTING, AS THE TECHNOLOGY OF CREATION OF INTERMETALLICS

Kostylev A.G., SmirnovG.V., Kurochkina A.R.

The paper reviews up-to-date methods of the surface layers parts treatment to improve parts physical-mechanical properties. Considered are the methods of ion-plasma implantation and micro-arc oxidation in detail. Qualitative and quantitative indicators are obtained as the result of these methods application.

Keywords: Superficial layer of the component, intermetallic, ion-plasma implantation.

XX век вошел в историю человечества как точка отсчета начала космической эры. Гениальные идеи, впервые изложенные основателям практическим космонавтики К.Э. Циолковским, были воплощены в жизнь не менее гениальным конструктором, академиком С.П. Королевым. Большинство его идей и работ лежат в основе космических кораблей и ракет-носителей, используемых и сегодня. Принцип реактивного движения, лежащий в основе ракетной техники, применяемый не только для военных целей, но и для освоения околоземного пространства, требует от конструкторов и технологов использования сверхпрочных и легких материалов. Каждый грамм, сэкономленный за счет уменьшения массы корпуса ракеты и ее компонентов, может быть применен для увеличения массы полезной нагрузки. Исходя из совокупности перечисленных выше фактов, объективную актуальность получили разработки в области технологий получения материалов, имеющих минимальную массу с сохранением прочностных характеристик. Одним из перспективных направлений работ стало использование технологий получения интерметаллиды.

Интерметаллиды (от лат. Inter – между и металл) – химические соединения, состоящие из двух или нескольких металлов, полученные путем сплавления, конденсации из пара, взаимной диффузии и т.д. Этим соединениям, в основной массе, характерны металлический тип химической связи и присущие чистым металлам свойства. Реже встречаются в виде солеобразных соединений с ионной или другой промежуточной химической связью. Наиболее распространенными интерметаллидами являются соединения, которые имеют структуры схожие со структурами чистых металлов. Например, плотнейшая кубическая, гранецентрированная, гексагональная и т.д. [1].

Как и большинство металлов, интерметаллические соединения обладают высокой температурой плавления, низкой плотностью (3,7…6,0 г/см^3), высокой жаропрочностью, износостойкостью и коррозийной стойкостью. Все это послужило их широкому применению в ответственных отраслях машиностроения [2].

Вместе с этим, немалое внимание уделялось разработкам по улучшению и упрочнению поверхностных слоев деталей и конструкций.

Обеспечение соответствия характеристик поверхностных слоев деталей заданным требованиям осуществляется не только за счет соответствия качества материалов всей детали и качеством изготовления заготовки, но и качеством ее окончательной обработки. Поскольку практически любой метод обработки подразумевает какое-либо изменение поверхности детали, существуют различные способы повышения качественных характеристик их физико-механических свойств в зависимости от назначения. Таким образом, с широко используемыми методами механического упрочнения (дробеструйная обработка, наклёпывание, чеканка, обкатывание, иглофрезерование и пр.) часто прибегают к химико-термическим способам обработки. Например, для создания микротвердости и повышения предела выносливости используется азотирование и цементирование, для повышения жаропрочности и коррозийной стойкости - алитирование и борирование. Однако, в последнее время, все более широкое применение получают плазменные, магнеторные и ионные методы нанесения покрытий. Особое внимание специалистов технологов привлекает ионно-плазменное имплантирование [2].

Ионно-плазменное имплантирование – метод формирования интерметаллического соединения в поверхностном слое путем «вживления» атомов

легирующего вещества (примеси) посредством бомбардировки пучком ионов. Сущность метода заключается в направленности потока ионов примеси с высокой энергией (от 10 до 5000 кэВ). Проникая в толщу вещества, легируемые ионы затормаживаются за счет потерь энергии при взаимодействии с электронами и ядрами подложки (предмета, в чей поверхностный слой вживляются легируемые элементы). Главный показатель качества данного процесса, является распределение «вживленных ионов» по толщине слоя. Еще в середине 60-х годов прошлого столетия, опытным путем было доказано, что это распределение имеет вид схожий с Гауссовским (Рис.1) [3-6].

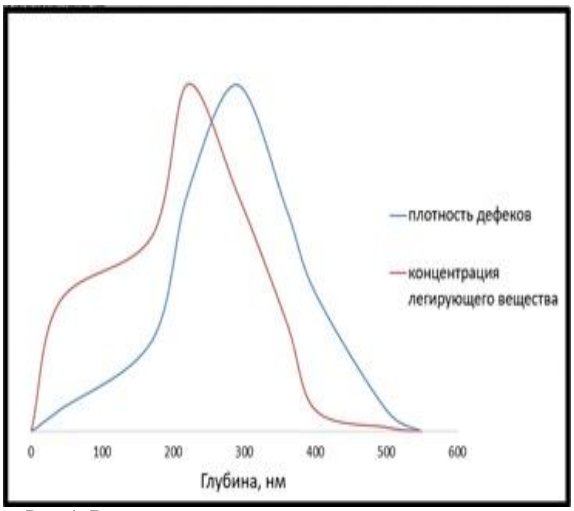


Рис. 1. **Распределение ионов легирующего вещества и дефектов кристаллической решетки по глубине**[7]

Для определения параметров распределения имплантированных ионов используются следующие величины:

- R – путь, пройденный ионом, до полной остановки (экспериментально установить не является возможным);
- R_x – проекция пробега иона (Рис.2);
- $N_и$ – число имплантированных ионов в слое толщиной $X_и$;
- $S_я$ – потеря энергии при взаимодействии с ядрами;
- $S_Э$ – потеря энергии при взаимодействии с электронами;
- dE – изменение энергии иона при прохождении расстояния $X_и$;
- $N_п$ – концентрация атомов в подложке.

Исходя из этого очевидно, что толщина имплантированного слоя:

$$X_и = -\frac{dE}{N_и(S_я+S_Э)} \quad (1)$$

а проекция пробега:

$$R_x = \int_0^E \frac{1}{N(S_я+S_Э)}\,dE \quad (2)$$

Так же экспериментально установлено, что для металлов значение кинетической энергии *E* принимает значение в интервале 103…104 эВ.

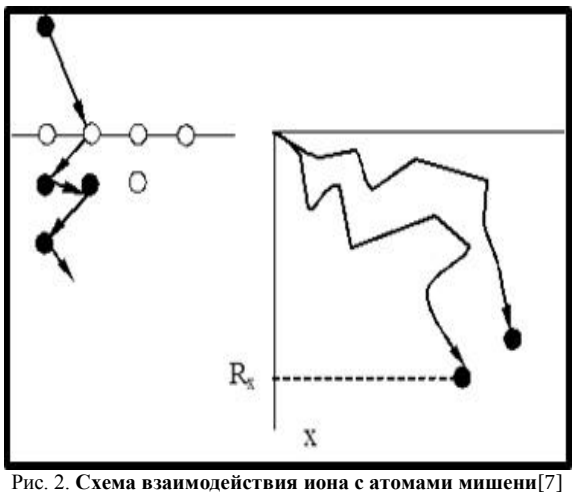


Рис. 2. **Схема взаимодействия иона с атомами мишени**[7]

Преимуществами метода ионно-плазменного имплантирования являются:

- отсутствие ограничений по использованию материалов-имплантов (можно использовать практически любой элемент периодической таблицы Д.И. Менделеева);
- формирование структур с уникальными физико-механическими свойствами;
- возможность контроля концентраций «вживляемых элементов»;
- возможность обработки определенных участков деталей;
- экологичность процессов.

Недостатками данного метода являются:

- образование аморфных сред вследствие повышенной концентрации дефектов (данная проблема решается кратковременным отжигом при высоких температурах);
- сложность технологического оборудования и его обслуживания [8-10].

Процесс имплантирования осуществляется в специальных установках, основными компонентами которой являются: источник ионов, ионный ускоритель, магнитный сепаратор и камера, в которой находится бомбардируемый предмет. Отслеживается процесс с помощью системы ионного сканирования. Принцип работы такой установки представлен на (Рис.3).

Одним из примеров применения данного метода в машиностроении является обработка рабочих лопаток паровых турбин, впервые разработанная и внедренная на НПП Уралавиаспецтехнология. В настоящее время технология ионной имплантации позволяет обрабатывать рабочие лопатки паровых турбин размером до 1700 мм.

При этом увеличивается:

- предел усталости на 7-25 %;
- долговечность более чем в 20 раз;
- адгезионная прочность последующих покрытий[11].

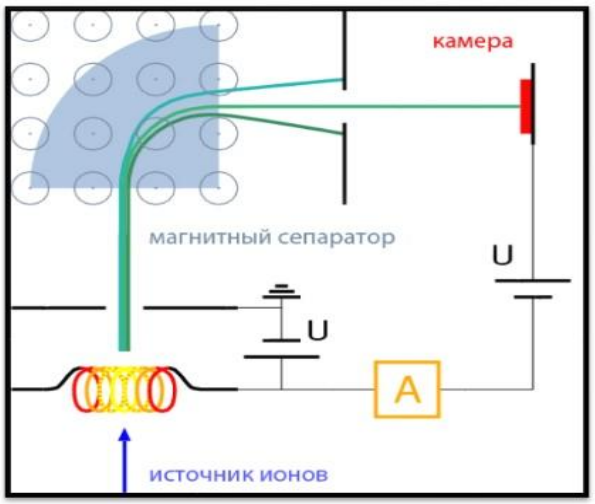


Рис. 3. **Схема установки для ионной имплантации**

При нанесении защитных покрытий на турбинные лопатки из жаропрочных сплавов достигается повышение:

- жаростойкости в 2,5 раза;
- коррозионной стойкости в 1,9 раза;
- длительной прочности в 1,6 раза;
- сопротивления усталости в 1,2 раза.

Так же часто прибегают к одновременной имплантации ионов различных атомов. Это важно, когда необходимо создать адгезию между материалами, которые в природе плохо смешиваются [11].

Адгезия – сцепление поверхностей разнородных твёрдых и/или жидких тел. Адгезия обусловлена межмолекулярными взаимодействиями в поверхностном слое и характеризуется удельной работой, необходимой для разделения поверхностей. В некоторых случаях адгезия может оказаться сильнее, чем когезия, то есть сцепление внутри однородного материала, в таких случаях при приложении разрывающего усилия происходит когезионный разрыв, то есть разрыв в объёме менее прочного из соприкасающихся материалов. Данное явление существенно влияет на природу трения соприкасающихся поверхностей: так, при взаимодействии поверхностей с низкой адгезией трение минимально.

Рассмотренный метод создания интерметаллических соединений в поверхностных слоях деталей является прорывной разработкой ученых всего мира. Использование интерметаллидов в качестве основного материала не только в ракетостроении, но и других отраслях ответственного машиностроения позволит совершить значительный скачок отечественной промышленности и закрепить успех, достигнутый ранее.

[1] Камаров Ф. Ф. Ионная имплантация в металлы. М.: Наука и техника, 1980 –164 с.
[2] Научно-технический прогресс в машиностроении. Современные методы упрочнения поверхностей деталей машин/Под ред. Фролова К.В. – М.: Институт машиноведения АН СССР, 1989 – 286 С.
[3] Нанокристаллические интерметаллидные и нитридные структуры, формирующиеся при ионно-лучевом воздействии. Научное издание/ И.А. Курзина Э.В. Козлов, Ю.П. Шаркеев, С.В. Фортуна, Н.В. Конева, И.А. Божко, М.П Калашников.
[4] Скаков Ю. А. Интерметаллиды // Химическая энциклопедия: в 5 т / Кнунянц И. Л. (гл. ред.). — М.: Советская энциклопедия, 1990. — Т. 2: Даф—Мед. — 671 с
[5] Ионно-лучевая и ионно-плазменная модификация материалов. Научное издание/К.К. Кадыржанов, Комаров Ф.Ф. А.Д. Погребняк, В.С. Русаков, Т.Э. Туркебаев. Издательство МГУ 2005г.
[6] А.Е. Борисович «Влияние содержания алюминия и параметров термомеханической обработки на структуру, фазовый состав и механические свойства полуфабрикатов из интерметаллидного титанового сплава вти-4» - М.2015
[7] Ионная имплантация. / Х. Риссел, И. Руге. - М., Наука, 1983
[8] Голубев А.П. Применение информационных технологий при технических испытаниях / Информационные технологии. Эволюционные процессы / Сборник научных статей под ред. д.т.н., проф. В.М. Артюшенко, колл. Авторов. – М.: издательство «Научный консультант». 2018. – 130 с. – С. 99-103
[9] Голубев А.П., Корнев А.А. Разработка и применение перспективных методов инженерии поверхностей деталей машин с использованием информационных технологий / Сборник научных статей под ред. д.т.н., проф. В.М. Артюшенко, колл. Авторов. – М.: издательство «Научный консультант». 2018. – 130 с. – С. 104-108.
[10] Исаев В.Г., Костылев А.Г., Асташева Н.П. Системный анализ факторов, влияющих на стоимость сложных технических систем при повышении их качества // Вопросы региональной экономики. 2015. Т. 25, № 4. С. 178-184.
[11] http://nppuast.com/

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПЛАЗМЕННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В МАШИНОСТРОЕНИИ

[1]Кравченко И.Н., [1]Ерофеев М.Н., [1]Глинский М.А.

E-mail: Kravchenko-in71@yandex.ru

[1]ФГБУН Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия.

В статье представлены возможности и потенциал промышленного применения плазменных технологий. Приведен анализ актуальных направлений исследований в области плазменных технологий, таких как: автоматизация процесса нанесения и управление качеством плазменных покрытий, различные пути повышения прочности сцепления покрытий с подложкой, а также разработка и нанесение наноструктурированных покрытий.

Ключевые слова: плазменные покрытия, управление качеством, электрическая дуга пульсирующей мощности, автоматизированные системы управления виброобработка, наноструктурированные покрытия.

ADVANCED LINES OF RESEARCHES AND APPLICATIONS OF PLASMA TECHNOLOGIES IN ENGINEERING

Kravchenko I.N., Erofeev M.N., Glinskiy M.A.

In the article are represented capabilities and potential industrial applications of plasma technologies. Made an analysis of actual lines of plasma technologies researches like: plasma coatings deposition process automatization and quality management, different approaches of coating to substrate adhesive strength increasing and nanostructured coatings development and deposition.

Keywords: plasma coatings, quality management, electric arc with pulsing power, vibration treatment, nanostructured coatings.

Прогрессивные технологии, базирующиеся на крупных фундаментальных исследованиях (лазерная, плазменная, самораспространяющегося высокотемпературного синтеза и т.п.) вносят существенный вклад в развитие машиностроения.

Наиболее перспективными применениями плазменных технологий в настоящее время являются:

- плазменное напыление покрытий различного функционального назначения (износостойкие, коррозионностойкие, жаростойкие, восстанавливающие первоначальные размеры детали и др.);
- плазменная поверхностная обработка материалов (оплавление, плазменная наплавка, поверхностное модифицирование, плазменная строжка и др.);
- плазменная резка металлических и неметаллических материалов.

Основными достоинствами плазменных технологий являются высокие плотности потоков энергии, достигающие 108–1011 Вт/м^2, что позволяет за время в несколько микросекунд достигать на поверхности детали температур, превышающих температуру плавления. Производительность процесса напыления – 2,0–15,0 кг/ч. Покрытия можно наносить практически из любых материалов и их композиций с толщинами от 0,1 до 3–5 мм при высокой прочности сцепления.

Широкая возможность регулирования температуры, скорости, давления и химической активности среды в зоне обработки от нейтральной до восстановительной или окислительной, позволяет наиболее полно использовать уникальные возможности плазменных технологий.

За последние десятилетия многое сделано для широкого внедрения этого метода в промышленности. Дальнейшее повышение эффективности использования плазменного напыления, особенно в специальном машиностроении, связано с разработкой методов и средств автоматизации и компьютеризации процесса нанесения покрытий. Переход на автоматизированное нанесение покрытий позволяет существенно улучшить качество и стабильность свойств напыленных деталей, повысить производительность труда, снизить себестоимость продукции, сократить количество обслуживающего персонала, свести к минимуму влияния вредных условий труда. Автоматизация нанесения покрытий эффективна еще и потому, что обеспечивает стабилизацию (или регулирование по определенному закону) параметров технологического процесса, тем самым повышая качество напыленных покрытий. Переход на автоматизированное нанесение покрытий исключает влияние квалификации оператора (технолога) на свойства покрытий, уменьшает количество брака, полученного по его вине.

Основными факторами, сдерживающими полномасштабное внедрение автоматизированных систем управления технологическими процессами (АСУ ТП) плазменного напыления, на сегодня являются следующие: недостаточная информация об объекте управления; отсутствие или недостаточная точность функциональных зависимостей, описывающих процесс напыления; отсутствие методик и алгоритмов управления автоматизированными системами напыления, отвечающими основным требованиям АСУ ТП.

Управление качеством покрытия в технологическом аспекте – триединая задача, включающая определение показателей, наиболее полно характеризующих качество покрытия, выбор технологических параметров процесса, ответственных за эти показатели, и управление ими (стабилизация или изменение по заданной программе).

Под качеством покрытия понимаются следующие свойства: прочность сцепления покрытия с основой и когезионная прочность напыленного слоя, минимальная или заданная пористость, однородная структура и толщина покрытия, минимальный или заданный уровень остаточных напряжений.

Рассматривая процесс нанесения покрытия (рис. 1), явно просматриваются два контура формирования качества покрытий: внутренний контур включает в себя режимные, расходные и энергетические параметры процесса напыления; к внешнему контуру формирования качества относятся дистанция напыления, свойства и температура подложки, состав атмосферы, условия охлаждения подложки, кинематические параметры процесса и все энергетические характеристики формообразования покрытия.

Работами, проведенными многими учеными [1, 2], внесен существенный вклад в изучение физических и тепловых процессов при плазменном напылении. В результате этих работ создана реальная предпосылка построения математической модели процесса плазменного напыления, пригодная для управления с помощью ЭВМ.

Построение математической модели, устанавливающей связь тока дуги, расхода и состава плазмообразующего газа с температурой напыляемых частиц, является важным этапом выбора режима напыления и управления процессом.

Повышение температуры напыляемых частиц возможно и за счет интенсификации межфазного теплообмена за счет уменьшения толщины теплового пограничного слоя, например при наложении на двухфазную струю акустических колебаний либо высокочастотных пульсаций.

Активация подложки позволяет вести процесс при оптимальной контактной температуре напыляемой частицы и подложки, при которой происходит интенсивное химическое взаимодействие.

Современный этап развития технологии плазменного напыления характеризуется комбинированным воздействием на внешний контур процесса плазменного напыления электрических, механических, лучевых и др. воздействий. Независимое регулирование параметров, ответственных за качество покрытий, возможно только при комплексном воздействии на внутренний и внешний контуры управления, т.е. при регулировании режимов установки напыления и наложении дополнительных воздействий на зону напыления в процессе нанесения либо при дальнейшей обработке.

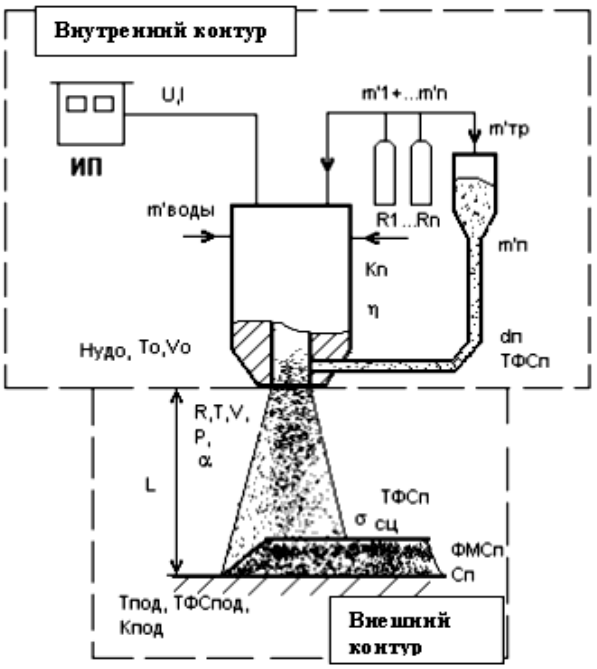


Рис. 1. **Схема формирования качества покрытий в процессе плазменного напыления.**

Внутренний контур: U – напряжение; I – ток; m'воды – расход охлаждающей воды; m'1,…, m'n – расходы плазмообразующих газов; R1,…Rn – виды плазмообразующих газов; m'тр – расход транспортирующего газа; m'п – расход порошка; dп – дисперсность порошка; ТФСп – теплофизические свойства порошка; Нудо, To, Vo – удельная энтальпия, температура и скорость плазменной струи на срезе сопла плазмотрона; η - коэффициент полезного действия плазмотрона; Кп – конструктивные особенности плазмотрона.

Внешний контур: L – дистанция напыления; α – угол напыления; $\sigma_{сц}$ – адгезионная прочность покрытия; ФМСп – физико-механические свойства покрытия; Сп – состав покрытия; Тп – температура покрытия; R – состав атмосферы; T – температура атмосферы; V – скорость движения воздуха в зоне напыления; P – давление в зоне напыления; Тпод – температура подложки; ТФСпод, Кпод – теплофизические свойства и конструктивные особенности подложки.

До недавнего времени существовало устойчивое мнение, что плазменные покрытия не могут работать в условиях больших контактных нагрузок. В последнее время активно разрабатывается технология нанесения покрытий с наложением в зону формирования покрытия выносной дуги пульсирующей мощности [3, 4, 5, 6], осуществляющей локальную приварку покрытия в виде точек, полосок или прямоугольников.

Образцы, напыленные с использованием выносной дуги, показали прочность сцепления 100–120 МПа вместо 30–50 МПа без использования выносной дуги.

Увеличение прочности сцепления возможно путем снижения уровня остаточных напряжений в покрытии [7]. Решение этой задачи может иметь следующие направления: оптимизация режимов напыления с целью получения минимального уровня остаточных напряжений или напряжений определенного уровня и знака, способствующих повышению работоспособности покрытий в рабочих условиях; нанесение подслоев; предварительный нагрев подложки; интенсивное охлаждение

подложки при напылении; наложение упругих напряжений на систему «покрытие–основа», снижающих уровень остаточных напряжений в покрытии.

При рассмотрении уровня остаточных напряжений в покрытии необходимо учитывать разницу коэффициентов термического расширения материалов покрытия и подложки, условия напыления, а также кристаллизационные напряжения, под которыми понимаются напряжения, отличные по своей природе от температурных и образующихся при напылении слоя из-за несоответствия кристаллических решеток, фазовых и структурных превращений и т.д.

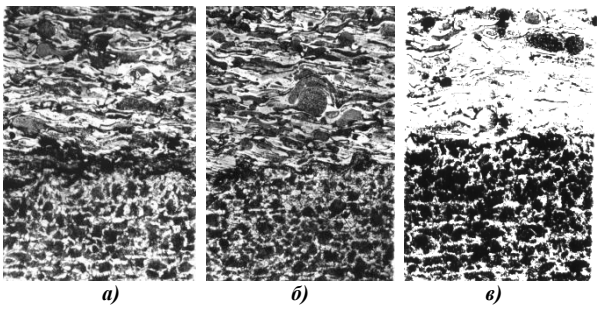
В работах [8, 9] представлены довольно оригинальные модели, в которых удалось избежать необходимости использования сложных систем дифференциальных уравнений в частных производных для описания процессов теплофизики и термомеханики формирования покрытий. Удовлетворительная согласованность между дан-ными расчета и экспериментальных измерений подтверждает адекватность термомеханической модели и указывает на возможность ее использования при разработке инженерной методики обоснованного выбора технологических режимов плазменного напыления по требованиям к уровню остаточных напряжений.

Для повышения прочности сцепления нами разрабатывается, исследуется и внедряется технология наложения различных вибрационных колебаний на заготовку для снижения остаточных напряжений II и III рода. При этом деталь подвергается вибрационному нагружению на частотах, равных или близких к собственной частоте системы «деталь-вибратор». Как показали многочисленные исследования, низкочастотные колебания как вдоль напыляемой поверхности, так и в поперечном направлении, оказывают существенное влияние на покрытие, основу и границу раздела покрытия с основой.

Результаты вибрационной обработки на микроструктуру напыленных образцов представлены на рис. 2. Как видно из приведенных микрофотографий, структура основы образцов, напыленных по традиционной технологии, ферритно-перлитная. У виброобработанных образцов структура также ферритно-перлитная, но имеет более мелкозернистое строение.

Структура покрытий, подвергнутых виброобработке, более упорядоченная, границы раздела покрытия и основы четко очерчены, распределение элементов по покрытию более равномерное. Использование вибрационного нагружения в 1,4–1,8 раза повышает прочность сцепления покрытия с основой [10].

На протекание взаимодействия напыляемых частиц в контактной зоне покрытия с основой существенное влияние оказывает наличие и толщина окисной пленки на поверхности подложки. По сравнению с механическими, химическими и



а) *б)* *в)*

Рис. 2. **Микроструктуры напыленных покрытий сплавом ПГ-10Н-01 на стали 45 (х 180): *а)* без виброобработки; *б)* с виброобработкой в процессе напыления на f = 2960 Гц, относительная амплитуда деформации $0{,}8 \cdot 10^{-4}$; *в)* f =247 Гц, относительная амплитуда деформации $1 \cdot 10^{-4}$**

электрохимическими способами очистки использование различного рода электрических разрядов позволяет удалять все виды загрязнений. При выделении энергии в области хаотически перемещающихся катодных пятен, происходит взрывообразное испарение материала под катодным пятном с частичным отслоением окисной пленки в областях, близлежащих к местонахождению пятна. Опыт показывает, что наиболее эффективно использование импульсного электрического разряда, для которого характерно при относительно небольшой мощности источника получение импульсов малой длительности (10^{-3}–10^{-8} с) с высокой плотностью тока, достигающей порядка 106–108 А/см^2 и высокой температурой в канале разряда, составляющей 104–105 К.

Использование электрической искры совместно с процессом напыления [11, 12] позволяет существенно увеличить прочность сцепления (рис. 3) особенно на материалах с большим сродством к кислороду. Дальнейшие исследования этих важных для практического использования процессов необходимо продолжать с целью экспериментальной проверки и корректировки теоре-тических зависимостей.

Важным, бурно развивающимся направлением науки о материалах и покрытиях является инженерия поверхности применительно к созданию функциональных наноструктурированных покрытий с характерным размером кристаллитов от 1 нм до нескольких десятков нм.

Наноструктурированные покрытия находят все более успешное применение для защиты поверхности изделий, подвергающихся одновре-менному воздействию высоких температур, агрессивных сред и различных видов износа. Это детали авиационных двигателей, газовых турбин и компрессоров, подшипники скольжения, детали нефтегазопереработки и др. По своим физико-механическим и триболо-гическим свойствам наноструктурированные покрытия значительно превосходят традиционные.

В настоящее время появляется возможность получения новых наноструктурных покрытий с размерами зерен менее 100 нм и такие покрытия обладают улучшенными механическими характеристиками.

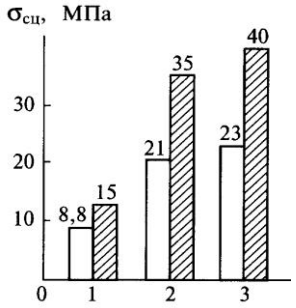


Рис. 3. **Влияние электроискровой обработки на прочность покрытия (пустой столбец – покрытие, напыленное по традиционной технологии; заштрихованный столбец – покрытие, напыленное по предлагаемой технологии): 1 – покрытие Al_2O_3, основа сталь 45; 2 – покрытие ПН80Х20, основа сталь 45; 3 – покрытие НА-67, основа Д16**

Прогресс в области создания твердых износостойких наноструктурных покрытий связан с приданием им качественно новых характеристик и многофункциональности, что помимо высокой твердости и износостойкости включает низкий коэффициент трения, термическую стабильность и жаростойкость.

В связи с высокими требованиями машиностроения к материалам ответственных деталей создание наноструктурированных покрытий на основе керамических материалов позволит создавать прочные и плотные тонкие покрытия, обеспечивающие ресурс деталей за счет повышения износостойкости.

В последние 10-15 лет получили развитие и интенсивное внедрение в промышленности плазменное напыление с использованием активных плазмообразующих сред: воздуха, смесей воздуха с природным газом, углекислого газа с природным газом и др. Среди них самый простой и экономичный метод – воздушно-плазменное напыление покрытий. Воздушно-плазменное напыление занимает особое место в ряду процессов газотермического напыления и отличается значительно меньшими эксплуатационными затратами, относительно низкой стоимостью, простотой и мобильностью установки. При этом качество покрытий, получаемых воздушно-плазменным напылением, не ниже, чем при методе традиционного плазменного напыления, а в некоторых случаях и выше.

В практике нанесения газотермических покрытий используется метод напыления самофлюсующихся сплавов с последующим оплавлением. Процесс оплавления, как правило, проводят в ацетилен-кислородном или пропан-бутан-кислородном пламени. В настоящее время стоимость этих газов высока и использование покрытий с оплавлением становится не всегда рентабельным.

Нами разработана технология нанесения покрытий струей воздушной плазмы и оплавление данных покрытий также струей воздушной плазмы. Так, стоимость газопламенного напыления плунжеров глубинных нефтяных насосов (длинна – 1295 мм, диаметр – 26,25 мм и толщина покрытия – 0,5 мм на сторону) при использовании ацетилена и кислорода с оплавлением газовой горелкой в 3 раза дороже стоимости напыления и последующего оплавления той же детали воздушной плазменной струей.

Области наиболее актуального и экономически целесообразного использования покрытий определили номенклатуру напыляемых материалов, при использовании которых удалось избежать дорогостоящих плазмообразующих газов (аргон, водород, азот и др.), что существенно уменьшило себестоимость покрытий без снижения качества.

Переход на воздушное плазменное напыление позволил разработать экономически выгодные процессы упрочнения и восстановления деталей для дорожно-строительной техники, газонефтедобывающей промышленности, городского и коммунального хозяйства, а также в ряде других отраслях.

[1] Инженерные методы обеспечения долговечности и надежности машин и технологического оборудования в промышленности // И.Н. Кравченко, А.Ф. Пузряков, М.Н. Ерофеев [и др.]. – М.: Изд-во «Эко-Пресс», 2011. – 424 с.

[2] Технологии нанесения защитных и износостойких покрытий повышенной прочности // А.Ф. Пузряков, И.Н. Кравченко, И.К. Соколов [и др.]. – М.: Изд-во «Эко-Пресс», 2013. – 300 с.

[3] Кравченко И.Н., Пузряков А.Ф. Способ воздействия электрической дуги пульсирующей мощности на прочность сцепления покрытий // Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований. – 2013. – №4. – С. 14–19.

[4] Патент №150716, РФ, МПК C23C14/34. Устройство для плазменного напыления // И.Н. Кравченко, А.Ф. Пузряков, А.А. Коломейченко [и др.]. – №2014136225/02; Заявл. 08.09.2014; Опубл. 20.02.2015. – Бюл. № 5.

[5] Кравченко И.Н., Пузряков А.А., Коломейченко А.А. Модель процесса напыления с одновременным оплавлением плазменных самофлюсующихся покрытий выносной дугой // Труды ГОСНИТИ. – 2015. – Том 121. – С. 236–243.

[6] Кравченко И.Н., Коломейченко А.А. Исследование процесса плазменного напыления самофлюсующихся сплавов выносной дугой с оплавлением покрытия // Технология машиностроения. – 2017. – № 7. – С. 29–32.

[7] Кравченко И.Н., Пузряков А.Ф., Зубрилина Е.М. Исследования механизмов формирования остаточных напряжений в системе «деталь-покрытие» // Все материалы. Энциклопедический справочник. – 2013. – №4. – С. 22–41.

[8] Кравченко И.Н., Пузряков А.Ф., Сельдяков В.В. Математическое моделирование процесса развития остаточных напряжений при формировании плазменных покрытий // Современные наукоемкие технологии. – 2013. – №11. – С. 77–80.

[9] Кравченко И.Н., Коломейченко А.А., Гречко Д.Г. Моделирование процесса формирования структуры газотермических покрытий // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – 2015. – №6(314). – С. 33–38.

[10] Технологические процессы в техническом сервисе машин и оборудования // И.Н. Кравченко, А.Ф. Пузряков, В.М. Корнеев [и др.]. – М.: ИНФРА-М, 2017. – 346 с.

[11] Кравченко И.Н., Пузряков А.Ф., Гладков В.Ю. Повышение прочности сцепления покрытий с основой совмещенной электроискровой обработкой подложки // Труды ГОСНИТИ. – 2013. – Том 111. – Часть 2. – С. 30–35.

[12] Коломейченко А.В., Кузнецов И.С., Кравченко И.Н. Толщина и микротвердость покрытий из аморфных и нанокристаллических сплавов, нанесенных электроискровой обработкой // Ремонт. Восстановление. Модернизация. – 2014. – №10. – С. 45–48.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ТОНКИХ ПОКРЫТИЙ МЕТОДОМ ИНСТРУМЕНТАЛЬНО ИНДЕНТИРОВАНИЯ

[1]Кравчук К.С.

E-mail: kskrav@gmail.com

[1]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова, Москва, Россия.

Описана новая методика определения адгезионной прочности тонких покрытий методом инструментального индентирования. Особенностью методики является учёт влияния упругих свойств материала подложки на величину адгезионной прочности покрытия.

Ключевые слова: адгезия, тонкие покрытия, индентирование, модуль упругости.

DETERMINATION OF ADHESION STRENGTH OF THIN COATINGS BY THE INSTRUMENTED INDENTATION TEST

Kravchuk K.S.

A new technique for determining the adhesion strength of thin coatings by the Instrumented indentation test is described. A feature of the technique is the elastic properties of the substrate material taken into account in calculations.

Keywords: adhesion, thin coatings, indentation, modulus of elasticity.

Введение

Работа посвящена новому способу определения адгезионной прочности тонких покрытий, основанному на внедрении в исследуемый образец твёрдого наконечника (индентора). Существующие методы обладают рядом недостатков. Метод, описанный в [1] и использующий экспериментальные результаты инструментального внедрения пирамидального индентора в упрочненную покрытием поверхность, при расчете адгезионной прочности не учитывает упругую деформацию материала основы, что не позволяет измерять адгезионные свойства тонких покрытий, где данной деформацией пренебречь нельзя. Предлагаемый способ учитывает упругие свойства и покрытия, и материала основы, что позволяет повысить точность определения адгезии и расширить номенклатуру исследуемых образцов за счёт тонких покрытий.

Описание методики

На поверхности исследуемого образца имеется покрытие известной толщины, также заранее известны значения модуля упругости для покрытия и материала основы. Образец помещают в прибор-твердомер, с помощью которого производят нагружение (внедрение) алмазного пирамидального наконечника в поверхность изделия с покрытием, на глубину, не менее половины толщины покрытия. Записывается диаграмма изменения нагрузки от глубины внедрения, представляющая собой график изменения глубины внедрения при возрастании нагрузки и при снижении нагрузки до нуля (кривые 1 на рис. 1). Характерным признаком диаграммы внедрения, которая может быть использована для определения адгезионной прочности покрытия к подложке, является наличие более пологого участка кривой разгружения в конце процесса снятия нагрузки.

В полученной экспериментальной диаграмме внедрения фиксируются значения максимальной нагрузки P_{max}, и максимальной глубины внедрения s_{max} при данной нагрузке. Рассчитывают эффективный модуль упругости E_c^* слоистой системы, моделирующей изделие с покрытием и строят модельную кривую разгружения в диапазоне значений экспериментальных данных по нагрузке (см. рис. 1, кривая 2).

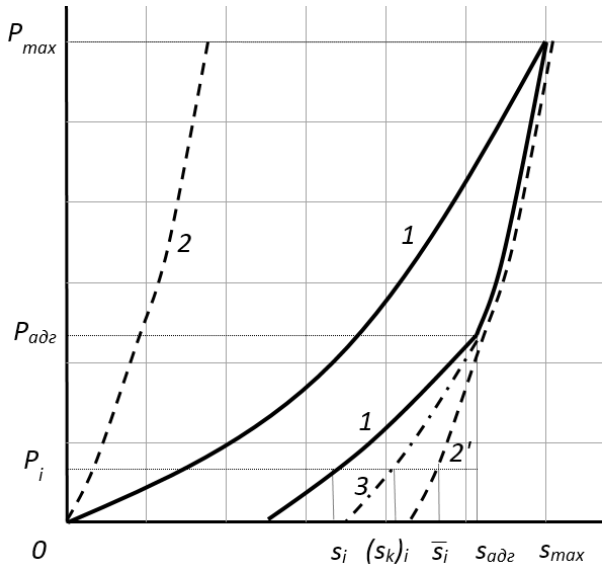


Рис. 1. **Диаграмма зависимости силы нагружения от глубины при внедрении наконечника**

Эффективный приведённый модуль упругости слоистой системы E_c^* рассчитывается по формуле (1).

$$E_c^* = E_0^* \times \Phi^{-\frac{3}{2}} \qquad (1)$$

где Φ – упруго-геометрический параметр, описание и методика расчёта которого приведено в [2,3];

$E_0^* = E_0 / (1 - \mu_0^2)$ – приведенный модуль упругости материала основы; E_0 – модуль упругости материала основы; μ_0 – коэффициент Пуассона материала основы.

Модельная кривая разгружения диаграммы внедрения (кривая упругого деформирования) для слоистой системы определяется выражением (2) [4].

$$P = \left(\frac{2}{\pi \cdot E_c^*} \tan \alpha \right) \cdot s^2 \qquad (2)$$

α – эквивалентный угол конуса (70,3° для индентора Берковича); s – глубина внедрения индентора в исследуемый образец, отсчитываемая от поверхности.

Модельную кривую разгружения (см. рис. 1, кривая 2) совмещают с экспериментальной кривой разгружения путем совпадения значения нагрузки у модельной кривой разгружения со значением нагрузки $P_{\max}$ экспериментальной диаграммы внедрения (см. рис. 1, кривая 2′). Устанавливают значение нагрузки $P_{адг}$ и глубины внедрения $s_{адг}$, при которых экспериментальная кривая разгружения начинает резко менять угол наклона (расходится с модельной кривой разгружения) и рассчитывают значение адгезионной прочности по формуле (3) (см. [1]):

$$G = \frac{K_C^2}{32\pi^2 h E_1^*}, \qquad (3)$$

где h – толщина покрытия; $E_1^* = E_1 / (1 - \mu_1^2)$ – приведенный модуль упругости материала покрытия, K_c – тангенс угла наклона прямой линии, полученной путем линейной аппроксимацией кривой упругого деформирования отслоившегося покрытия (кривая 3 на рис. 1), которую строят для диапазона нагрузок $0 < P_i < P_{адг}$ по координатам, используя выражение (4).

$$(s_k)_i = s_i + (s_{адг} - \bar{s}_i), \qquad (4)$$

где $(s_k)_i$ — текущее значение глубины внедрения для кривой упругого деформирования отслоившегося покрытия, s_i — текущее значение глубины внедрения для экспериментальной кривой разгружения, $\bar{s}_i$ — текущее значение глубины внедрения для модельной кривой упругого деформирования слоистой системы.

Материалы и оборудование

Методика была опробована на покрытии из нитрида титана (*TiN*), нанесённого магнетронным способом, на подложку из алюминиевого сплава Д16Т. Толщина покрытия измерялась по ступеньке на границе нанесённого покрытия с помощью оптического профилометра Sneox (SENSOFAR, Испания). Диаграммы внедрения, измерения приведённого модуля упругости покрытия и подложки получены с помощью нанотвердомера НаноСкан-4Д (ФГБНУ ТИСНУМ, Россия) методом инструментального индентирования [5]. В качестве наконечника использовалась трёхгранная алмазная пирамида типа Беркович.

Результаты и их обсуждение

Измеренная толщина покрытия составила 5,2 мкм. Модуль Юнга и коэффициент Пуассона алмазной пирамиды взяты из справочных данных: E_i = 1140 ГПа, μ_i = 0,07. Приведенные модули упругости материала основы изделия E_0^* = 93 ГПа, для материала покрытия E_1^* = 210 ГПа. Измерение модуля упругости покрытия проведено на глубине менее 10% от его толщины, для минимизации влияния материала основы. Типичная диаграмма внедрения приведена на рис. 2, максимальная сила нагружения составляла 500 мН. На рисунке цифрами обозначено: экспериментальная кривая – 1, модельная кривая разгружения – 2, кривая упругого деформирования отслоившегося покрытия – 3, линейная аппроксимация кривой упругого деформирования отслоившегося покрытия – 4.

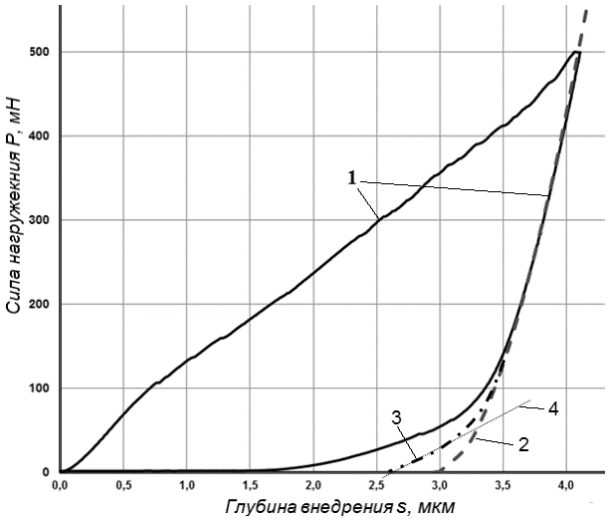


Рис. 2. **Экспериментальные кривые полученные на покрытии из нитрида титана на подложке из алюминиевого сплава**

Проведены расчёты адгезионной прочности G по 7 измерениям по приведённой выше методике. Усреднённые результаты расчёта дали значения G = 14 Дж/м^2, что сравнимо со средними значениями, известными из научно-технической литературы для покрытий из тугоплавких химических соединений на металлических и кремниевых подложках [6].

Описанная методика определения адгезионной прочности применима, если во время испытания в процессе внедрения индентора не имеет место локальное хрупкое разрушение покрытия. Образование трещин можно контролировать по кривой нагружения на диаграмме, на ней не должно присутствовать резких скачков по глубине.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки, Соглашение №14.607.21.0166, проект RFMEFI60717X0166.

[1] Wei, P.J., W.L. Liang, C.F. Ai and J.F. Lin, 2009. A new method for determining the strain energy release rate of an interface via force-depth data of nanoindentation tests. Nanotechnology, 20: 1-7.
[2] Воронин Н.А. Расчет параметров упругого контакта и эффективных характеристик топокомпозита для случая взаимодействия последнего со сферическим индентором // Трение и износ. - 2002. - Т.23. - №6. - С. 583-596.
[3] Воронин Н.А. Теоретическая оценка композиционной и истинной твердости тонких покрытий // Трение и смазка в машинах и механизмах. - 2011. - №7. - С. 11-21.
[4] Fischer-Cripps A.C., 2006. Critical review of analysis and interpretation of nanoindentation test data. Surface & Coatings Technology, V.200: 4153.
[5] Oliver, W.C., G.M. Pharr, 1992. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. Journal of Materials Research, V.7, №.6: 1564-1583.
[6] Volinsky A.A., N.R. Moody, W.W. Gerberich, 2002. Interfacial toughness measurements for thin films on substrates. Acta Materialia, №.50: 441–466.

АНТИФРИКЦИОННОСТЬ И АНТИФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ТЕРМОСТОЙКИХ ТЕРМОПЛАСТОВ

Краснов А.П., Наумкин А.В., Горошков М.В.

E-mail: krasnov@ineos.ac.ru

Институт элементоорганических соединений РАН, Москва, Россия.

Разработана концепция связи различных групп аморфных и кристаллических линейных термостойких термопластов исходя из решающего вклада химического строения в их трение. Вводится представление об их антифрикционности, как опосредованного выражения химического строения и потенциальной возможности получения на этой основе антифрикционного материала.
Ключевые слова: термостойкие термопласты, кардовые полимеры, трение, молекулярная масса, кристалличность, рентгеновская фотоэлектронная спектроскопия.

ANTIFRICTION ABILITY AND ANTIFRICTION PROPERTIES OF HEAT-RESISTANT THERMOPLASTS

Krasnov A.P., Naumkin A.V., Goroshkov M.V.

The concept of the relation between different groups of amorphous and crystalline linear heat-resistant thermoplastics based on the decisive contribution of the chemical structure to their friction has been developed. The idea of antifriction as an indirect influence of their chemical structure is introduced. The potential possibility of antifriction material preparation based on the idea is considered.
Keywords: heat resistant thermoplastics, cardo polymers, friction, molecular mass, crystallinity, XPS.

Проведенная работа основана на исследовании трения трех полимерных антифрикционных групп термостойких термопластов:

- аморфных линейных термопластов с «гладким молекулярным профилем» типа полиариленэфиркетонов (ПАЭК) и полисульфона (ПСФ);
- кристаллических линейных полимеров – полиэфирэфиркетона (ПЭЭК) и полифениленсульфида (ПФС).

Основной вывод из проведенной работы заключается в создании научной концепции связи химического строения термостойких термопластов различной химической и физической структуры с их трибологическими свойствами.

При разработке общей концепции связи химического строения и трения исходили из связи сухого трения термопластов с тангенциальными сдвиговыми усилиями в поверхностном слое, а следовательно с энергией межмолекулярного взаимодействия ($E_{ММВ}$), включающей слабое дисперсионное ($E_{дисп.}$) и сильное диполь-дипольное ($E_{дип-дип}$) взаимодействия. Рост слабого $E_{дисп.}$ должен снижать сдвиговые усилия и соответственно снижать молекулярную составляющую силы трения ($F_{мол.}$). Это приводит к тому, что в термостойких трибостабильных термопластах связь между химическим строением полимера и трением осуществляется через влияние слабого дисперсионного взаимодействия ($E_{дисп.}/E_{ММВ}$) на $F_{мол.}$. Рост вклада $E_{дисп.}$ в $E_{ММВ}$ приводит к понижению $F_{мол.}$ и, соответственно, к понижению силы трения при условии сохранения величины общего значения силы трения.

Хотя обе составляющие силы трения ($F_{мол.}$ и $F_{мех.}$) взаимозависимы, в каждом конкретном случае трения постоянно сохраняется вклад химического строения испытуемого полимера, выраженный через вычисляемую величину дисперсионной составляющей $E_{ММВ}$. Именно вклад хим.строения определяет возможность либо невозможность использования полимера в качестве

антифрикционного материала, иными словами исходя из уровня его **антифрикционности**. Как правило, вклад слабого дисперсионного взаимодействия в антифрикционных термостойких термопластах составляет более 60% от общей $E_{ММВ}$.

Таблица 1. Значения вклада энергии дисперсионного взаимодействия в общую энергию межмолекулярного взаимодействия (Едисп/Еммв) и коэффициенты трения термостойких термопластов

	Линейные аморфные	**$\eta_{пр}$, дл/г***	**$E_{ММВ}$, кДж/моль**	**Едисп/Еммв, %**
Термостойкие термопласты	ПАЭК-1	2.49	421	82
	ПАЭК-2	0.5		
	ПСФ	0.5	461	68
	Кристаллические	Кристалличность		
	ПЭЭК (литьевой)	0.3	258	91
	ПФС (литьевой)	0.3	73	91
Полиоксадиазольные армирующие волокна		0.73	144	63

Примечание. *приведенная вязкость

Для проверки предсказательной способности установленной зависимости сравнивали трение ПАЭК и ПСФ одинаковой приведенной вязкости, но с разными значениями дисперсионной составляющей $E_{ММВ}$, т.е. химического строения. Полисульфон, с пониженным значением дисперсионной составляющей, по сравнению с ПАЭК, является материалом с резко возросшей амплитудой колебания в условиях трения. Это, вероятно, связано с вкладом химического строения электроноакцепторной группы SO_2. ПАЭК, с тем же значением приведенной вязкости, но высоким показателем дисперсионной составляющей, хотя и имеет повышенный коэффициент трения до 0.45-0.5, сохраняет стабильность в течение опыта (рис. 1).

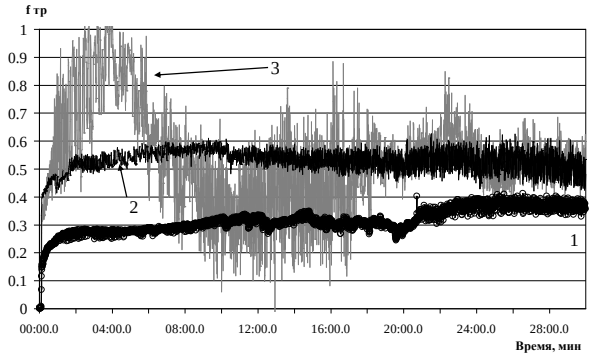


Рис. 1. **Зависимость коэффициента трения от продолжительности испытаний: (1) – ПАЭК с $\eta_{пр}$ = 2,49 дл/г, (2) – ПАЭК с $\eta_{пр}$ = 0,5 дл/г, (3) – ПСФ с $\eta_{пр}$ = 0,5 дл/г**

Естественно, что наряду с химическим строением термопластов, на характер развивающихся процессов трения влияют и физические свойства полимерного тела. В случае термопластичных полимеров они определяются в первую очередь его молекулярной массой. На рис. 1 видно, что повышение молекулярной массы (вязкости) с 0,5 до 2,49 приводит к резкому понижению коэффициента трения в первый период с 0,5 до 0,3, а в конце эксперимента с 0,5 до 0,35. Наряду с понижением абсолютного значения коэффициента трения повышается и стабильность процесса, амплитуда колебания коэффициента трения.

Методиками определения молекулярно-массового распределения (ММР) и рентгеновской фотоэлектронной спектроскопии (РФЭС) удалось показать, что основное преимущество высокой M_W в линейных аморфных полимерах ПАЭК заключается в создании деструктированной поверхности позволяющей реализовать положительный градиент механических свойств. В результате удается сформировать поверхность из глубоко деструктированного полимера и практически сохранившейся высокомолекулярной фракции. В процессе трения на поверхности оказывается менее термостойкая, более глубоко деструктированная низкомолекулярная фракция.

В ответственных узлах трения все чаще используют частично кристаллические полимеры: ПЭЭК и ПФС. Кристалличность, равно как и повышение молекулярной массы в аморфных полимерах улучшает трибологические свойства термопластов, характеризующихся высоким вкладом дисперсионных сил в межмолекулярное взаимодействие (табл.1). Вероятно, трение улучшается за счет повышения физико-механических свойств в зоне фрикционного контакта. Предполагается, что в этом случае на поверхности формируется дискретная поверхность на надмолекулярном уровне, что способствует формированию положительного градиента механических свойств (рис. 2).

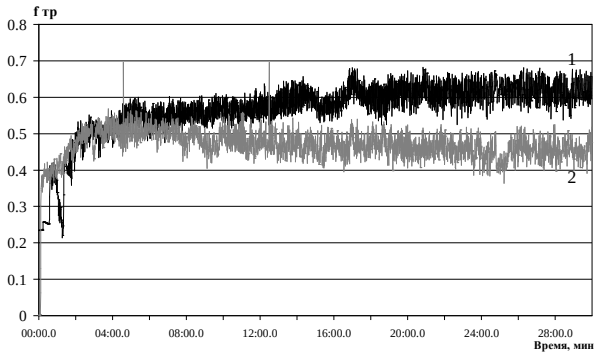


Рис. 2. **Зависимость коэффициента трения от продолжительности испытаний: (1) – ПЭЭК, (2) - ПФС**

В каждом классе полимеров, обладающих антифрикционностью, имеются особенности, ограничивающие возможность некоторых представителей данного класса использование их в качестве антифрикционных материалов. Это не касается молекулярной массы полимеров, которая должна быть на максимально допустимом уровне, для каждой из рассматриваемых групп.

Таким образом, показано, что связь различных групп линейных аморфных и кристаллических полимеров исходит из решающего вклада химического строения в их трение. Введено представление об антифрикционности этих

полимеров, как опосредованного выражения химического строения и потенциальной возможности получения на этой основе антифрикционного материала. Антифрикционность при помощи расчетного метода может быть представлена как отношение вклада энергии дисперсионного взаимодействия в общую энергию межмолекулярного взаимодействия, что позволяет предварительно оценить возможности использования полимера в качестве антифрикционного материала.

Выражаем благодарность за поддержку Проекту президиума РАН 1.16

[1] Краснов А.П., Мить В.А., Афоничева О.В., Рашкован И.А., Казаков М.Е. Трибохимически активные и трибостабильные полимеры и полимерные системы // Трение и износ. – 2002, Т. 23, №4, 397-410.
[2] Буяев Д.И., Краснов А.П., Наумкин, А.В., Юдин, А.С., Афоничева, О.В., Голубь А.С., Горошков М.В., Бузин, М.И. Влияние химического строения полиарамидных и полиоксадиазольных волокон на трение органопластов //Трение и износ. – 2016, Т. 37, №4, 452-459.
[3] Горошков М.В., Шапошникова В.В., Аскадский А.А., Благодатских И.В., Наумкин А.В., Салазкин С.Н., Краснов, А.П. Влияние молекулярной массы полиариленэфиркетонов на трибологические свойства //Трение и износ. – 2018, Т. 39, №2, 149-156.
[4] Краснов, А.П., Аскадский А.А., Горошков М.В., Шапошникова В.В., Салазкин С.Н., Наумкин А.В., Сорокин А.Е., Соловьева В.А. Влияние химического строения термостойких термопластов на трение по стали // Доклады Академии наук. – 2018, Т. 479, №6, 639-644.

ФРИКЦИОННЫЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ СИНТЕТИЧЕСКИХ И ИСКУССТВЕННЫХ ВОЛОКОН

[1]Криволапов П.Н., Савич В.В., Лешок А.В.

E-mail: K_Peter@tut.by

[1]Государственное научное учреждение Институт порошковой металлургии, Минск, Беларусь.

Статья посвящена проблематике выбора основных компонентов фрикционного композиционного материала на основе искусственных и синтетических волокон, определению применимости основных типов доступных волокнистых наполнителей - целлюлозных и синтетических волокон, в технологии получения фрикционных композиционных материалов методом бумажного производства.

Ключевые слова: фрикционный диск, фрикционный материал, трение, коэффициент трения, волокнистый нополнитель, бумажный фрикционный материал

FRICTION COMPOSITE MATERIALS BASED ON SYNTHETIC AND ARTIFICIAL FIBERS

Kryvalapau P., Savich V., Leshok V.

The article is devoted to the problem of choosing the main components of a friction composite material based on artificial and synthetic fibers, determining the applicability of the main types of available fibrous fillers, cellulose and synthetic fibers, in the production of friction composite materials by the paper production method.

Keywords: friction disk, friction material, friction, friction coefficient, fibrous filler, paper-based friction material

Введение

В узлах трения современной техники (тормоза, муфты сцеплений трансмиссий и др.), производимой как отечественными, так и зарубежными предприятиям автотракторостроения применяются не только полимерные, спеченные порошковые, но и так называемые «бумажные» фрикционные диски [1,2]. Подобные бумажные фрикционные диски производит австрийская фирма MIBA и поставляет ОАО БелАЗ для комплектации многодисковых маслоохлаждаемых тормозных механизмах (ММОТ) карьерных самосвалов особо большой грузоподъемности.

Бумажные фрикционные диски по сравнению полимерными или порошковыми имеют следующие преимущества [2]:

- наличие пористой структуры в сочетании с высокими упруго-пластичными свойствами;
- низкое отношение статического к динамическому коэффициенту трения
- высокая энергоемкость;
- высокая износостойкость при работе в масляной среде – интенсивность изнашивания $I_h <= 2{,}0x10^{-8} cm^3/J$;
- высокий динамический коэффициент трения (μ_d) 0,10 – 0,14;
- высокий статический коэффициент трения (μ_s) $\geq$ 0,14.

В качестве недостатков фрикционной бумаги следует назвать чувствительность к механическим повреждениям и низкую термостойкость в случае

отказа системы охлаждения или при движении в аварийном режиме.

Типичный состав бумажного фрикционного материала – матрица на основе целлюлозных или иных волокон и минеральные, металлические или иные добавки, влияющие на формирование комплекса эксплуатационных свойств фрикционного материала, к которым относятся интенсивность износа, стабильность и величина коэффициента трения, долговечность, термостойкость, тепловая адсорбция и совместимость с маслами и их добавками [3].

Цель данной работы - определение применимости основных типов доступных волокнистых наполнителей - целлюлозных и синтетических волокон, в технологии получения фрикционных композиционных материалов методом бумажного производства.

Материалы и методы исследований

Фрикционные бумажные материалы, состоящие из «сырой бумаги» (хлопковые листы или целлюлозные волокна) в сочетании с термореактивной смолой, успешно использовались в автотракторной технике с конца 50-х годов XX века. Имея низкую стоимость, хорошую производительность изготовления и относительную простоту производства, успешно используются в узлах мокрого трения.

Представляется перспективным использование углеродного волокна в качестве матрицы фрикционного материала из-за его высокой стойкости к высоким температурам и низкому износу, в сочетании с ожидаемым достаточно высоким и стабильным коэффициентом трения. Однако широкое применение этих материалов ограничено их высокой стоимостью [4].

Компонентами фрикционных материалов на основе целлюлозных волокон, помимо самих целлюлозных волокон, являются самые разнообразные материалы в дисперсной форме или в форме волокон – металлы, керамика, стекла, полимеры, технический углерод и т.п. В своей массе рассматриваемые фрикционные материалы - многокомпонентные композиционные материалы – включающие в себя разные наполнители. Наполнитель определяет прочность, жесткость, деформируемость материала, его триботехнические характеристики, а матрица обеспечивает монолитность материала, передачу напряжения в наполнителе и стойкость к различным внешним воздействиям [5].

Классификация наполнителей фрикционных материалов различной природы представлена на рисунке 1.



Рис. 1. **Типы наполнителей по природе происхождения**

Конечные свойства материалов зависят не только от физико-химических свойств наполнителей, но так же и от геометрии компонентов наполнителей: дисперсные или волокнистые. Наиболее распространенными среди них являются стекловолокна, углеволокна, хлопчатобумажные и синтетические волокна, а также отходы их производства. Можно использовать также моноволокна в виде монокристаллов, усов оксидов металлов и металлоидов [6]. Использование рубленого волокна, особенно коротковолокнистого, позволяет перерабатывать их в изделия методами технологии бумажного производства. Установлено [6], что оптимальная концентрация свойств композиционного фрикционного материала достигается при содержании рубленых волокнистых наполнителей 10–30% масс.

В зависимости от физико-химических свойств волокна, прочностные и триботехнические свойства композита могут превышать аналогичные показатели полимерной матрицы в десятки и даже сотни раз. Так, например, использование отдельных видов волокон, позволяет довести модуль упругости композита, на эпоксидном связующем до 100–300 ГПа. Притом, что модуль упругости ненаполненного эпоксиполимера составляет всего 3–6 ГПа [7].

В данной работе в качестве матриц использовались следующие материалы:

- целлюлозные волокна ориентировочным средним диаметром 25 мкм и длиной 20-2500 мкм;
- арамидные волокна ориентировочным средним диаметром 15 мкм и длиной <1 мм;
- углеродные волокна ориентировочным средним диаметром 6-10 мкм и длиной 0.1-1 мм.

Разработанная нами технология изготовления экспериментальных образцов композиционных фрикционных материалов на основе целлюлозных волокон воспроизводит традиционный процесс изготовления бумаги с фильтрацией композитной смеси на отливном сите [8]. Отлитые образцы сушили 1 час в сушильном шкафу при температуре 80 °С.

Для придания материалу повышенной теплостойкости и стойкости к смазывающим жидкостям и их компонентам, сухие образцы пропитывали раствором кремнийорганической смолы и фенолоформальдегидной смолы новолачного типа в органических растворителях [9,10].

Экспериментальные образцы представляли собой диски диаметром 100 мм толщиной 5 мм, наклеенные на стальную основу (рисунки 2-3).

Для получения маслоотводящих канавок полученные образцы дисков сдавливали на прессе с использованием прессформы оригинальной конструкции с усилием 500 кг, или методом механической обработки (фрезеровкой).

Исследования микроструктуры образцов проводили на СЭМ Mira-TeScan.

Трибологические исследования проводили на испытательном стенде ИМ-58, согласно методики



Рис. 2. **Диск-заготовка из композиционного фрикционного материала на основе целлюлозных волокон.**



Рис. 3. **Стальная основа и экспериментальный образец фрикционного диска на целлюлозной основе.**

Таблица 1. **Условия проведения испытаний на стенде ИМ-58**

Момент инерции Н·м·с	**Удельная нагрузка, МПа**	**Начальная скорость скольжения, м/с**	**Материал контртела**
0,6839	1.1	9,0	Сталь 45, твердость 38 – 40 HRC

проведения испытаний фрикционных материалов на целлюлозной основе МИ1 – 2012 при следующих условиях (таблица 1).

Результаты исследований и их обсуждение

Структура полученного фрикционного материала является пористой и деформируемой. На фотографиях структуры (рисунок 4). хорошо различимы волокнистый наполнитель, дисперсные добавки и частицы полимерного связующего.

Наличие пористой структуры во фрикционном материале наиболее важно, так как во время работы именно поры обеспечивают в материале циркуляцию масла, выступающего в роли смазки и охладителя.

Результаты триботехнических испытаний исследованных образцов представлены на рисунке 5.

Результаты исследований свидетельствуют об отсутствии значимых различий в триботехнических характеристиках и структуре испытанных образцов с матрицей из разных волокон. Это позволяет сделать выводы о применимости в качестве основы широкого типа материалов различных по природе происхождения, и их комбинаций.

Отчетливо видно из рис.5 и то, что величину коэффициента трения и динамику торможения определяют наполнители, а не матрица. При

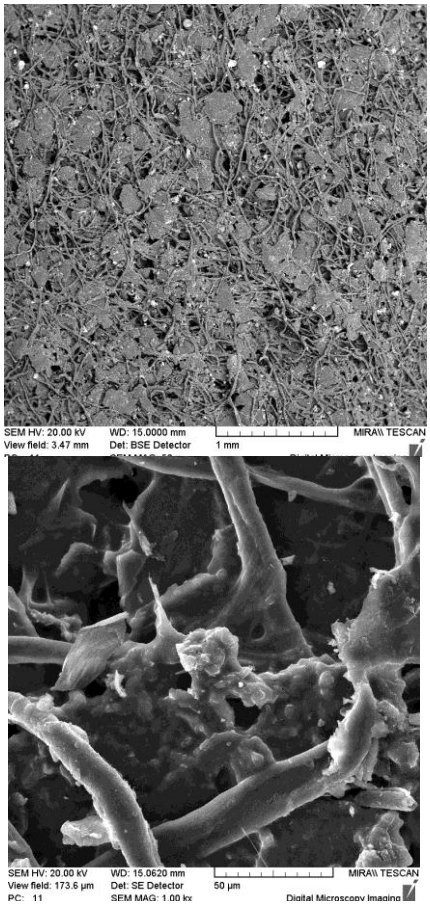


Рис. 4. **Фотографии микроструктуры фрикционного материала на целлюлозной основе**

одинаковом составе и содержании наполнителей в трех разных фрикционных композиционных материалах на основе синтетических и целлюлозных волокон их триботехнические характеристики практически одинаковы.

Выводы.

Полученные результаты будут применены при разработке технологических приемов создания фрикционных материалов на основе синтетических и целлюлозных волокон, разработке составов и технологии производства высокоэффективных фрикционных материалов для эксплуатации в предохранительных и передающих узлах автотракторной техники.

Ожидается в перспективе, что создание современных отечественных фрикционных материалов на целлюлозной основе, основные компоненты для производства которых производятся в Республике Беларусь, позволит сэкономить значимые валютные средства и снизить затраты на разработку и производство новой наукоемкой инновационной продукции.

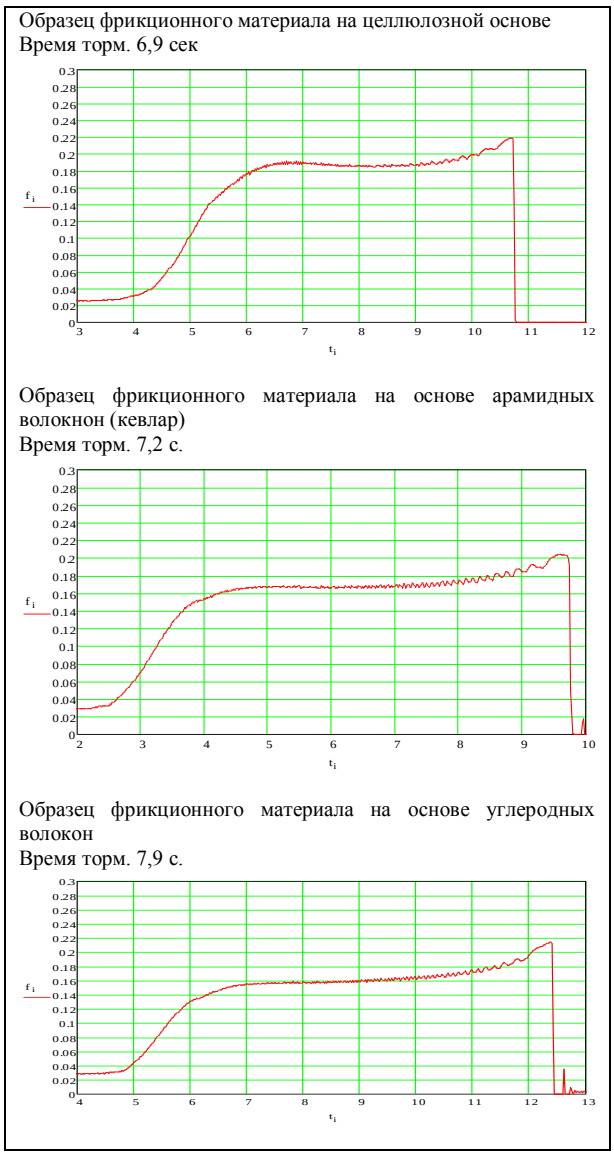


Рис. 5. **Результаты триботехнических испытаний исследованных образцов**

[1] Федорченко, И.М. Современные фрикционные материалы, [Текст] / И.М. Федорченко, В.М. Крячек, И.И. Панаиоти. - Киев: Наукова думка, 1975. - 334

[2] Хебда, М. Справочник по триботехнике в 3-х томах, [Текст] / М. Хебды, А.В. Чичинадзе - М.: Машиностроение, 1992. – 416 с.

[3] Kitahara, S. Present and Future Trends in Wet Friction Materials, [Text] / S. Kitahara, T. Matsumoto - Japanese Journal of Tribology, 1994. 39(12): pp. 1451-1459

[4] Кудрявцев, Г.И. Термо-жаростойкие и негорючие волокна, [Текст] / Г.И. Кудрявцев, А.М. Щетинин, А. А. Конкина - М.: Машиностроение, 1978. – 216 с.;

[5] H. Gao, Friction characteristics of a paper-based friction material, [Text] /, G. C. Barber, H. Chu International Journal of Automotive Technology, Vol. 3, No. 4, pp. 171-176 (2002).

[6] Ito, K. Designing Paper Type Wet Friction Material for High Strength and Durability, [Text] / K. Ito, K.A. Barker, M. Kubota, S. Yoshida SAE Technical Paper Series 1998, No. 982034, 1 – 7.

[7] Перепелкин, К. Е. Структура и свойства волокон, [Текст] / К.Е. Перепелкин - М.: Химия, 1985. - 208 с.

[8] Комаров, В.И. Технология целлюлозно-бумажного производства, [Текст] / В.И. Комаров [и др.]; под общ. ред. П.С. Осипова. – в 3 т. – Т. 2. Производство бумаги и картона. Ч 1: Технология производства и обработки бумаги и картона / В.И. Комаров [и др.]; под общ. ред. П.С. Осипова. – СПб.: Политехника, 2005. – 423 с.

[9] Крылатов, Ю.А. Проклейка бумаги, [Текст] / Ю.А. Крылатов, И.Н. Ковернинский. – М.: Лесная пром-сть, 1987.- 228 с.

[10] Петров, А.П. Поверхностная проклейка бумаги и картона, [Текст] / А.П. Петров. – М.: Лесная пром-сть, 1968. – 80 с.

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ НАНОКЛАСТЕРОВ ЗОЛОТА В СОСТАВЕ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

[1]Кужаров А.А., [1]Неверов И.Ю., [1]Герасина Ю.С., [2]Коломийцев А.С., [2]Федотов А.А., [2]Солдатов М.А., [2]Солдатов А.В.

E-mail: akuzharov@gmail.com

[1]Донской государственный технический университет, Ростов-на-дону, Россия;
[2]Южный федеральный университет, Ростов-на-дону, Россия.

В представленной работе получены нанокластеры золота и изучены с помощью методов физико-химических исследований (динамического рассеяния света, атомно-силовой и растровой электронной микроскопии). Триботехнические возможности наночастиц золота в составе смазочной композиции показали, что размер наночастиц оказывает непосредственное влияние на триботехнические характеристики смазочных композиций.

Ключевые слова: нанокластеры золота, смазочные композиции, триботехнические свойства, трибология, нанотрибология.

TRIBOLICAL OPPORTUNITIES OF GOLD NANOCLUSTERS IN THE LUBRICANTS COMPOSITION

Kuzharov A.A., Neverov I.Yu., Gerasina Yu.S., Kolomijcev A.S., Fedotov A.A., Soldatov M.A., Soldatov A.V.

Nanoclusters of gold were obtained and studied by using methods of physico-chemical studies (dynamic light scattering, atomic force and scanning electron microscopy). Tribotechnical properties of gold nanoparticles in the composition of the lubricant composition have shown that the size of nanoparticles have a direct influence on the tribotechnical characteristics of lubricant compositions.

Keywords: gold nanoclusters, lubricating compositions, tribotechnical properties, tribology, nanotribology.

Проблемы трения и износа стоят перед человечеством как нельзя остро, поскольку ежедневно используется миллионы пар трения, которые нуждаются в современных смазочных материалах. На сегодняшний день большое распространение получили смазки, содержащие металлоплакирующие компоненты. Основу таких добавок составляют мягкие d-металлы, такие как медь [1,2,3], олово [4] и т.д. [5], поскольку они легко формируют пленку переноса на поверхностях трения, которая в свою очередь уменьшает фрикционное взаимодействие и увеличивает срок службы компонентов трибосистем. Ввиду ряда причин некоторые металлы, в том числе и золото, остаются без должного внимания и их триботехнические характеристики в составе смазок изучены крайне скудно [6], а непосредственное влияние размера металлоплакирующих компонентов на триботехнические свойства не изучены и вовсе. Данная работа и направлена на восполнение этих пробелов.

Наночастицы золота получали цитратным методом [7]. Этот метод позволяет варьированием параметров эксперимента контролировать размер получаемых наночастиц золота. Образование нанокластеров регистрировалось по изменению окраски раствора на красно-малиновый.

Для выявления диапазона размеров частиц, полученные наносуспензии золота, исследовались методом динамического рассеяния света, результаты которого представлены на Рис. 1. Как видно, распределение частиц по размерам лежит в диапазоне от 1 до 100 нм, что позволяет отнести полученные частицы к наноматериалам. Меняя параметры синтеза был получен ряд образцов с разным распределением по размерам, но все они содержали наноразмерные частицы менее 100 нм.

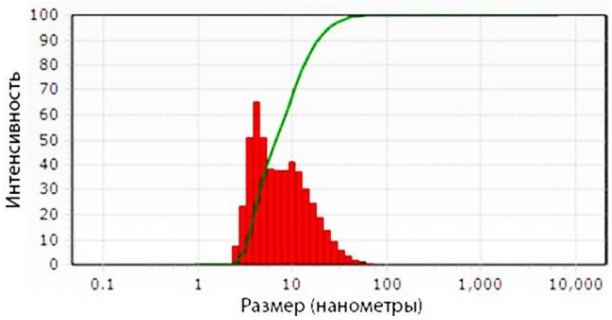


Рис. 1. **Распределение по размерам нанокластеров золота методом динамического рассеяния света.**

Результаты атомно-силовой и растровой электронной микроскопии (Рис. 2) подтверждают данные, полученные динамическим рассеянием света. Как видно, золотые наночастицы имеют форму, близкую к сферической, а их размер составляет менее 100 нм. Основой кластеров являются частицы от нескольких до десятков наонметров. При недостаточном количестве стабилизатора они склонны к агрегации и укрупнению.

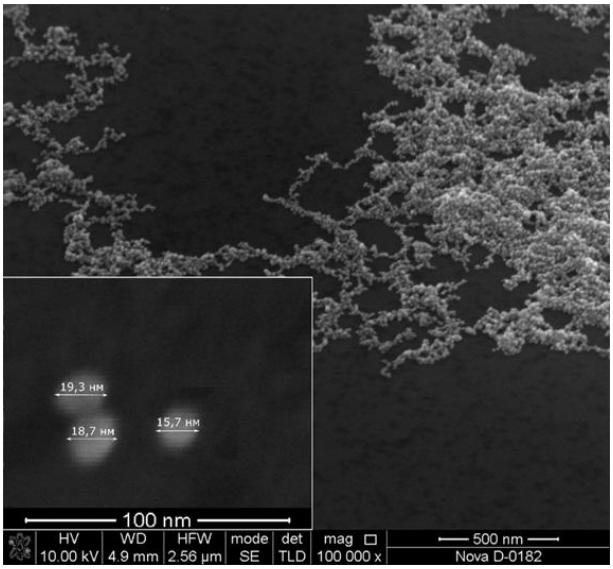


Рис. 2. **Электронная микроскопия наночастиц золота.**

Представленные результаты позволяют предположить, что наночастицы золота могут оказаться эффективным инструментов для повышения триботехнических характеристик смазочных трибосистем за счёт того, что наночастицы быстро и эффективно будут заполнять нано- и микронеровности фрикционного контакта, что позволит образовать на поверхности сложные по составу металлические и металлорганические плёнки, что уже обсуждалось в [8]. Образование таких плёнок на поверхности приводит к снижению износа и повышению трибологических характеристик смазочных материалов.

Триботехнические испытаний наночастицы золота в составе жидких смазочных материалов проводились на четырёхшариковой машине трения по ГОСТ 9490-75. Смазочной основой являлась модельная смазочная среда – глицерин. Испытания смазочных материалов проводились с образцами, полученными при разных параметрах синтеза, что позволило получить смазки, содержащие наночастицы Au (Au 1, Au 2, Au 3, Au 4) в широком диапазоне размеров. Результаты противоизносных испытаний (Рис. 3) практически всех образцов продемонстрировали повышение противоизносных характеристик смазок, содержащих полученные наночастицы золота, по сравнению со смазочной основой: износ уменьшился на 10%. Это подтверждает мысль о том, что наноразмерные металлы эффективны в качестве добавок к смазочным материалам.

Испытания на несущую и предельную нагрузочную способности смазочных композиций показали, что образцы, с добавлением наночастиц золота, также демонстрируют более высокие трибологческие показатели в сравнении с чистым глицерином: нагрузка сваривания увеличилась на 27%, а индекс задира увеличился на 36%. Полученные данные свидетельствует о том, что смазочные материалы, содержащие наночастицы

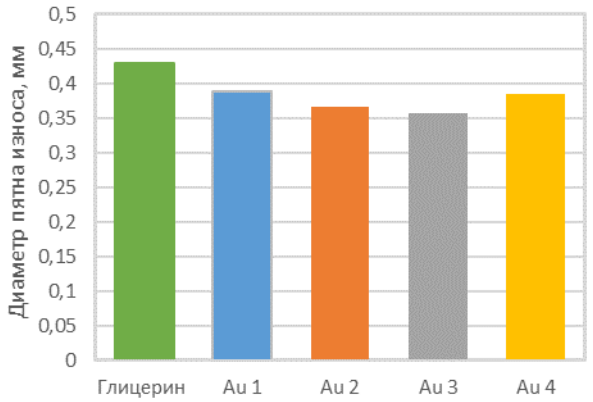


Рис. 3. **Триботехнические характеристики смазочных материалов (диаметр пятна износа), содержащих наноразмерные частицы золота. Au 1, Au 2, Au 3, Au 4 – смазки, содержащие наночастицы, полученные при разных технологических параметров синтеза, и их сравнение со смазочной основой – глицерином.**

золота, являются эффективным средством для повышения трибологических свойств смазочных основ.

Кроме этого, триботехнические испытания смазок, содержащих наночастицы золота различных размеров, продемонстрировали, что размер частиц является одним из важнейших факторов, влияющих на трибологию смазок: с уменьшением размера частиц золота, происходит рост триботехнических характеристик смазочной среды.

[1] Tarasov S, Kolubaev A, Belyaev S, Lerner M, Tepper F. Study of friction reduction by nanocopper additives to motor oil. Wear 2002; 252: 63-69.
[2] Кужаров А.А., Милов А.А., Герасина Ю.С., Нгуен Х., Тищенко А.В., Ломаченко К.А., Солдатов А.В. Нанотрибология кластеров меди // Российские нанотехнологии. – 2016, Т.11, № 9-10, С. 69-75.
[3] Yu He-long, Xu Yi, Shi Pei-jing, Xu Bin-shi, Wang Xiao-li, and Liu Qian. Tribological Properties and Lubricating Mechanisms of Cu Nanoparticles in Lubricant // Trans. Nonferrous Met. Soc. China. — 2008 (18), 636-641
[4] E.Feyzullahoğlu, A.Zeren, M.Zeren. Tribological behaviour of tin-based materials and brass in oil lubricated conditions // Materials & Design, Volume 29, Issue 3, 2008, pp 714-720.
[5] Juozas Padgurskas, Raimundas Rukuiza, Igoris Prosyčevas, Raimondas Kreivaitis. Tribological properties of lubricant additives of Fe, Cu and Co nanoparticles. Tribology International 60 (2013): 224-232.
[6] Guo Y.B., Wang D.G., Liu S.H., Zhang S.W. Fabrication and tribological properties of polyelectrolyte multilayers containing in situ gold and silver nanoparticles // Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects. 2013. T. 417. P. 1–9.
[7] Nikolina Hanžić, Tanja Jurkin, Aleksandar Maksimović, Marijan Gotić. The synthesis of gold nanoparticles by a citrate-radiolytical method // Radiation Physics and Chemistry, 106 (2015), 77–82.
[8] Кужаров А.А., Лукьянов Б.С., Кужаров А.С. Трибохимические превращения глицерина // Трение и износ. 2016. Т. 37. № 4. С. 436-445.

ВЛИЯНИЕ ВТОРИЧНЫХ СТРУКТУР НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ СТАЛЬНОГО КОНТРТЕЛА ПРИ РАБОТЕ С ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМИ АЛЮМИНИЕВЫМИ ПОДШИПНИКОВЫМИ СПЛАВАМИ

[1]Кузнецова Е.В., [1,2]Гершман И.С., [1,2]Миронов А.Е., [1]Подрабинник П.А.

E-mail: evkuznetsova11@gmail.com

[1]ФГБОУ ВО «МГТУ «СТАНКИН», Москва, Россия;
[2]АО «ВНИИЖТ», Москва, Россия.

В статье рассмотрены вторичные структуры, образующиеся на поверхности трения стали после проведения трибологических испытаний с экспериментальными алюминиевыми подшипниковыми сплавами. Описано влияние отдельных элементов вторичных структур на износостойкость стального контртела.

Ключевые слова: трение, износ, сталь 38ХН3МА, вторичные структуры, подшипники скольжения.

THE EFFECT OF SECONDARY STRUCTURES ON WEAR RESISTANCE OF STEEL COUNTERBODY OPERATING WITH EXPERIMENTAL ALUMINUM ALLOYS FOR SLIDE BEARINGS.

Kuznetsova E.V., Gershman I.S., Mironov A.E., Podrabinnik P.A.

The secondary structures on the surface of steel counterbody after friction with an experimental high-alloyed aluminum have been investigated. The influence of individual elements of secondary structures on the wear resistance of a steel counterbody is described.

Keywords: friction, wear resistance, steel, secondary structures, slide bearings.

Введение

На предыдущих этапах исследования были разработаны и изготовлены многокомпонентные алюминиевые антифрикционные сплавы для монометаллических подшипников скольжения с различным содержанием олова (среднеоловянистые от 8,7 до 11,0 % Sn и низкооловянистые от 5,4 до 7,6 % Sn) [1,2]. В результате проведения механических и трибологических испытаний было установлено, что экспериментальные сплавы превосходят по триботехническим свойствам антифрикционную бронзу БрО4Ц4С17 и не уступают ей по значениям механических свойств [3-6]. Таких показателей удалось достичь, благодаря использованию комплексного легирования алюминиевых сплавов, которое оказывает существенное влияние на их способность к самоорганизации поверхности трения – образование слоя вторичных структур, отличных от начальной структуры литых сплавов. При этом происходит перераспределение легирующих элементов между поверхностью трения и внутренними областями сплава, взаимодействие со смазкой и стальным контртелом, а также с образовавшимися продуктами износа [4,5,7,8].

Образовавшиеся вторичные структуры вносят существенный вклад на прохождение процессов трения. Их анализ позволяет определить влияние каждого обнаруженного элемента во вторичных структурах на триботехнические параметры пары трения [5,9,10].

Цель настоящей работы заключалась в установлении взаимосвязей между составом вторичных структур образующихся на поверхности трения стали после проведения трибологических испытаний с экспериментальными алюминиевыми подшипниковыми сплавами и ее износостойкостью.

Материалы и методы исследования

Объектом исследования являлись ролики из высоколегированной хромо-никелевой стали 38ХН3МА, полученные из натуральных коленчатых валов двигателей дизельных тепловозов 2ТЭ116У и 2ТЭ25К. Изучению подвергались поверхности стали до и после проведения испытаний на трение в паре с разработанными экспериментальными алюминиевыми сплавами [1,2]. Химический состав стальных образцов до начала испытаний представлен в таблице 1.

Исследование микроструктуры и химический анализ поверхности стальных образцов в исходном состоянии и после трения проводились на сканирующем электронном микроскопе (СЭМ) «Tescan Vega 3» (Чешская Республика), оснащенном модулем для энергодисперсионного анализа (ЭДА) «Oxford Instruments» (Великобритания).

Таблица 1. **Химический состав стальных образцов до проведения трибологических испытаний**

Объект исследования	**Содержание элементов, % масс.**												
	Ni	Cr	Mn	Si	C	Mo	Fe	Cu	P	S	Al	V	Nb
Стальные ролики до трения	2,80	0,68	0,63	0,30	0,35	0,48	94,42	0,087	–	0,01	0,018	0,185	0,013

Изображения поверхностей трения получали при различных увеличениях (×100, ×500 и ×5000), что позволяло изучать участки различной площади и определять на них изменения химического состава поверхности стали в сравнении с исходным состоянием. Стальные образцы после испытаний на трение проходили многоступенчатую очистку от остатков смазки: промывалась теплой водой, обезжиривались четыреххлористым углеродом, керосином и ацетоном, после чего еще раз промывались холодной водой. Методика и результаты проведения трибологических испытаний подробно описаны в статьях авторов [1-5]. Отметим только, что эксперименты проводились по схеме вал-подшипник в условиях граничного трения, в качестве смазки было использовано моторное масло М14В2. Полученные значения коэффициента трения и износа стали и сплавов занесены в таблицу 2.

Результаты и их обсуждение

Результаты микроструктурного и энергодисперсионного анализа поверхности стальных образцов до и после трения показали, что для стальных образцов прошедших трибологические испытания характерна неоднородная бороздчатая структура поверхности с наличием налипаний и выровов различного размера и химического состава, образованных с участием элементов стали, сплава и смазки. На рисунке 1 представлен вид характерной микроструктуры стальной поверхности после трения со сплавом АО 5,8 и изображены карты распределения элементов вторичных структур.

Выявлено, что несмотря на одинаковый состав исходного материала, на образцах, работавших с различными марками алюминиевых антифрикционных сплавов образовались отличные по составу вторичные структуры. В таблице 2 приведены усредненные значения состава вторичных структур на поверхности трения стали, после проведения трибологических испытаний с экспериментальными сплавами.

Из представленных в таблице 2 результатов видно, что в сравнении с химическим составом исходного образца стали в образовавшихся вторичных структурах произошло увеличение содержания углерода и кислорода, из смазки на поверхности появились хлор и фтор, а с поверхности антифрикционного сплава произошел перенос алюминия. Сделав перерасчет легирующих элементов, входящих в состав стали и вычитая кислород, алюминий, хлор и фтор, ограничив углерод при этом до 0,3%, как в исходном состоянии, получили, что концентрация в поверхностном слое большинства легирующих элементов существенно изменилась.

По содержанию железа поверхности образцов мало отличаются от исходного состояния (табл.1) и имеют малый разброс его содержания (93,7 – 94,9% Fe). Для хрома и никеля произошло заметное увеличение их содержания (0,8 - 1% Cr и 2,9 - 3,0% Ni), что указывает на участие данных элементов в процессах самоорганизации при трении. Содержание марганца близко к исходному, что показывает на его малое влияние на триботехнические свойства. Концентрация кремния практически не изменилась (0,3% Si) при работе со всеми сплавами.

На всех рассматриваемых участках вторичных структур содержание углерода заметно увеличилось. Углерод, как основной элемент металлополимерных пленок вторичных структур, способен составлять более половины их массы, но отсутствует прямая зависимость содержания кислорода от содержания углерода, т.е. для разных образцов формулы органической компоненты вторичных структур различаются. Для поверхности трения работавшей с низкооловянистыми сплавами содержание углерода более всего увеличилось при работе со сплавом АО 5,8 – в 1,55 раза, что, вероятно, положительно сказалось на свойствах этой трибопары. В остальных случаях содержание углерода либо незначительно возрастало (АО 6,4), либо уменьшалось (АО 7,6; АО 5,4). Это может свидетельствовать о прошедшем времени с момента отрыва или износа металлополимерной пленки до момента прекращения испытаний на трение.

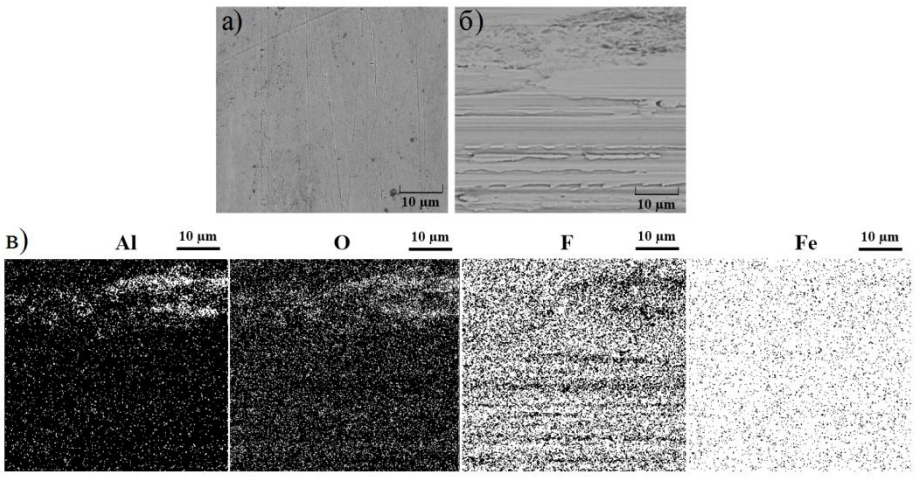


Рис. 1. **Поверхность стального ролика до трения (а) и после трения со сплавом АО 5,8 (б), характерные карты распределения элементов вторичных структур Al, O, F, Fe на поверхности трения (в)**

Таблица 2. **Химический состав вторичных структур на поверхности стали, после проведения трибологических испытаний с экспериментальными сплавами**

№ п/п	Наименование сплава, с которым работала сталь	Содержание элементов, % масс.													Износ стали, мг	Износ сплав, мг	Коэф. трения
		Ni	Cr	Mn	Si	Mo	Fe	Cu	Al	V	C	O	F	Cl			
1	АО 11	2,7	0,9	0,6	0,3	0,5	86,4	–	0,2	–	5,6	1,3	1,5	–	0,6	1,2	0,020
	Перерасчет	2,9	1,0	0,6	0,3	0,5	94,2	–	–	–	C_5	O	-	–			
2	АО 9,8	2,7	0,8	0,6	0,3	0,5	86,3	–	0,4	–	6,3	1,3	0,9	–	0,7	0,1	0,015
	Перерасчет	2,9	0,9	0,6	0,3	0,5	94,9	–	–	–	C_5	O	-	–			
3	АО 9,6	2,8	0,8	0,6	0,3	–	86,1	–	0,3	0,1	6,3	1,5	1,2	–	2,1	2,0	0,019
	Перерасчет	3	0,9	0,6	0,3	-	94,7	–	–	–	C_5	O	–	–			
4	АО 8,7	2,7	0,8	0,6	0,3	0,6	86,0	–	0,1	0,1	5,7	1,5	1,6	–	0,8	2,4	0,022
	Перерасчет	2,9	0,9	0,6	0,3	0,6	93,7	–	–	–	C_5	O	–	–			
5	АО 7,6	2,7	0,9	0,6	0,3	0,5	83,1	–	0,1	0,1	8,6	1,4	1,5	0,1	0,8	0,5	0,026
	Перерасчет	3,0	1,0	0,7	0,3	0,6	93,9	–	-	0,1	C_6	O	–	–			
6	АО 6,4	2,6	0,8	0,6	0,3	0,3	85,2	–	0,1	0,1	7,5	1,1	1,3	–	1,0	0,9	0,014
	Перерасчет	2,9	0,9	0,7	0,3	0,3	94,5	–	–	0,1	C_6	O	–	–			
7	АО 5,8	2,8	0,9	0,6	0,3	0,5	87,4	–	0,1	0,1	5,0	0,8	1,5	–	0,6	0,4	0,018
	Перерасчет	3,0	1,0	0,7	0,3	0,5	94,4	–	–	0,1	C_6	O	–	–			
8	АО 5,4	2,6	0,8	0,6	0,4	0,5	82,0	0,1	0,4	0,1	8,8	2,2	1,6	–	0,7	0,5	0,017
	Перерасчет	3,0	0,9	0,7	0,5	0,6	93,9	0,1	–	–	C_5	O	–	–			

На локальных участках поверхностей трения, работавших с низкооловянистыми сплавами количество молибдена, в зонах его максимального содержания, после трения во всех 4 случаях увеличилось в сравнении с исходным состоянием. Это свидетельствует о важности данного элемента для вторичных структур, т.к. рост концентрации составляет до 1,65 раза (АО 5,8) и сопровождается ростом содержания никеля, хрома при существенном присутствии фтора (1,36% F).

На всех исследуемых поверхностях трения обнаружен кислород в различных концентрациях, входящий в состав металлополимерной пленки. Интересные результаты получены по его содержанию на локальных участках. Выявлено, что на участках с максимальным содержанием железа кислород не присутствует, т.е. его содержание на данных участках составляет менее 0,1%, а вместо него обнаружено значительное содержание фтора (1,5% F). По картам распределения видно, что на участках, где присутствует фтор, отсутствует кислород (рис. 1).

Фтор содержится во всех вторичных структурах стальных образцов, работавших с экспериментальными сплавами. Карты распределения фтора в большинстве случаев совпадают с распределением железа (рис. 1), при этом в зонах, обогащенных алюминием и кислородом, содержание фтора снижается, также наличие фтора уменьшает значимость углерода и кислорода, мало влияя на металлические ингредиенты вторичных структур.

Отмечено взаимодействие элементов из стали с элементами сплава, главным образом с алюминием и, в меньшей степени, с медью и другими компонентами сплава. Содержание кислорода при этом пропорционально содержанию алюминия.

Исследуя состав, обнаруженных вторичных структур на поверхности трения стали, удалось выявить закономерности и определить элементы, вносящие наибольший вклад в уменьшение износа стального контртела. Было установлено, что содержание фтора и молибдена во многом определяет уровень триботехнических свойств пар трения. Для данных элементов были построены графики зависимостей влияния их содержания на значения износа стали и коэффициента трения (рис. 2), на которых: среднеоловянистые сплавы обозначены цифрами 1,2,3,4 и соответствуют АО 11; 9,8; 9,6; 8,7; низкооловянистые сплавы отмечены цифрами 5,6,7,8 и соответствуют АО 7,6; 6,4; 5,8; 5,4 (табл. 2).

Влияние фтора распространяется на все восемь пар трения. Из графика (рис. 2а) видно, что на износостойкости стали положительно сказывается повышение содержания фтора во вторичных структурах стальных образцов. Для низкооловя-нистых сплавов наблюдается уменьшение износа при увеличении концентрации фтора на поверхности трения. Для среднеоловянистых сплавов зави-симость содержания фтора описывается кривой с ярко выраженным максимумом износа, после которого износ снижается с повышением содержания фтора.

Тенденция увеличения коэффициента трения с ростом содержания на стали фтора наиболее ярко проявляется при взаимодействии стали со среднеоловянистыми сплавами (рис. 2 б). Для них коэффициент трения составляет ряд: 0,015 (2); 0,019 (3); 0,020 (1); 0,022 (4) при интервале концентраций фтора от 0,9 до 1,6% F. При работе с низкооловянистыми сплавами, за исключением сплава АО 7,6 (5), чей коэффициент трения выпадает из всех закономерностей, значения равны: 0,014 (6); 0,018 (7); 0,017 (5), что соответствует кривой с максимумом. В целом можно утверждать, что фтор, содержащийся во вторичных структурах на поверхностях трения стальных образцов, способствует росту коэффициента трения.

Молибден (рис. 2 в) является единственным элементом, входящим в состав стали 38ХН3МА, для которого точка максимального износа (2,1 мг) при работе со сплавом АО 9,6 укладывается в зависимость износа стали от содержания в его

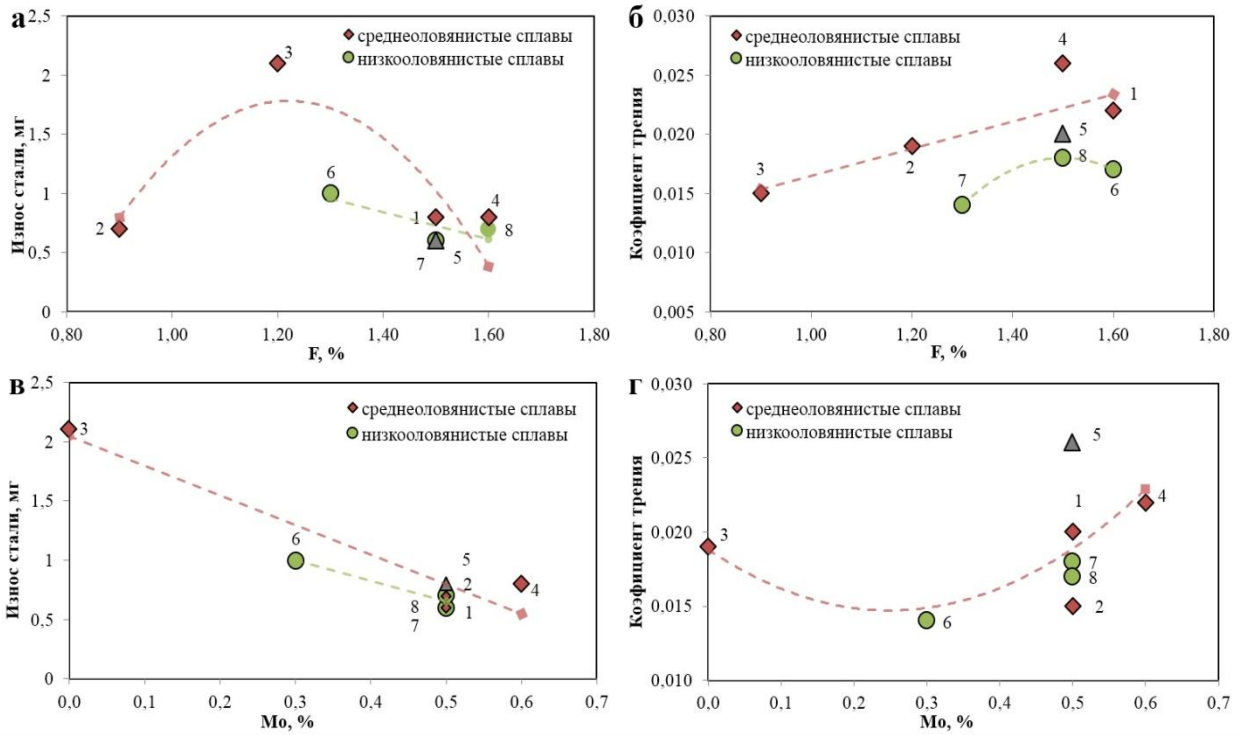


Рис. 2. **Влияние фтора и молибдена, содержащихся во вторичных структурах на износ стали (а,в) и коэффициент трения (б,г).**

вторичных структурах любого из компонентов стали. Тот факт, что максимум износа стали соответствует нулевому содержанию молибдена во вторичных структурах, а по мере увеличения содержания молибдена износ уменьшается, является ярким подтверждением благотворного влияния молибдена на износостойкость стальных образцов. Влияние молибдена на коэффициент трения (рис.2г) можно описать нелинейной зависимостью с минимумом значения коэффициента трения при 0,3% Mo, и его ростом с увеличением или уменьшением содержания молибдена во вторичных структурах на поверхности трения стальных образцов.

Выводы

Результаты, полученные по составу вторичных структур, образовавшихся на поверхностях трения стальных образцов, работавших с различными алюминиевыми антифрикционными сплавами, доказывают разнообразие процессов самоорганизации происходящих при создании вторичных структур. Именно отличия в составах вторичных структур обусловило разницу в триботехнических свойствах пары трения. Различные элементы стали, смазки и алюминиевых сплавов по-разному влияют на процессы самоорганизации и, в частности, на триботехнические свойства. Выявлено, что фтор и молибден, обнаруженные во вторичных структурах на поверхности трения, вносят существенный вклад в значения износостойкости стали и коэффициента трения.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки РФ по Соглашению о предоставлении субсидии № 14.577.21.0288, уникальный идентификатор RFMEFI57718X0288.

[1] Миронов А.Е. и др. Свойства новых литейных алюминиевых антифрикционных сплавов // Вестник машиностроения. 2016. №10. С. 64-66.
[2] Миронов А.Е. и др. Алюминиевые литейные антифрикционные сплавы с повышенной способностью к приспосабливаемости поверхностей трения // Вестник ВНИИЖТ. – 2017, Т.76, № 6, 336-340.Миронов А.Е.,
[3] Гершман И.С., Гершман Е.И. Взаимосвязь прочности и химического состава перспективных алюминиевых антифрикционных сплавов //Цветные металлы. – 2018, № 1, С. 74-79.
[4] Гершман И.С., Перетягин П.Ю., Миронов А.Е., Гершман Е.И. Описание процессов трибосистем и разработка износостойких материалов с использованием неравновесной термодинамики и теории самоорганизации//Вестник научно-исследовательского института железнодорожного транспорта. – 2016, Т. 75, № 5, С. 271-277.
[5] Миронов А.Е., Гершман И.С., Гершман Е.И., Железнов М.М. Взаимосвязь триботехнических свойств алюмининиевых сплавов с их химическим составом // Трение и износ. – 2017, Т. 38, № 2. С. 67-72.
[6] Алюминиевые сплавы антифрикционного назначения моногр. / Белов Н.А. [и др.]; под ред. А.Е. Миронова, Н.А. Белова, О.О. Столяровой. – М.: Изд. дом МИСиС, 2016. – 222 с.
[7] Fox-Rabinovich G., et al. Spatio-temporal behaviour of atomic-scale tribo-ceramic films in adaptive surface engineered nano-materials // Scientific Reports. – 2015. Т. 5. С. 8780.
[8] G. Fox-Rabinovich et al. Features of self-organization in ion modified nanocrystalline plasma vapor deposited AlTiN coatings under severe tribological conditions // Journal of Applied Physics. – 2007, Vol. 102. - № 7.
[9] Zonggang Mua Effect of the functional groups in ionic liquid molecules on the friction and wear behavior of aluminum alloy in lubricated aluminum-on-steel contact // Tribology International – 2005, Vol. 38, 725–731.
[10] A.E. Jimenez et al. 1-N-alkyl -3-methylimidazolium ionic liquids as neat lubricants and lubricant additives in steel–aluminium contacts // Wear – 2006, Vol. 260, 766–782.

АБРАЗИВНАЯ СТОЙКОСТЬ ДИСПЕРСИОННО-ТВЕРДЕЮЩИХ СПЛАВОВ НА НИКЕЛЬ-ХРОМОВОЙ И МЕДНО-БЕРИЛЛИЕВОЙ ОСНОВАХ

Кукареко В.А.

E-mail: v_kukareko@mail.ru

Объединенный институт машиностроения Национальной академии наук Беларуси, Минск, Беларусь.

Исследована структура и стойкость к абразивному изнашиванию дисперсионно-твердеющих сплавов на Ni-Cr и Cu-Be основах. Показано, что выделение при старении сплавов упрочняющих частиц, характеризующихся отрицательной величиной фактора несоответствия удельных атомных объемов матричной и выделившейся фаз (Δv/v<0), приводит к возрастанию интенсивности изнашивания сплавов.

Ключевые слова: дисперсионно-твердеющие сплавы, структура, абразивный износ.

ABRASIVE RESISTANCE OF PRECIPITATION HARDENING ALLOYS ON NICKEL-CHROME AND COPPER-BERYLLIC BASES

Kukareko V.A.

The effect of interphase strain on abrasive wear resistance of typical precipitation hardening Ni-Cr and Cu-Be alloys has been studied. It is shown that precipitation of particles with negative value of misfit factor between crystal lattices of parent and product phases (Δv/v<0) results in an increase of abrasive wear.

Keywords: precipitation hardening alloys, structure, abrasive wear.

Введение. Абразивное изнашивание, происходит в результате режущего или царапающего действия на поверхностные слои контактирующих материалов твердых тел - абразивных частиц [1]. Для абразивной стойкости материала важным обстоятельством является его способность оказывать сопротивление сжатию и сдвигу в условиях стесненной деформации [1], а интенсивность абразивного изнашивания зависит от твердости абразивных частиц и материалов пары трения. Несмотря на большой объем данных об абразивной стойкости различных материалов, систематизированные сведения о влиянии основных параметров структуры дисперсионно-твердеющих сплавов на их сопротивление абразивному изнашиванию практически отсутствуют. В частности, прочностные свойства таких материалов определяются их химическим составом, структурой, размером, морфологией и объемной концентрацией частиц выделившейся фазы, а также величиной и знаком полей упругих межфазовых деформаций, возникающих в матрице из-за различия удельных атомных объемов матричной (v_A) и выделяющейся (v_B) фаз. Мощность межфазовых деформаций характеризуется величиной фактора объемного несоответствия $\Delta v/v = (v_B - v_A)/v_A$. В связи с этим представляло интерес на примере типичных дисперсионно-твердеющих Ni-Cr сплавов ХН77ТЮР, ХН67ВМТЮ и ХН56ВМТЮ, упрочняемых за счет выделения при старении частиц γ′- фазы ($Ni_3(Al,Ti)$) и различающихся величиной и знаком полей упругих межфазовых деформаций, провести исследование влияния основных структурных параметров сплавов на сопротивление абразивному изнашиванию. Для исследуемых сплавов ХН77ТЮР, ХН67ВМТЮ и ХН56ВМТЮ значения фактора Δv/v составляют соответственно 0,02; ~0 и –0,015 [2]. На рисунке 1 приведены схемы упругого выделения частиц второй фазы в Ni-Cr сплавах. Кроме того, представляло интерес исследовать на типичном медно-бериллиевом сплаве БрБНТ-1,9Мг влияние мощных полей упругих межфазовых деформаций и процессов их релаксации при старении [3] на износостойкость сплава в условиях абразивного изнашивания.

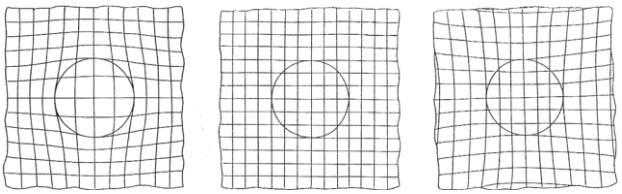


Рис. 1. **Схема упругого выделения частиц второй фазы в Ni-Cr сплавах: а - Δv/v > 0, б - Δv/v = 0; в - Δv/v < 0**

Методика эксперимента. В качестве материалов для исследования выбраны типичные дисперсионно-твердеющие сплавы на никель – хромовой основе ХН77ТЮР ХН67ВМТЮ и ХН56ВМТЮ (таблица 1), а также медно-бериллиевый сплав марки БрБНТ-1,9Мг, содержащий Be – 1.90; Ni – 0.32; Ti – 0.16; Mg – 0.13 мас.%; (Cu - основа). Исследовались образцы, вырезанные из листового проката сплавов, толщиной 0,3 мм. Листовые образцы сплавов ХН77ТЮР, ХН67ВМТЮ и ХН56ВМТЮ (δ = 0,3 мм) гомогенизировались при 1350 К (0,5 ч), 1430 К (0,5ч) и 1470 К (0,5ч), соответственно, а затем закаливались в масле. Старение образцов Ni-Cr проводилось при температурах 1020, 1070, 1120, 1170 и 1220 К с выдержками от 0,5 до 100 ч. Выбранные режимы старения Ni-Cr сплавов, обеспечивали:

а) выделение в сплавах различных объемных долей γ′ - фаз (от 7 до 22 об. %) при приблизительно одинаковом размере их частиц D ~ 20 – 35нм;

б) выделение γ′ - частиц размером ~100 нм при приблизительно одинаковой их объемной доле (f ≈ 12 об. %, для сплавов ХН67ВМТЮ, ХН56ВМТЮ и f ≈ 8 об. % для сплава ХН77ТЮР).

Таблица 1. **Химические составы исследуемых Ni-Cr сплавов (масс. %)**

Сплав	Ni	Cr	Al	Ti	W	Mo	Fe	B
ХН77ТЮР	осн.	20,69	0,85	2,67	–	–	0,58	0,01
ХН67ВМТЮ	осн.	18,00	1,48	2,49	4,61	4,66	1,40	0,005
ХН56ВМТЮ	осн.	19,95	2,31	1,22	9,96	4,47	0,86	0,008

Образцы сплава БрБНТ-1,9Мг гомогенизировали в соляной ванне при 1050 К в течение 15 мин и закаливали в воде. Старение сплава БрБНТ-1,9Мг проводили в соляной ванне при температуре 620 К с выдержками от 2 мин до 200 ч. Структурные параметры сплава БрБНТ-1,9Мг приведены в таблице 2.

Таблица 2. **Значения структурных параметров сплава БрБНТ-1,9Мг после различных режимов термообработки [4]**

Время старения при 620 К	Физическоеу ширение, β_{200},10^{-3} рад	Объемная доля частиц *f*, %	Размер частиц, нм	
			D	*h*
закалка	0	-	-	-
3 мин	18,4	4	3	0.5
10 мин	16,0	8	7	2
1 ч	10,1	18	9	4
3 ч	6,2	20	11	5
5 ч	4,6	20	24	7
50 ч	1,9	20	≈100	30
100 ч	0,9	20	>150	80
200 ч	0,6	20	>200	≅100

Испытания на абразивный износ осуществлялись на установке У–32 при возвратно–поступательном движении образца (10×5×0,3 мм) по закрепленному абразиву со средней скоростью ≅0,02 м/сек. Образец сплава закреплялся на специальном держателе установки. В качестве абразивного материала применялась шлифовальная лента BOSH320 с частицами из корунда (α-Al_2O_3) размером ≈50мкм. Удельное давление при испытаниях Ni-Cr сплавов составляло 0,02 МПа, а сплава БрБНТ-1,9Мг – 0,06 МПа. Интенсивность изнашивания I_q определялась по величине среднего весового износа образца после 35 метрового пробега по абразивной ленте. Лента менялась после каждых 3,5 метров пробега. Перед испытаниями поверхность образца обезжиривались и высушивались. Измерение величины износа образцов осуществлялось весовым методом с использованием аналитических весов АДВ–200М. Погрешность измерения массы образца составляла 0,05 мг.

Результаты и их обсуждение

Результаты сравнительного исследования интенсивности абразивного изнашивания сплавов ХН77ТЮР, ХН67ВМТЮ и ХН56ВМТЮ представлены на рисунке 2. Из приведенных данных следует, что в закаленном однофазном состоянии наиболее высокий износ имеет сплав ХН77ТЮР, характеризующийся сравнительно низкой твердостью (рисунок 3). Закаленные сплавы ХН67ВМТЮ и ХН56ВМТЮ отличаются более высокой твердостью и стойкостью к абразивному изнашиванию, что связано с более высокой концентрацией в них атомов W, Mo и Al в твердом растворе.

Рассматривая полученные данные по влиянию объемной доли выделившейся при старении сплавов γ′ - фазы на их абразивную стойкость можно отметить тенденцию возрастания сопротивления изнашиванию сплавов ХН77ТЮР и ХН67ВМТЮ по мере увеличения f. В этом отношении между износостойкостью и твердостью материалов существует определенная корреляция (см. рисунок 2, 3). Из приведенного на рисунке 3 графика можно

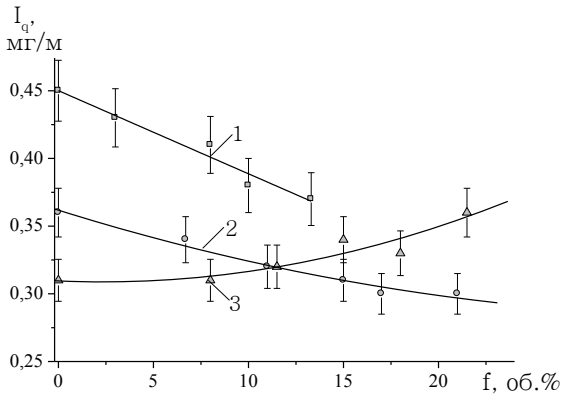


Рис. 2. **Зависимость интенсивности абразивного изнашивания Ni-Cr сплавов от объемной доли, содержащейся в них γ′-фазы: 1 – сплав ХН77ТЮР; 2 – сплав ХН67ВМТЮ; 3 – сплав ХН56ВМТЮ.**

видеть, что с увеличением объемной доли упрочняющих частиц регистрируется линейное возрастание их твердости. При этом у сплава ХН77ТЮР при выделении γ′-частиц наблюдается наиболее интенсивное увеличение твердости и возрастание сопротивления абразивному износу. В случае сплава ХН67ВМТЮ возрастание износостойкости и HV с ростом f не столь значительно, как у сплава ХН77ТЮР. Для понимания указанных особенностей поведения сплавов ХН77ТЮР и ХН67ВМТЮ необходимо иметь в виду, что в дисперсионно-твердеющих сплавах сопротивление микроразрушению формируется в результате одновременного действия нескольких упрочняющих факторов, к числу которых относятся частицы выделений, поля упругих межфазовых деформаций и деформационное упрочнение матричной фазы. Кроме того, на кинетику разрушения Ni-Cr сплавов

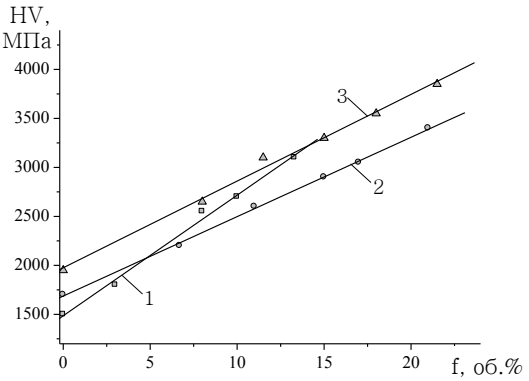


Рис. 3. **Зависимость твердости Ni-Cr сплавов от объемной доли, содержащейся в них γ′ - фазы: 1 – сплав ХН77ТЮР; 2 – сплав ХН67ВМТЮ; 3 – сплав ХН56ВМТЮ.**

сильное влияние может оказывать скорость зарождения и распространения микротрещин, которая в гетерогенных материалах зависит от упруго-деформированного состояния фаз и межфазовых поверхностей и характеризуется величиной и знаком фактора Δv/v [5]. В частности, в сплаве ХН77ТЮР наряду с деформационным упрочнением относительно большой вклад в упрочнение вносят γ′ - частицы и поля упругих межфазовых деформаций [2]. Комплексное действие этих факторов приводит к снижению подвижности дислокаций в сплаве ХН77ТЮР и заметному уменьшению величины абразивного износа при увеличении объемной доли f, присутствующих в сплаве γ′ - частиц. В сплаве ХН67ВМТЮ, где поля межфазовых деформаций отсутствуют, снижение износа и возрастание твердости по мере увеличения f выражено слабее.

В случае сплава ХН56ВМТЮ выделение частиц с отрицательной величиной фактора Δv/v наряду с существенным увеличением твердости сплава (рис. 3) приводит к заметному понижению его сопротивления разрушению при абразивном изнашивании (рис. 2). Для понимания природы указанного явления необходимо учитывать то, что выделение частиц с Δv/v < 0 приводит, с одной стороны, к увеличению сопротивления перемещению дислокаций в сплаве, а с другой - вызывает сильное снижение деформационного упрочнения сплава и облегчает зарождение микротрещин в гидростатически растянутых γ′ - частицах и на межфазовых поверхностях вследствие растянутых межатомных связей на межфазовых границах [4, 5]. Влияние последних факторов обеспечивает снижение абразивной стойкости сплава ХН56ВМТЮ по мере увеличения объемной доли содержащихся в них частиц γ′ - фазы (рис. 2). Увеличение размера частиц γ′ - фазы до D ~ 100 нм не приводит к существенному изменению износостойкости сплавов и регистрируемая у перестаренных сплавов величина абразивного износа приблизительно соответствует величине износа у сплавов, состаренных на размер частиц D ~ 25 нм. Подобная зависимость износостойкости Ni-Cr сплава от объемной доли выделившихся в нем при старении частиц с Δv/v < 0, зарегистрирована также в случае триботехнических испытаний при трении без смазочного материала (адгезионное изнашивание) в работе [6].

Сплав БрБНТ-1,9Мг. Структура закаленного сплава Cu-Be характеризуется пониженной плотностью дефектов кристаллической структуры, содержащихся в матричной α-фазе. Твердость закаленного сплава составляет 95 HV 5 (рис. 4). В процессе изотермической выдержки при 620 К происходит распад пересыщенного твердого раствора с образованием в матричной фазе сплава наноразмерных пластинчатых частиц дисперсной γ′ - фазы (упруго искаженная фаза CuBe) [3, 4]. На начальных этапах старения (выдержка ≈ 2 мин) они имеют диаметр 3 и толщину 0.5 нм [4]. Поскольку удельный атомный объем частиц выделения на ~17 % меньше, чем удельный атомный объем матричной фазы, то решетки обеих фаз находятся в упруго - деформированном состоянии. При этом сами частицы находятся в состоянии близком к гидростатическому растяжению (рис. 1). Наличие полей упругих межфазовых деформаций обуславливает своеобразное преобразование вида рентгеновских дифракционных линий, заключающееся в переходе их профиля от неуширенного узкого к асимметричному и, затем, к однородно уширенному [3, 4].

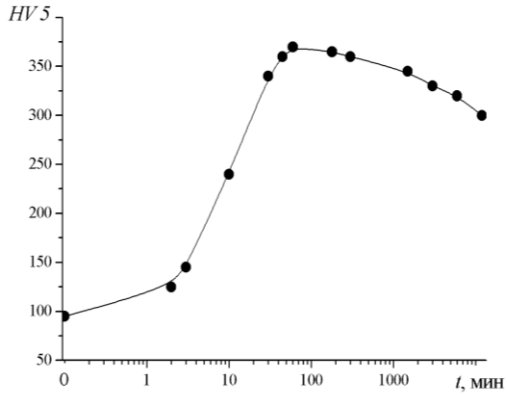


Рис. 4. **Твердость сплава БрБНТ-1,9 Мг после различных режимов старения при 620 К**

Частицы фазы CuBe и поля упругих деформаций в матричной фазе являются препятствиями для перемещения дислокаций и вызывают возрастание твердости сплава (рис. 4). Увеличение времени старения сплава до 10–180 мин приводит к росту объемной доли и размера выделившихся в нем частиц дисперсной фазы (таблица 2). Вместе с тем, по данным работ [3, 4], уже на этих стадиях старения роль упругих межфазовых деформаций в упрочнении сплава начинает уменьшаться вследствие их частичной релаксации. О релаксации упругих межфазовых деформаций, в частности, свидетельствует уменьшение величины физического уширения β дифракционных линий матричной фазы по

сравнению с более ранними стадиями старения (таблица 2). Твердость сплава после старения в течение 60 - 180 мин достигает своих максимальных значений (370 HV 5) вследствие увеличения объемной доли выделившихся γ′-частиц (рис. 4, таблица 2) и наличия полей упругих межфазовых деформаций. В процессе длительной выдержки при 620 К частицы выделений продолжают укрупняться (таблица 2) и к 100 – 200 ч старения их размер достигает ≈150 - 200 нм. Поля упругих межфазовых деформаций в сплаве при этом полностью релаксируют и уширение дифракционных линий матричной фазы уменьшается до уровня $\approx 1\text{-}2\cdot10^{-3}$ рад (таблица 2, рис. 5). Твердость сплава при этом также снижается до 300-320 HV 5.

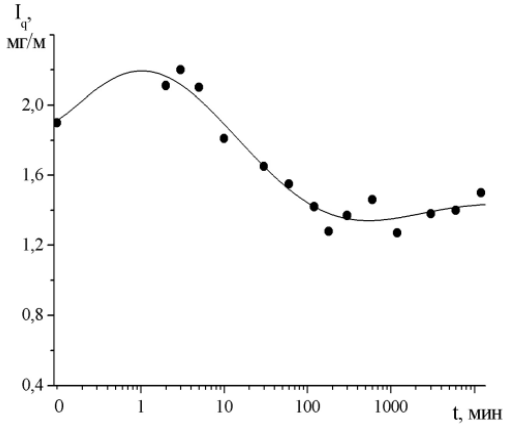


Рис. 5. **Зависимость интенсивности абразивного изнашивания I_q сплава БрБНТ-1,9Мг от продолжительности старения при 620 К.**

Результаты сравнительных испытаний на абразивное изнашивание сплава приведены на рис. 5. Можно видеть, что максимальные значения интенсивности весового износа, регистрируются на ранних стадиях старения сплава при 620 К (2–10 мин). Этим стадиям старения отвечает максимальный уровень упругих межфазовых деформаций (таблица 2). При увеличении времени старения износостойкость сплава возрастает и достигает наибольших значений на стадиях старения, отвечающих максимальным значениям твердости сплава (рис. 5). При этом поля межфазовых деформаций сильно релаксируют. На стадиях перестаривания сплава (τ=-200 ч) его абразивная стойкость несколько снижается. Последнее связано с полной потерей когерентности крупных частиц γ′-фазы с матрицей и появлением микронесплошностей на границах частиц вследствие несоответствия удельных атомных объемов частиц выделений и матрицы. Таким образом, выделение при кратковременном старении наноразмерных γ′-частиц с растянутыми межатомными связями на межфазовых границах снижает абразивную стойкость сплава. Вместе с тем по мере увеличения продолжительности старения сплава и релаксации в нем межфазовых деформаций интенсивность абразивного изнашивания сплава быстро снижается, что достаточно хорошо коррелирует с поведением его твердости. Полученные результаты позволяют заключить, что использование дисперсионно-твердеющих сплавов с отрицательной величиной фактора несоответствия удельных атомных объемов матричной и выделившейся фаз ($\Delta v/v < 0$) в узлах трения, работающих в условиях абразивного изнашивания нецелесообразно вследствие пониженной износостойкости таких сплавов несмотря на их высокую твердость..

Заключение. Исследовано влияние параметров структурного состояния типичных дисперсионно-твердеющих Ni–Cr и Cu-Be сплавов на их абразивную стойкость. Установлено, что для сплавов ХН67ВМТЮ и ХН77ТЮР, характеризующихся нулевой и положительной величиной несоответствия удельных атомных объемов матричной и выделившейся фаз ($\Delta v/v \geq 0$), наблюдается возрастание сопротивления изнашиванию по мере увеличения объемной доли частиц выделившейся фазы. В случае сплавов ХН56ВМТЮ и БрБНТ-1,9Мг выделение частиц с $\Delta v/v < 0$ наряду с увеличением твердости приводит к снижению абразивной стойкости сплавов. Указанное явление связано с ускоренным зарождением микротрещин на межфазовых поверхностях и в гидростатически растянутых частицах упрочняющей фазы. Установлено, что на стадиях релаксации упругих межфазовых деформаций медно-бериллиевого сплава БрБНТ-1,9Мг регистрируется возрастание его сопротивления абразивному изнашиванию. Увеличение размера частиц γ′ -фазы от 25 до 100 нм не приводит к существенному изменению абразивной стойкости Ni–Cr сплавов. Сделано заключение, что использование дисперсионно-твердеющих сплавов с отрицательной величиной фактора несоответствия удельных атомных объемов матричной и выделившейся фаз ($\Delta v/v < 0$) в узлах трения, работающих в условиях абразивного изнашивания, нецелесообразно вследствие пониженной износостойкости таких сплавов.

[1] Чичинадзе, А.В. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) / А.В. Чичинадзе, Э.М. Берлинер, Э.Д. Браун [и др.]; под общ. ред. А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение. – 2003. – 576 с.

[2] Гитгарц, М.И., Кукареко В.А. Роль субмикроскопической структуры в сопротивлении микропластической деформации дисперсионно–твердеющих сплавов на никель – хромовой основе. 1. Стадия упрочнения // Физика металлов и металловедение. – 1985. – Т.60, № 4, 798–809.

[3] Гитгарц М. И., Толстой А. В. Эволюция структуры и кинетика выделения дисперсной фазы в сплаве медь—бериллий // Физика металлов и металловедение. - 1989, Т. 67, №3, 547– 556.

[4] Кукареко В.А. Роль структурного состояния медно-бериллиевого сплава в формировании его триботехнических свойств // Физика металлов и металловедение. - 2017, Том 118, №5, С. 499–506.

[5] Кукареко, В.А. Влияние субмикроскопической структуры на циклическую долговечность никель - хромовых дисперсионно-твердеющих сплавов / В.А. Кукареко // Физика металлов и металловедение. – 2009, Т. 107, №1, 101–110

[6] Кукареко, В.А. Субмикроскопическая структура Ni–Cr дисперсионно–твердеющих сплавов и их триботехнические свойства в условиях адгезионного взаимодействия / В.А. Кукареко // Трение и износ. – 2003, Т.24, № 2, 192–202.

МЕТОДИКА СИНТЕЗА ТОНКИХ ПЛЕНОК ZnO МЕТОДОМ МОЛЕКУЛЯРНОГО НАСЛАИВАНИЯ

Кулаков О.И.

E-mail: oleg.kulakov@hotmail.com

Институт машиноведения им. А.А Благонравова РАН, Москва, Россия;
МИРЭА – Российский технологический университет, Москва, Россия.

В работе представлена методика синтеза тонких плёнок ZnO заданного состава, строения и толщины с прецизионной точностью атомно-слоевым осаждением. Показана применимость метода, рассмотрено влияние параметров синтеза на свойства покрытия.

Ключевые слова: метод молекулярного наслаивания, атомно-силовой микроскоп.

Тонкие плёнки ZnO обладают великолепными пьезоэлектрическими свойствами, высокой прозрачностью и нашли широкое применение в современной микро- и оптоэлектронике. Оксид цинка перспективен для создания прозрачной силовой электроники, ультрафиолетовых излучателей света, пьезоэлектрических датчиков и солнечных фотоэлементов. Износ подобных структур в процессе эксплуатации неизбежен, поэтому особый интерес представляют трибологические свойства плёнок ZnO.

Синтез тонких плёнок ZnO проводился на вакуумной установке, состоящей из реактора, системы напуска, откачки реагентов и системы контроля, осуществляемого с помощью кварцевых весов (кварцевого измерителя толщины). Для синтеза ZnO использовались диэтилцинк $Zn(C_2H_5)_2$ и дистиллированная вода, которые находились в баллонах из нержавеющей стали, соединенных с реактором через металлические вакуумные вентили. Давление в системе контролировалось с помощью термоэлектрического вакуумметра ВИТ-2П с вакуумной лампой ПМТ-2. Пары реагентов напускались в реактор поочередно и раздельно в необходимой последовательности до установления в нем давления от 10^{-1} до 10^{-2} мм.рт.ст. с промежуточной откачкой избытка реагента и газообразного продукта реакции до исходного давления. Нанесение плёнок выполнялось стандартным методом, при нагреве подложки и при УФ-облучении.

Измерение спектров пропускания плёнок ZnO, нанесённых на оптический кварц, проводилось на спектрофотометре СФ-26 в диапазоне длин волн от 200 нм до 600 нм. Далее проводился расчёт спектров поглощения и определение оптической ширины запрещённой зоны согласно закону Бугера-Ламберта-Бера:

THE TECHNIQUE OF THIN ZNO FILMS SYNTHESIS BY ALD METHOD

Kulakov O.I.

This work presents the technique of thin ZnO films synthesis of required composition, structure and thickness by ALD method. The viability of this technique is shown, the influence of synthesis parameters on the film properties is noted.

Keywords: atomic layer deposition, atomic force microscopy.

$$I(x)=I_0*(1-r)*e^{-\alpha x}, \quad (1)$$

где α - коэффициент поглощения, r - коэффициент отражения от поверхности, I_0 - интенсивность падающего излучения, I(x) - интенсивность излучения на расстоянии x от поверхности поглощающего вещества.

Коэффициент определяется по формуле:

$$\alpha=\ln(T/100\%)/x, \quad (2)$$

где x – толщина плёнок, нм., T – коэффициент пропускания плёнки, %.

Для определения ширины запрещённой зоны по экспериментальным точкам α(λ) построены спектры поглощения f(λ) по формуле (3):

$$f(\lambda)=\alpha^2(\lambda)*\lambda. \quad (3)$$

Длина волны λ_0, соответствующая оптической ширине запрещённой зоны, находится экстраполяцией линейного участка f(λ) до пересечения с осью абсцисс λ [1]. Оптическая ширина запрещённой зоны определяется по формуле (4).

$$E_g=h*c/\lambda_0, \quad (4)$$

где h – постоянная Планка, c – скорость света.

На рис. 1 приведены спектры пропускания для трех образцов с разной толщиной пленок ZnO, которые были получены в ходе 15, 18 и 20 циклов наслаивания при комнатной температуре стандартным методом.

На рис. 2 приведены спектры пропускания для плёнок, полученных в ходе 20 и 52 циклов наслаивания с использованием УФ-облучения. Во всех образцах присутствует поглощение в диапазоне от 200 до 370 нм, что однозначно указывает на наличие плёнки. Кроме того, прослеживается зависимость степени пропускания от количества циклов наслаивания, а значит от толщины пленок.

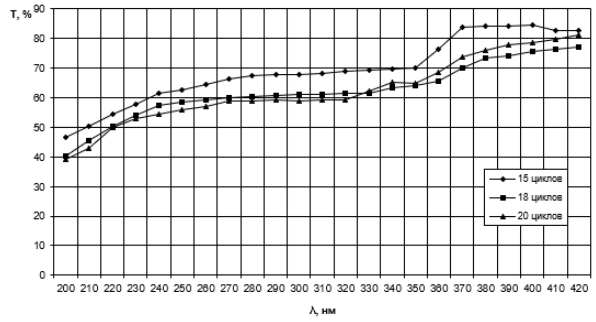


Рис. 1. **Спектры пропускания плёнок, полученных стандартным методом.**

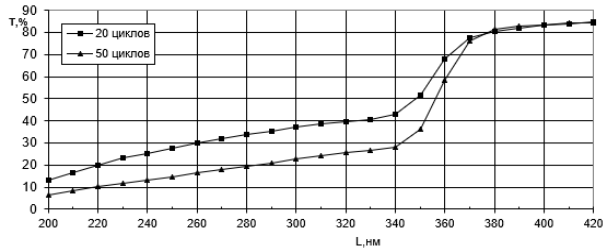


Рис. 2. **Спектры пропускания плёнок, полученных при УФ-облучении.**

Полученные спектры пропускания были преобразованы в спектры поглощения, приведенные на рис. 3, и с использованием формулы (4) был проведён расчёт оптической ширины запрещённой зоны.

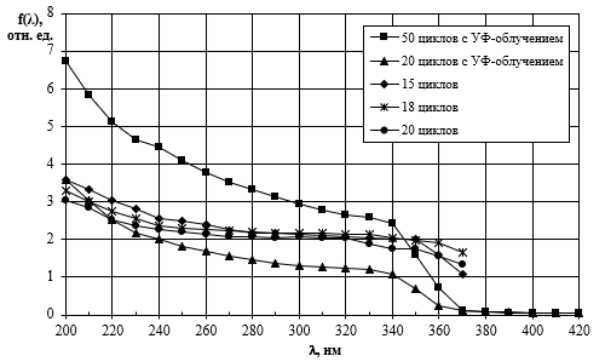


Рис. 3. **Спектры поглощения плёнок, полученных при комнатной температуре и УФ-облучении.**

Для образцов, полученных при комнатной температуре с применением УФ-излучения в ходе 20 и 52 циклов МН, оптическая ширина запрещённой зоны E_g равна 3,44 эВ и 3,39 эВ, соответственно. Для образцов, полученных при комнатной температуре стандартным методом, расчёт значения оптической ширины запрещенной зоны затруднен из-за пологой структуры спектров, что приводит к большой погрешности при определении значения E_g. Так, полученные значения E_g для пленок ZnO, синтезированных стандартным методом при комнатной температуре изменяются от 3,0 до 3,2 эВ (эти значения нельзя принимать за истинные из-за большой погрешности).

Установлено, что использование УФ-облучения процессе наслаивания позволяет получать более качественные пленки ZnO.

С целью выяснения возможности протекания побочных механизмов роста плёнок, а именно процессов термического осаждения из газовой фазы и эпитаксиального выращивания, образцы, полученные в ходе 10 и 20 циклов (10ц+ДЭЦ и 20ц+ДЭЦ) подвергались дополнительной обработке в парах диэтилцинка в количестве 10 полуциклов (с откачкой, но без последующей обработки водой). Спектры пропускания этих плёнок, полученных при T=60^{o}C, показаны на рис.4.

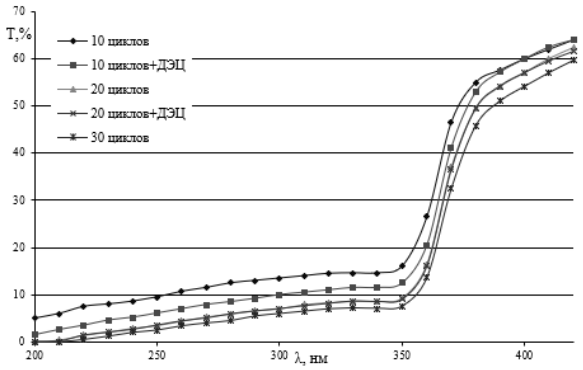


Рис. 4. **Спектры пропускания плёнок с различным строением, полученных при 60^{0}C.**

Установлено, что прироста плёнки в ходе такой обработки практически не происходит, что подтверждается отсутствием суммарного для 10 обработок уменьшения частоты кварцевого резонатора. Однако спектр образца ZnO (10ц+ДЭЦ) демонстрирует некоторое уменьшение коэффициента пропускания по сравнению с образцом ZnO (10ц), что указывает на определённое изменение оптических параметров плёнки, которое может быть связано с изменением её химического состава.

На рис. 5 приведены спектры поглощения плёнок, полученных в ходе 10, 20 и 30 циклов наслаивания при температуре 60^{0}C.

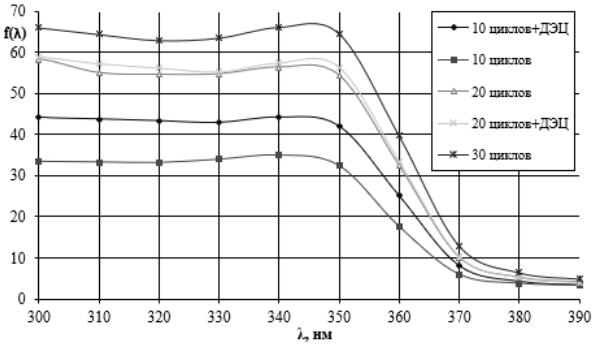


Рис. 5. **Спектры поглощения плёнок с различным строением, полученных при 60^{0}C.**

Из экспериментальных данных для пяти образцов, полученных при температуре 60^0C в ходе 10, 20, 30 циклов и при дополнительной обработке в парах диэтилцинка получено значение оптической ширины запрещённой зоны E_g = 3,32 эВ. Величина E_g полученных тонких плёнок несколько выше справочного значения кристаллического ZnO в 3,2 эВ, что характерно для низкоразмерных структур [2].

Дополнительно поверхность плёнок оценивалась с помощью атомно-силового микроскопа NTMDT Ntegra Spectra. На рис. 6 показана поверхность плёнки ZnO, нанесённой в ходе 10 циклов стандартным методом на подложку из кремния на изоляторе.

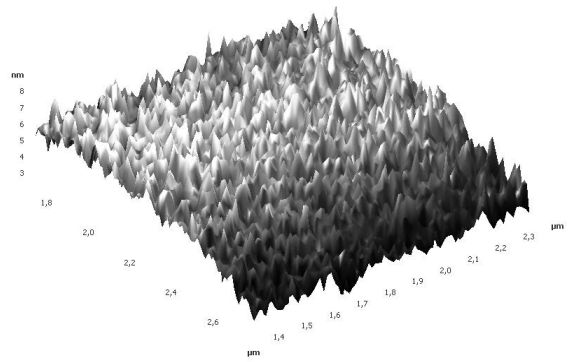


Рис. 5. **Поверхность покрытия, нанесённого на кремниевую подложку.**

На сегодняшний день результаты трибологических испытаний неоднозначны. Так, в работе [3] показано, что плёнки ZnO с меньшими размерами кристаллов снижают коэффициент трения, в то время как в работе [4] утверждается, что покрытия ZnO не оказывают никакого влияния на коэффициент трения.

Для проведения трибологических исследований покрытий ZnO предложено использовать трибометр системы шар-диск с возвратно-поступательным движением шара при нагрузках от 0,25Н до 10Н с амплитудой от 1 до 10 мм. Частота колебаний может составлять 0,5 – 1Гц. Данные испытания с проведением периодического позволят оценить износостойкость покрытия, его долговечность и влияние продуктов износа на разрушение плёнки и поверхности подложки.

Описанная методика синтеза и оценки тонких плёнок ZnO показала свою применимость, показаны зависимости свойств покрытия от различных параметров синтеза, проведены измерения оптической ширины запрещённой зоны, предложен способ проведения трибологического исследования покрытия.

[1] Suchea M. et al. Surface characterization of ZnO transparent thin films // Journal of Physics: Conference Series – 2005 (10), 147-150.
[2] Tapily K. et al. Zinc Oxide Growth by ALD and Thin Film Physical Characterization // ECS Transactions – 2009 (25), 85-92.
[3] Zhimin Chai et al. Friction mechanism of zinc oxide films prepared by atomic layer deposition method // RCS Advances. – 2015 (5), 55411-55418.
[4] Mbamara U.S. et al. Friction and wear behavior of nitrogen-doped ZnO thin films deposited *via* MOCVD under dry contact // Engineering Science and Technology – 2016 (19), 956-963.

МЕТОДИКА ОЦЕНКИ КАЧЕСТВА АЛМАЗОПОДОБНОГО ПОКРЫТИЯ РАМАНОВСКОЙ СПЕКТРОСКОПИЕЙ

Кулаков О.И., Албагачев А.Ю.

E-mail: oleg.kulakov@hotmail.com

Институт машиноведения им. А.А Благонравова РАН, Москва, Россия;
МИРЭА – Российский технологический университет, Москва, Россия.

В работе представлена методика оценки характеристик алмазоподобных углеродных покрытий путём анализа их рамановских спектров. Показана применимость метода для оценки структуры и состава углеродных покрытий.

Ключевые слова: алмазоподобные покрытия, спектроскопия крс, рамановская спектроскопия, электронная микроскопия.

RAMAN SPECTROSCOPY EVALUATION OF DIAMOND-LIKE CARBON COATINGS

Kulakov O.I., Albagachiev A.Yu.

This work presents the method of DLC coatings evaluation by means of raman spectra analysis. The viability of the method to assess the structure and composition of carbon coatings is shown.

Keywords: DLC, diamond-like carbon, raman spectroscopy, electron microscopy.

Одной из важнейших задач машиностроения является продление срока службы узлов трения в деталях машин. Нанесение покрытий из алмазоподобного углерода (DLC) позволяет повысить долговечность трибологически нагруженных элементов двигателей, подшипников (в том числе при недостатке или отсутствии смазки), стойкость высоконагруженных трансмиссий, а также режущего инструмента. В настоящей работе предложена методика неразрушающего контроля нанесённых DLC-покрытий и анализа их состава и структуры с помощью рамановской спектроскопии.

Рамановская спектроскопия позволяет получить подробную информацию о молекулярном составе покрытия, а снятие рамановских спектров несложно и проводится при комнатной температуре. Корреляции между интенсивностями пиков и рамановским смещением позволяют оценить структуру покрытия [1].

В качестве объекта исследования выбраны пластинки из нержавеющей стали с алмазоподобным покрытием, осаждённым на установке East 01 (ООО «Новые плазменные технологии», Россия.). Исследование проводилось на атомно-силовом микроскопе NTMDT Ntegra Spectra с блоком рамановской спектроскопии. Источником возбуждающего излучения являлся твердотельный лазер LM473 с длиной волны 473 нм. Измерения проводились в оптимальных для покрытий условиях на дифракционной решетке 600/600, которая обладает достаточно высокой точностью результатов измерений [2]. Спектры снимались в нескольких точках поверхности.

Все спектры углеродных плёнок имеют ярко выраженное свойство: т.н. D- и G-пики с частотами смещения около 1360 $см^{-1}$ и 1560 $см^{-1}$ соответственно. G-пик соответствует высокоупорядоченной монокристаллической sp^2 форме графита [1]. Искажения кристаллической структуры графита соответствуют D-пику и связаны с появлением включений углерода в sp^3 форме [2,3].

На рис. 1 показан рамановский спектр с ярко выраженными D- и G-пиками с частотами 1350 $см^{-1}$ и 1600 $см^{-1}$ соответственно, а интенсивность этих пиков значительно превосходит интенсивность пиков, соответствующих подложке, что косвенно позволяет утверждать об успешности нанесения покрытия.

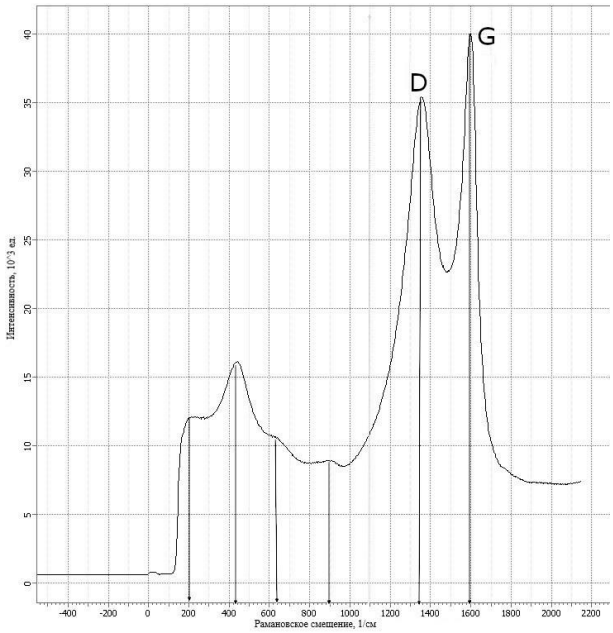


Рис. 1. **Рамановский спектр DLC-покрытия с ярко выраженными D- и G-пиками**

На рис. 2 показан спектр, снятый в другой точке того же самого образца. DLC-пики отсутствуют, можно утверждать, что нанесения покрытия фактически не произошло, следовательно, механизм роста плёнки – островковый.

Относительная интенсивность D- и G-пиков I_D/I_G линейно коррелирует с соотношением sp^2/sp^3 фаз [4], при этом наличие sp^3 фазы влияет на твёрдость покрытия. Повышение количества алмазных связей вызывает увеличение твёрдости покрытия, но, с другой стороны, повышает хрупкость за счёт увеличения поверхностного механического напряжения, что может приводить к образованию трещин. Ширина G-пика позволяет оценить упорядоченность связей: у аморфных покрытий пик уширён [1-4].

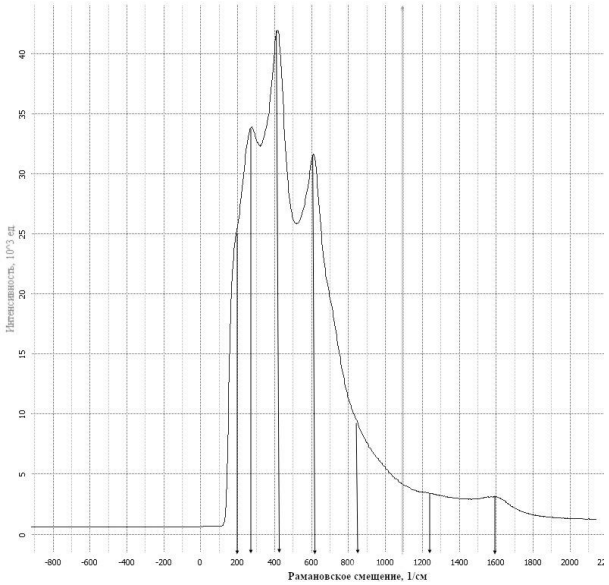


Рис. 2. **Рамановский спектр неудачно нанесённого DLC-покрытия**

На рис. 3 показана поверхность подложки второго образца, на рис. 4 – спектр подложки до нанесения покрытия, на рис. 5 – спектр нанесённого покрытия в той же точке. Нанесение покрытия проходило при изменённых параметрах относительно первого образца. Как видно, соотношение I_D/I_G заметно изменилось в пользу большего количества sp^3-фазы с алмазными связями, такое покрытие обладает высокой твёрдостью.

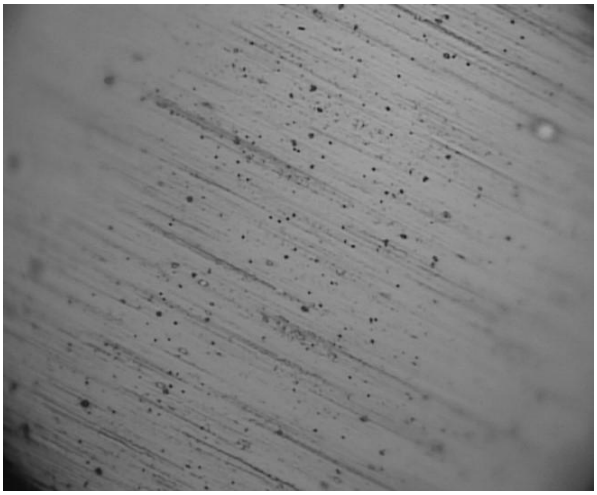


Рис. 3. **Поверхность образца №2**

Аналогичное покрытие было нанесено на твердосплавные микросвёрла для текстолита и показало высокую износостойкость.

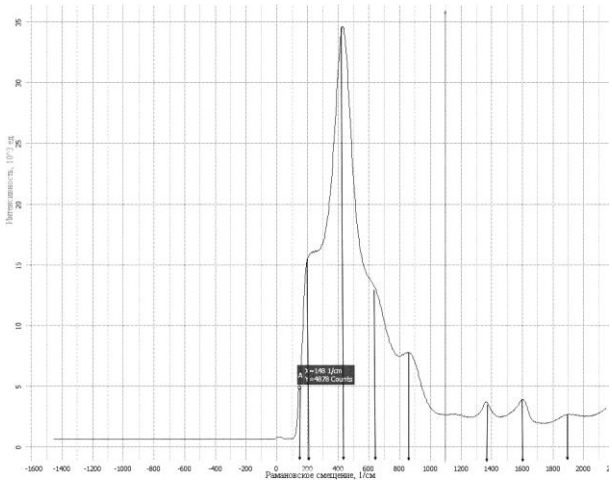


Рис. 4. **Рамановский спектр подложки образца №2**

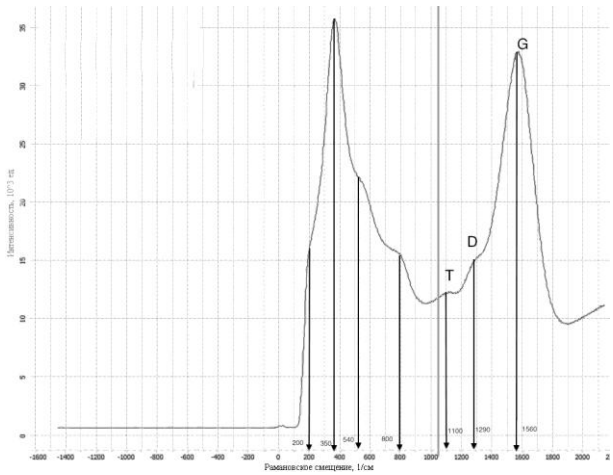


Рис. 5. **Рамановский спектр DLC-покрытия, нанесённого на подложку №2**

Рамановская спектроскопия является мощным инструментом для изучения физических свойств алмазоподобных углеродных покрытий. Корреляции между положениями DLC-пиков и соотношениями их интенсивности позволяют представить физические свойства нанесённых покрытий. Анализ рамановских спектров позволяет быстро оценить влияние различных параметров осаждения покрытия на его свойства и применимость.

[1] Measuring diamond-like carbon films by dispersive raman spectroscopy // Thermo Fischer Scientific – 2008 (50836).
[2] Литвак Ю. Н., Макеев М.О., Михалёв П.А. Оценка барьерных свойств алмазоподобных покрытий методом математического моделирования процессов диффузии и газовыделения // Научное обозрение – 2013, №7, 49-55.
[3] Ferrari A. and Robertson J. Interpretation of Raman spectra of disordered and amorphous carbon // Physical Review B. – 2000 (vol. 61, No 20), 95-107.
[4] Ferrari A. and Robertson J. Raman spectroscopy of amorphous, nanostructured, diamond–like carbon, and nanodiamond // Phil. Trans. R. Soc. Lond. A. – 2004 (362), 2477-2512.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ КАЧЕСТВА СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА НА РЕСУРС ЧЕРВЯЧНОЙ ПЕРЕДАЧИ

[1]Кулешова Е.М., [1,2]Поляков С.А., [1]Лычагин В.В., [2]Куксенова Л.И., [2]Хренникова И.А.

E-mail: Kuleshova.em@mail.ru

[1]Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия;
[2]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия.

В работе представлен обзор различных методов оценки интенсивности изнашивания. Проведена оценка влияния смазочных материалов на ресурс червячных передач по критерию предельного износа на основе метода сравнительных износных испытаний. Предложен метод оценки интенсивности изнашивания, учитывающий влияние пленкообразующих смазочных материалов.

Ключевые слова: интенсивность изнашивания, червячная передача, пленкообразующие смазочные материалы, износостойкость.

THE ASSESSMENT OF THE IMPACT OF LUBRICANT QUALITY ON A WORM-GEAR LIFE

Kuleshova E.M., Polyakov S.A., Lychagin V.V., Kuksenova L.I., Khrennikova I.A.

This article presents a review of various methods of wear intensity valuation. The assessment of the impact of lubricants on a worm-gear life by the criterion of maximum permissible wear was conducted on base of the method of comparative wear tests. The method of wear intensity valuation that takes into account the Influence of film-forming lubricants is offered.

Keywords: wear intensity, worm-gear, film-forming lubricants, durability.

Введение

Как известно, основной причиной выхода из строя червячных передач (ЧП) является изнашивание зубьев червячного колеса и в меньшей степени червяка, а также подшипников. Несмотря на это, основной расчет для оценки ресурса, который предлагается делать в канонической литературе [1] – это расчет на контактную усталость. Тем не менее, как показывают и практика, и расчеты [2,3] ограничение ресурса по критерию изнашивания является существенно более сильным, чем по критерию контактной усталости. Поэтому рассмотрение червячной передачи на предмет износостойкости является актуальной задачей.

Метод сравнительных износных испытаний

Для оценки влияния смазочного материала на процесс изнашивания наиболее приемлемым представляется метод сравнительных износных испытаний, когда интенсивность изнашивания определяется при одинаковых условиях, но с изменением одного параметра — состава смазочного материала. Базой для сравнения могут служить данные работы [3].

То, что смазочный материал оказывает существенное влияние на процессы контактного взаимодействия, отмечалось различными авторами [4]. Причем подобные исследования, в силу своей актуальности, постоянно пополняется новыми сведениями, например, отраженными в работе [5].

Как следует из ряда работ, перечисленных выше, действие пленкообразующих смазочных материалов на процесс изнашивания может привести к существенному изменению степенной зависимости интенсивности изнашивания от нагрузки, включая тенденцию к снижению интенсивности изнашивания с ростом нагрузки до определенных значений нагрузки, лимитируемых процессом пленкообразования.

В результате проведенных испытаний на износостойкость редукторов типа 5ЧР-80 по подобию испытаний, проведенных в работе [3], была выявлена закономерность, отраженная на рис. 1.

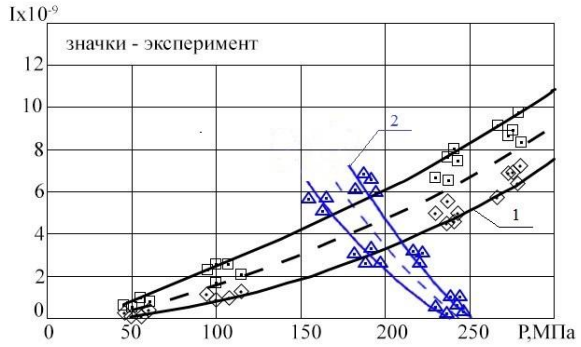


Рис. 1. **Зависимость интенсивности изнашивания от давления в контакте червячной пары.**
1 — диапазон значений, получаемый при использовании штатного масла ТМ-18-5;
2 — диапазон значений, получаемый при использовании того же масла с добавкой «Стрибойл»

Полученная зависимость является достаточно характерной для случаев использования пленкообразующих смазочных материалов, известных в литературе [4] и др. Подобная зависимость, показанная, например, в работе [6] на графике представляет собой параболу со смещенным относительно начала координат минимумом, причем величина смещения по оси давления (p) указывает на область давления P_0, в окрестностях которого пленкообразование проходит критическое значение

давления, выше которого по мере роста давления процесс пленкообразования оказывается все более затрудненным.

Предложенная зависимость имеет вид

$$I = k(P - P_0)^m$$

Где величина P_0 имеет смысл критического давления пленкообразования, а увеличение значения этой величины расширяет зону изнашивания с высокой износостойкостью.

Интерпретация величины P_0 может быть предложена на основе представления о «втором минимуме» коэффициента терния, данном в работе [4]. Имеется в виду, что «первый минимум» образуется на зависимости коэффициента трения от нагрузки для смазываемого сопряжения в области критического значения параметра Зоммерфельда — при переходе от гидродинамического типа смазки к смешанному типу. При дальнейшем увеличении нагрузки на контакт, в случае, если смазочный материал является пленкообразующим, вновь образующаяся из хемосорбирующихся активных составляющих смазочного материала пленка ведет себя аналогично вязкой гидродинамической смазке, но с большей вязкостью. В результате минимум возникает повторно, но при большей нагрузке. Примеры подобного поведения сопряжений скольжения имеются в работе [4].

Экспериментальные данные, полученные при стендовых испытаниях редуктора 5ЧР-80, позволили получить распределение частот колебаний вращающего момента быстроходного вала по доле в общем спектре колебаний при использовании синтетического, минерального и минерального с присадкой масел. Был проведен анализ зависимости амплитуды момента на быстроходном валу от тормозного момента для доминирующей частоты для разных смазочных материалов (рис. 2).

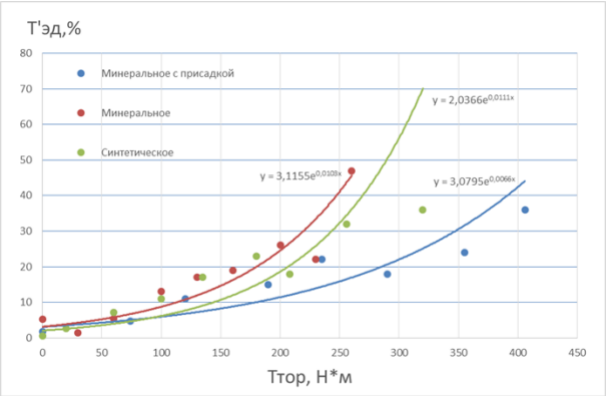


Рис. 2. **Анализ зависимости амплитуды момента на быстроходном валу для доминирующей частоты от тормозного момента.** $T'_{эд} = \frac{T_{max}}{T_{эд}} * 100\%$ **,где** T_{max} **соответствует максимальному значению размаха колебания момента на доминирующей частоте**

Анализируя рисунок, можно сделать следующие выводы:

— по мере роста тормозного момента величина момента на быстроходном валу, выраженная в относительных единицах, растет, как это предсказывает диаграмма Герси – Штрибека;

— различия в графиках для разных смазочных материалов обусловлены их склонностью к снижению силы трения, выше всех – сила трения у минерального масла, ниже всех — при использовании добавки «Стрибойл»;

— важным отличием графика для масла с добавкой Стрибойл является немонотонность изменения, указывающая на наличие локального минимума в области значений тормозного момента более 300 Нм.

Выводы

Наличие процесса пленкообразования и формирование «второго минимума» позволяют существенно расширить область допускаемых давлений. Как было показано ранее на примере пленкообразующей добавки «Стрибойл», возможность возникновения «второго минимума» существует и для червячных передач [5], что следует из самой природы действия пленкообразующей добавки к смазочному материалу. Поэтому полученный результат, отраженный на рис. 1, является ожидаемым и теоретически обоснованным.

Таким образом, на основании полученных экспериментальных результатов и приведенных теоретических соображений может быть сделан вывод о существенном положительном влиянии пленкообразующей добавки к маслу на износостойкость червячной пары и соответствующем увеличении ее ресурса по критерию изнашивания.

[1] Детали машин /Под ред. Ряховского О.А. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. – 520 с.
[2] Павлов В.Г. Ресурс работы червячной передачи по критерию износа // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2005. – №5. – С. 44–48.
[3] Андриенко Л.А., Вязников В.А. Ресурс работы червячной передачи по критерию изнашивания // Известия вузов. Машиностроение. – 2011. – №4. – С. 3–6.
[4] Поляков С.А., Бурумкулов Ф.Х., Куксенова Л.И. Оценка работоспособности трибосистем на основе экстремальных показателей их динамической адаптации // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2009. – №10. – С. С.12–17.
[5] С.А. Поляков, М.Н. Захаров, В.В. Лычагин, С.Ю. Гончаров Влияние пленкообразующих смазочных материалов на адаптивность червячных передач // Вестник машиностроения. – 2015. – №11. – С. 37–39.
[6] Поляков А.А., Рузанов Ф.И. Трение на основе самоорганизации. – М.: Наука, 1992. – 135 с.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ РАСЧЕТОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗМЕРЕНИЙ ПАРАМЕТРОВ ПОВЕРХНОСТИ НА СОВРЕМЕННЫХ ПРОФИЛОМЕТРАХ

Курапов П.А., Новиков В.С., Караванова А.Г.

E-mail: q-paul@bk.ru

НИИ технологии и организации производства двигателей – филиал «НИИД»
АО НПЦ Газотурбостроения «Салют», Москва, Россия.

Рассматривается опыт использования лабораторных профилометров с контактным и бесконтактным контролем шероховатости, оснащенных процессорными блоками, применительно к расчету контактных и триботехнических параметров сопряжений.

Ключевые слова: фактическая площадь контакта, износ, трение, зубчатые колеса, микровыступы.

IMPROVEMENT OF TRIBOLOGICAL CALCULATIONS WITH USE OF MEASUREMENTS OF PARAMETERS OF THE SURFACE ON MODERN PROFILOMETERS

Kurapov P.A., Novikov V.S., Karavanova A.G.

Experience of use of the laboratory profilometers with contact and non-contact control of roughness equipped with processor blocks in relation to calculation of contact and tribotechnical parameters of interfaces is considered.

Keywords: actual area of contact, wear, friction, cogwheels, microledges.

Появление в настоящее время приборов контроля макро и микро-отклонений поверхности, работающих на основе контактных и бесконтакных (световых) методов измерений параметров геометрии поверхности, оснащенных блоками обработки информации, позволило расширить и облегчить методы расчета, таких трибологических характеристик, как фактическая площадь контакта, фактическое давление, прогнозируемые коэффициент трения и интенсивность изнашивания, контактная жесткость стыка.

Трибологами неоднократно отмечалось в статьях и монографиях по расчетным методам существенная зависимость прогнозируемых характеристик трения и изнашивания от таких параметров микрогеометрии как среднеарифмети-ческое отклонение профиля, среднее значение шага неровностей профиля, среднее значение уклонов профиля, параметры кривой опорной поверхности, радиусы кривизны вершин выступов и др.

В наших исследованиях был использован щуповой профилометр Talysurf, и бесконтактный, основанный на методе контроля расфокусировки отраженного светового пучка, Infinite Focus 65. Бесконтактный прибор оснащен набором объективов, позволяющих предварительно рассмотреть изображение поверхности на мониторе. Это обеспечивает возможность точно определить зоны трения на изображении и наметить представительные участки для определения параметров микро-геометрии. Кроме того, изображение выбранного участка можно получить в поляризованном свете, что выделяет зоны контактных взаимодействий при трении и обеспечивает измерение контурной площади контакта путем ее очерчивания на экране и расчета ее величины в автоматическом режиме. Значение контурной площади, которое измерялось точнее, чем иными методами позволило повысить точность определения фактической площади контакта, фактического давления и коэффициента трения. Такой прибор позволяет контролировать и макроотклонения поверхности. Образованные на деталях углубленные зоны износа, которые можно отнести к макроотклонениям, также доступно анализировать, измерять их объемы и распределение линейной величины износа по поверхности. Такой метод позволил количественно определять износ режущего инструмента и оценивать возможность модификации его режущей части. При обработке деталей из труднообрабатываемых сплавов на режущей кромке образуются микроскопические каверны износа с гладкой поверхностью, размеры которых трудно оценить иными методами. А данный профилометр позволил определять как количество, так объем таких каверн. Подобные дискретные повреждения возникают также в условиях виброизнашивания трубопроводов в теплообменниках, в местах контакта трубы и перегородки при смачивании контакта жидкостью. Появляется возможность точней оценить повреждение поверхности при фреттинге. Такой опасный вид износа как питтинг зубчатых колес и роликовых пар вызывает крупные повреждения на рабочей поверхности. Поверхности таких повреждений имеют разнообразную форму с наличием крупных клинообразных выступов, гладких участков и бесформенных углублений. Исследование структуры и размеров таких повреждений возможно только бесконтактным методом. Данный прибор позволит

анализировать кинетику этого усталостного повреждения, особенности формирования каверн при питтинге и микропиттинге.

Эти два вида приборов дополняют друг друга и удобны для исследования широкого круга деталей приводных систем. Так щуповой профилометр позволяет контролировать микрогеометрию поверхности крупногабаритных деталей и внутреннюю поверхность подшипниковых втулок, что затруднительно выполнить методом отраженного светового пучка.

В целом, полученные более точные характеристики микрогеометрии и площади контакта поверхности, используемые в расчете трения, привели в наших исследованиях к получению зависимостей коэффициента трения от нормальной нагрузки, совпадающих как качественно, так и количественно с экспериментальными данными для пар трения БрАЖМц10-3-1,5 – ШХ15. Расчет параметров трения экспериментальных и типовых рабочих пар и сопряжений подвержен воздействию гаммы факторов слабо поддающихся контролю и учету при получении требуемых характеристик. При этом характеристики микрогеометрии имеют существенный разброс. В этом случае наряду с использованием статистических методов обработки экспериментальных данных необходимо изучать поверхность трения и выбирать для профилометрирования именно те участки, где реализуется контактное взаимодействие деталей. Такой подход успешно реализовался бесконтактным методом контроля и позволил исключить ошибочных результатов.

Расчет характеристик трения базировался на учете угла наклона касательных к кривой профиля поверхности, полученного по направлению вектора скорости скольжения деталей и перпендикулярно ему, а также на данных адгезионных характеристик пары указанных материалов. Данные адгезионных характеристик были взяты из независимого источника (исследования Ляпина К.С.).

В инструкции пользования профилометрами рассмотрена возможность оценки уровня трения деталей только по значениям средних углов наклона касательной к профилю поверхности. Такой подход представляется ограниченным и противоречивым концепции двойственной адгезионно-деформационной природы трения. Использование только параметров уклона профиля поверхности в расчетах возможно для грубо шероховатых поверхностей, что является весьма приближенной оценкой прогнозирования уровня трения. В тоже время использование справочных данных об адгезионных характеристиках ограничивает возможность расчетов характеристик трения сопряжений. В настоящее время ассортимент материалов для пар трения и сопряжений много расширился за счет использования синтезированных материалов, керамик, композитов и др. Применяются разнообразные покрытия и виды обработки поверхности, изменяющие ее структуру и свойства, а следовательно и адгезионные характеристики. Данные об адгезионных характеристиках большинства сочетаний материалов отсутствуют в научной и справочной литературе. Это существенно ограничивает возможности расчетных методов в трибологии. В тоже время потребность оценки уровня трения на стадии проектирования узлов машин имеет большое значение. Какими могут быть пути преодоления такого противоречия ? Идеальным видится направление создания универсальных адгезиометров, которые возможно было бы использовать наряду с профилометрами. Такие адгезиометры должны определять пьезокоэффициент и тангециальную прочность адгезионной связи при нулевой нагрузке на трибопару исследуемых образцов. При проведении опытов необходим учет внешних факторов, температуры, вида смазочного материала.

Ранее проводились попытки использования методов измерений на основе применения идеально гладких образцов, позволяющих учитывать площади фактического контакта модельной пары трения . Использовалась методика испытаний при малых нагрузках в условиях упругого неконформного контакта образцов. В этом случае площади фактического контакта для опытных образцов рассчитываются методами теории упругости для идеально гладких деталей, что справедливо лишь для малых значений высотных параметров шероховатости. Есть сведения о возможности использования силовых микроскопов для определения адгезионных параметров материалов. Однако, до настоящего времени на основе таких методов не создано лабораторное средство контроля адгезионных параметров для расчета характеристик трения. Развитие исследований двойственной природы внешнего трения твердых тел должно стимулировать разработку таких приборов. Следует отметить, что такие расчеты применимы для оценки трения в условиях граничной смазки и для расчета трения для граничной составляющей полужидкосного режима смазки. Соотношение составляющих и величина жидкосной составляющей такого режима должны опреде-ляться с привлечением методов и зависимостей теории контактной гидродинамики. В таких расчетах следует учитывать также влияние поверхностно-активных масел и присадок на параметры трения.

ВЛИЯНИЕ НА УСТАЛОСТНУЮ ПРОЧНОСТЬ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО НАГРУЖЕНИЯ МАТЕРИАЛА ЛИТЫХ ДЕТАЛЕЙ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Лебединский С.Г., Москвитин Г.В., Пугачев М.С., Поляков А.Н.

E-mail: SLebedinski@Yandex.ru

Институт машиноведения им. А.А Благонравова РАН, г. Москва, Россия.

Проведены экспериментальные исследования закономерности развития усталостных трещин в образцах, вырезанных из надрессорной балки грузового вагона. Особое внимание уделено моделированию процесса нагружения на электрогидравлическом стенде по эксплуатационной повторяемости нагрузок. Результаты сравниваются с расчётом.

Ключевые слова: эксплуатационная живучесть, низколегированная сталь, эксперимент, расчёт.

INFLUENCE ON FATIGUE STRENGTH, OPERATING LOADING MATERIAL CAST PARTS OF RAILWAY STRUCTURES

Lebedinskii, S.G., Moskvitin G.V., Pugachev M.S., Polyakov A.N.

Experimental studies of pattern development fatigue cracks in the samples cut from the load car's super-spring beam have been carried out. Special attention is paid to the modeling of loading process on the electrohydraulic stand on the operational repeatability loads. The results are compared with the calculation.

Keywords: operational survivability, low alloy steel, experiment, calculation.

Усталостная живучесть конструкции может оказывать существенное влияние на жёсткость контактных соединений и, следовательно, на их трибологическое качество. В виду сложных процессов накопления повреждений при эксплуатационных режимах нагружения [1,2] необходимы экспериментальные данные для формирования расчётных моделей при типизированных нерегулярных процессах нагружения. Важно иметь такие данные для фактического состояния материала в деталях, изготовленных способом литья, и имеющих сложную форму. При этом может быть существенная неоднородность свойств материала.

Выбор типа образцов. Для экспериментального моделирования процесса развития усталостных трещин при нерегулярном нагружении наиболее удобным может быть признан известный тип образца С(Т) – компактный образец для внецентренного растяжения. Образец хорошо апробирован по методам расчёта параметров напряженного состояния при развивающейся трещине, не требует больших нагрузок, хорошо применим для вырезки из литой надрессорной балки грузового вагона. Для данной работы был выбран размер образцов 125x120x10 мм. Химический состав стали образцов: C 0,2104; Mn 1,085; Si 0,292; P<0,0030; S 0,020; Cr 0,108; Ni 0,130; Cu 0,215; V<0,0030; Fe 97,91.

Моделирование эксплуатационного блока нагружения. Для моделирования эксплуатационного процесса нагружения использовано распределение экстремальных значений напряжений на раме тележки рефрижераторного вагона [3]. Данные получены при помощи тензорезисторов и классификатора типа KLA-2. Распределение охватывает 11-ть уровней напряжений от 7,2 до 45,6 МПа. С помощью датчика случайных чисел сформирована после-довательность экстремальных значений циклической нагрузки. Эта последовательность в цифровом виде «рис. 1а» использовалась как исходный блок для моделирования эксплуатационного процесса нагружения образцов на электрогидравлическом стенде. На рисунке 1б приведён блок нагружения образца С(Т), воспроизведённый на стенде по заданному цифровому процессу. Их соответствие определено в виде функциональных регрессионных зависимостей. Это сделано отдельно, по максимальным и минимальным значениям того и другого процессов, что в дальнейшем использовалось в расчётах.

Этапы проведения испытаний. Последовательность этапов проведения испытаний представлена на «рис. 2» в виде соотношения длины трещины в образце (от линии приложения нагрузки) и соответствующего уровня коэффициента интенсивности напряжения (КИН). На участках 1 и 4 действовала регулярная циклическая нагрузка с постоянными параметрами цикла P_{max} = 12 и 14 кН и при двух значениях коэффициента асимметрии R = 0 и 0,5. Участки с постоянными параметрами цикла необходимы для получения опорных точек стандартной кинетической диаграммы усталостного разрушения (КДУР) испытываемого образца. На участке 2 воспроизводилось моделируемое нагружение в виде повторяющихся блоков «рис. 1б». Скачок КИН (участок 3 на «рис. 2»), показанный пунктиром, вызван увеличением нагрузки при гармоническом нагружении. По полученной при регулярной циклической нагрузке скорости тре-

щины и значениям КИН определен соответствующий интервал диаграммы усталостного разрушения.

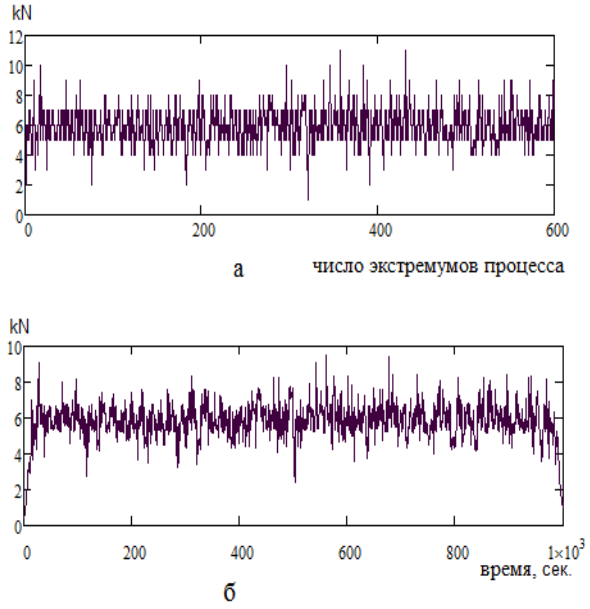


Рис. 1. **Блок нагружения в цифровом виде (а) и воспроизведённый на стенде (б).**

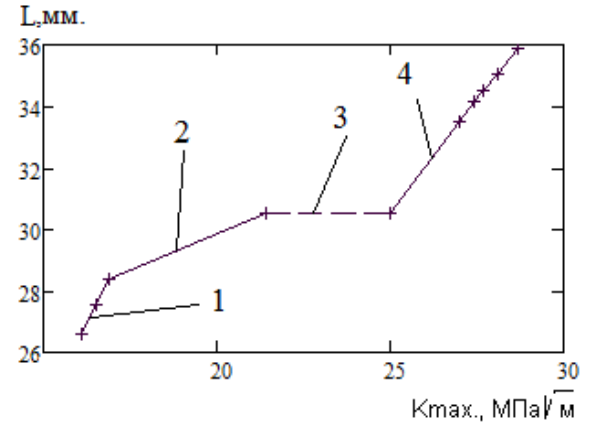


Рис. 2. **Последовательность этапов нагружения при росте трещины и соответствующий им уровень КИН.**

Полученная закономерность близка к полной КДУР, аналогичной по классу стали 20ГФЛ (предел текучести $\sigma_т$ = 390 МПа; предел прочности $\sigma_в$ = 590 МПа; δ = 24%; Ψ = 36%.) [4]. Для оценки закономерности развития усталостных трещин в исследуемой низколегированной стали при блочном нагружении проведён расчёт (кривая 1 на «рис. 3»). При этом использовалась полная диаграмма усталостного разрушения стали 20ГФЛ, принятая как базовая для литых сталей этого типа. При расчёте процесс нагружения схематизировался методом «дождя».

Выводы. Проведённый расчёт показывает, что на рассмотренной стадии развития трещины при случайном процессе нагружения, подобного тому, что в эксперименте, может быть использована модель линейного суммирования. Но при этом необходимо уточнённое определение эффективного порога развития трещины K_{th} при соответствующем нерегулярном нагружении. По диаграмме усталостного разрушения для стали 20ГФЛ величина $K_{th},R = 0$ принята равной 14 МПа$\sqrt{}$ м [4]. В данном случае при блочном нагружении принята в расчёте величина $K_{th},R = 0 = 10$ МПа$\sqrt{}$ м , как более соответствующая данным экспериментальным результатам и находящаяся в рамках возможного разброса этого параметра [1]. Но она в дальнейшем требует экспериментального обоснования.

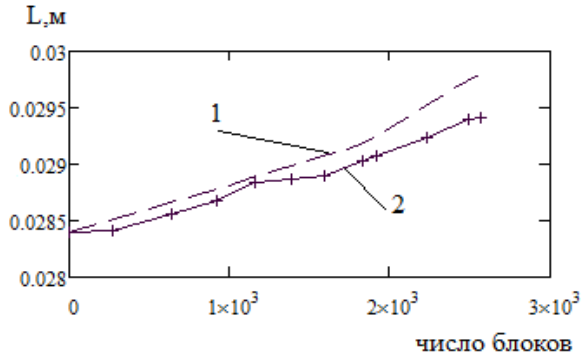


Рис. 3. **Закономерность развития трещины при блочном нагружении (1- расчётная при $K_{th},R=0=10$МПа$\sqrt{}$ м; 2- экспериментальная зависимость).**

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (номер проекта 17-08-01513А).

[1] Когаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П. Расчёты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. Справочник. М.: Машиностроение, 1985, 224 с.

[2] Романов А.Н. Распространение трещин усталости и единая кривая циклической трещиностойкости конструкционных материалов // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2013. №5. С.47-57.

[3] Никольский Л.Н., Коцубенко В.П., Игнатенко Ю.В. Применение классифицирующих устройств типа KLA-2 для исследования нагруженности рам вагонных тележек // Брянск:. Брянский институт транспортного машиностроения. 1974. С. 11-22.

[4] Лебединский С.Г., Змеева В.Н. Закономерности развития усталостных трещин в литых сталях железнодорожных конструкций // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2000. №3. С.98-103.

СИНТЕЗ НАНОКОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СИММЕТРИЧНЫХ СТРУКТУР, ИМЕЮЩИХ ПОЛЮСНОЕ СТРОЕНИЕ

[1]Левченко В.А., [2,3]Буяновский И.А., [2]Самусенко В.Д., [1]Матвеенко В.Н.

E-mail: vladlev@mail.ru

[1]Московский государственный университет имени М.В. Ломоносова, г. Москва, Россия;
[2]Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, г. Москва, Россия;
[3]МГТУ имени Н.Э. Баумана, г. Москва, Россия.

Авторами проведена адаптация симметричной системы полюсного построения композиционных систем к конкретным задачам нанесения композиционных покрытий на рабочие поверхности трибологических узлов. Каждая из рассмотренных нами полюсных схем имеет свои особенности, которые влияют на свойства материалов с композиционными покрытиями. Эти особенности нами учитывались при конструировании композиционных покрытий с использованием алюмонитрида титана и наноструктурированного алмазоподобного покрытия-ориентанта, обеспечивающих повышение износостойкости, усталостной прочности и снижение трения в сравнении с известными покрытиями.

Ключевые слова: нанокомпозиционные покрытия, алюмонитрид титана, износ, покрытия-ориентанты.

SYNTHESIS OF NANOCOMPOSITE COATINGS WITH USE OF THE SYMMETRIC STRUCTURES HAVING THE POLAR STRUCTURE

Levchenko V.A., Buyanovsky I.A., Samusenko V.D., Matveenko V.N.

Authors carried out adaptation of symmetric system with polar formation of composite systems to specific task of deposition composite coatings on working surfaces of tribological units. Each of the polar schemes considered by us has the features which influence on properties of materials with composite coatings. These features were take into account by us when designing composite coatings with use of an titanium aluminitride and the nanostructured diamondlike coating-orientant, providing increase wear resistance, fatigue limit and decrease friction in comparison with the known coatings.

Keywords: nanocomposite coatings, titanium aluminitride, wear, coating-orientant.

Нанокомпозиционное покрытие является эффективным методом повышения надежности и долговечности материалов. Благодаря совершенным механическим свойствам и термической стабильности, защитный слой может поддерживать функциональность инструментов в тяжелых условиях эксплуатации в течение длительного времени. Защитные композиционные покрытия призваны обеспечивать на рабочей поверхности изделий высокую твердость, низкий коэффициент трения, хорошую адгезию к подложке, стойкость к окислению и износостойкость. Сегодня можно выделить такие популярные используемые методы получения композиционных покрытий, как вакуумно-дуговое осаждение, ионная металлизация и магнетронное распыление. Ранее в 80-х - 90-х годах, широко в мире использовались нитриды переходных металлов в качестве защитных покрытий для промышленного применения. Среди бинарных систем нитридов, нитрид титана (TiN) является наиболее широко используемым материалом в связи с характерными высокими показателями механических свойств и коррозионной стойкостью. В последнее десятилетие широкое применение получил титано-алюминиевый нитрид (Ti1-xAlxN), применяемый с целью повышения твердости и стойкости лезвийного инструмента при высокоскоростной обработке. Кроме того присутствие алюминия приводит к повышению стойкости материала к окислению в интервале температур от 500 °C до 800 °C, в связи с формированием на поверхности плотного слоя оксида алюминия. К положительным эффектам совершенствования функциональных свойств материалов приводит добавление хрома или циркония с образованием тройной системы. Таким образом, переход от двухэлементных покрытий к более сложным за счет легирования соответствующими элементами нитридов переходных металлов является эффективным способом в значительной степени изменить свойства покрытий. Следующим шагом в универсализации свойств получаемых нитридных материалов стало создание многослойных периодических систем, а также получение четырех и пятиэлементных покрытий, в которых, соответственно было 3 и 4 составляющих переходных металлов и азот, в качестве компонента наполнения, стимулирующий сильные ковалентные связи.

В последние несколько лет получил небывалое развитие синтез многослойных покрытий. Стабильность структуры и состава, а также высокие эксплуатационные характеристики многослойных систем, создают весьма привлекательную возможность формирования на их основе с целью совершенствования характеристик поверхности или применения их в качестве защитных пленок, препятствующих попаданию вредных примесей в приповерхностные слои изделия (искажение кристаллической решетки твердого раствора замещения связано с наличием разнородных атомов с разными радиусами). В многослойных покрытиях, в результате эффекта интенсивного перемешивания возрастает энтропийный вклад, что стабилизирует образование твердого раствора с простой структурой. Кроме того значительные искажения решетки, вызванные замещением нескольких металлических элементов с различными атомными размерами, приводят к снижению скорости диффузии атомов и усиливает эффект образования и стабилизации твердого раствора, а также способствует (из-за существенных искажений) уменьшению скорости роста кристаллитов, тем самым вызывая образование наноразмерной и даже аморфной структуры. В результате высокой энтропии смешивания таких покрытий, деформации решетки и уменьшения диффузии в многослойных покрытиях происходит образование твёрдо растворимых фаз с простой гранецентрированной или объёмно центрированной кубической решеткой. Высокая энтропия многослойных нанокомпозиционных покрытий приводит к особенным структурным состояниям, в частности, к структурам с равномерно распределенными наноразмерными включениями или к аморфным структурам. И, таким образом, к уникальным функциональным свойствам: высокая твердость, высокая термическая стабильность, гидрофобность, сверхэластичность, повышенная устойчивость к износу, коррозии и окислению, высокая жесткость, прочность и ударная вязкость, а также хорошее сопротивление усталости в высокотемпературной водной среде.

В течение последнего времени научными коллективами Химического факультета МГУ имени М.В. Ломоносова (рук. Левченко В.А.) и ИМАШ РАН (рук. Буяновский И.А.), выполнена фундаментальная научно-исследовательская работа по разработке физико-химических основ технологии получения сверхпрочных, композиционных покрытий на основе алюмонитрида титана и наноструктурированного алмазоподобного покрытия-ориентанта [1-4]. Синтез нанокомпозиционных покрытий выполнялся на основе сочетания численных, физических и теоретических методов анализа создания композиционных материалов с использованием алюмонитрида титана и наноструктурированного алмазоподобного покрытия-ориентанта. В качестве основного инструмента построения наносистем применялся оригинальный подход представления отдельных элементов в виде симметричных структур, имеющих, в том числе полюсное строение. Ниже, на рис. 1 представлена шестиполюсная плоская модель атома углерода, имеющая ядро и шесть нулевых орбит, расположенных на осях, между которыми угол составляет $\pi/3$. На каждой из орбит расположено по одному электрону. У атома имеется возможность размещения на орбитах еще шесть электронов, по одному на всех шести нулевых орбитах.

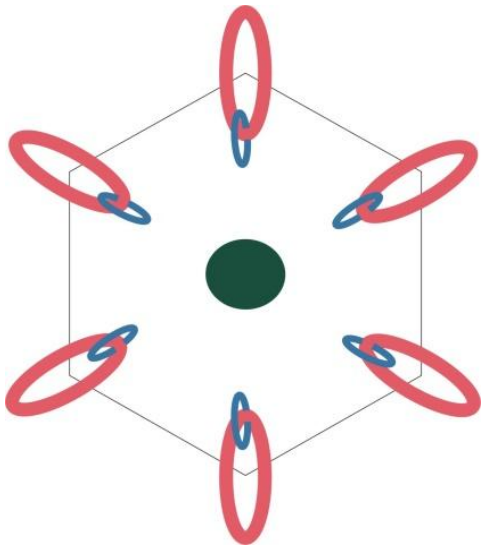


Рис. 1. **Шестиполюсная модель атома углерода**

Эту возможность можно реализовать по двум схемам шестиполюсного углеродного покрытия – ориентанта приведенным на рис. 2 и используемых нами в качестве модели по созданию композиционного материала:

- для одноконтактной схемы соединения атомов углерода (рис. 2, а), при которой атом соединен с шестью соседними атомами углерода, имея с каждым по одному контакту. В каждом контакте у них существует по два общих электрона. При одноконтактной схеме между атомами существуют пустоты в виде треугольников, окружающие каждый атом и связанные друг с другом;
- для двухконтактной схемы соединения атомов углерода (рис. 2, б), при которой атом соединен с тремя соседними атомами углерода, имея с каждым по два контакта. В каждом контакте у них существует по два общих электрона, т.е. соседними атомами имеется четыре общих электрона. При двухконтактной схеме между атомами существуют пустоты, не связанные друг с другом и имеющие форму шестиугольников.

Наиболее принципиальными моментом, отличающим используемый нами метод в отличие от других, являлось:

- использование принципа симметрии строения атома с полюсным расположением составляющих;
- механизм взаимодействия между симметричными структурами.

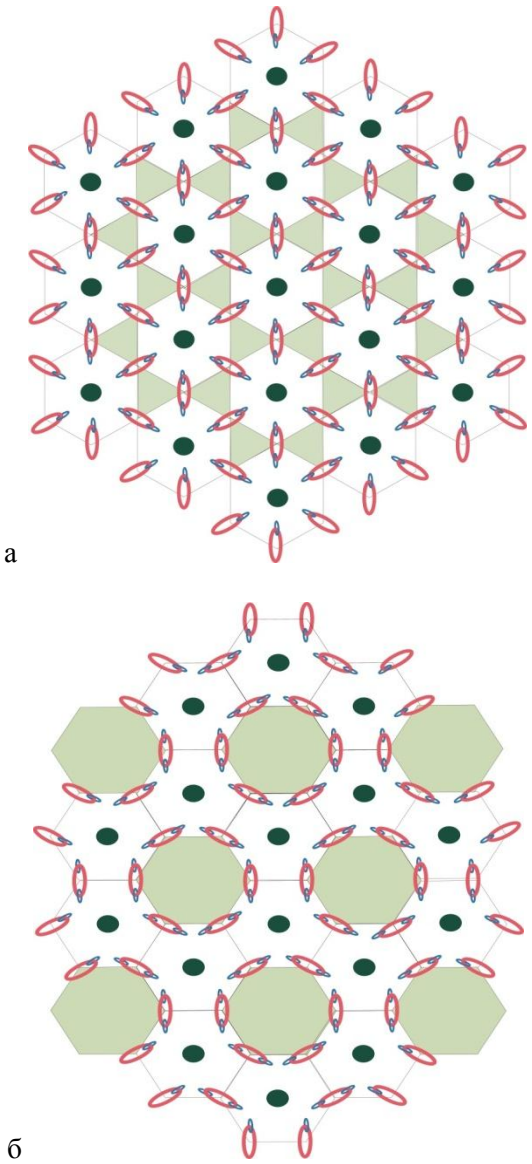
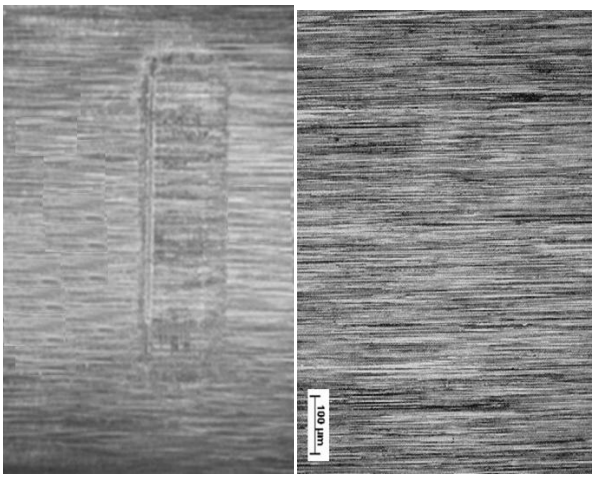


Рис. 2. **Шестиполюсное углеродное покрытие-ориентант с одноконтактной (а) и двухконтактной (б) схемами соединения атомов углерода**

Авторами была проведена адаптация симметричной системы полюсного построения композиционных систем к конкретным задачам нанесения композиционных покрытий на рабочие поверхности трибологических узлов. Каждая из рассмотренных нами полюсных схем имеет свои особенности, которые влияют на свойства материалов с композиционными покрытиями. Эти особенности нами учитывались при конструировании композиционных покрытий с использованием алюмонитрида титана и наноструктурированного алмазоподобного покрытия-ориентанта, обеспечивающих повышение износостойкости, усталостной прочности и снижение трения в сравнении с известными покрытиями. Механические свойства компо-зиционного покрытия оценивались методом наноиндентирования образца-свидетеля в соответствии с DIN EN ISO 14577-1 с помощью измерительного комплекса CSM Micro Indentation Tester МНТХ. Адгезия композиционного покрытия к основе оценивалась по адгезионному тесту Роквелла (стандарт VDI-3198) при индентации образца свидетеля с композиционным покрытием на твердомере Роквелла под нагрузкой 1500 Н и последующей визуальной оценкой результата индентации по шестибальной шкале. Полученный при визуализации балл HF1 – соответствует наивысшей адгезионной прочности.

На основе анализа физико-химических и механических свойств композиционных покрытий был проведен их синтез с оптимальными трибологическими свойствами. Для увеличения скорости осаждения композиционных покрытий-ориентантов использовался PVD метод осаждения, который претерпел некоторые технологические изменения. В результате, на основе специально сконструированных источников синтеза, были получены и исследованы физико-химические и трибологические свойства композиционных покрытий на основе алюмонитрида титана и алмазоподобного углеродного покрытия-ориентанта с одноконтактной и двухконтактной схемами соединения атомов углерода, рис. 3.



а б

Рис. 3. **АСМ изображение поверхности композиционных покрытий-ориентантов с одноконтактной (а) и двухконтактной (б) схемами соединения атомов углерода после сравнительных испытаний на трение и изнашивание**

Довольно высокие давления, развиваемые в контакте пары трения, не привели к появлению дефектов покрытия, что говорит о его высокой несущей способности и износостойкости. Однако, проведенные эксперименты показали, что композиционные покрытия с одноконтактной схемой соединения атомов углерода (рис. 3, а) имеют незначительный износ.

Как видно из рис. 3, б. композиционном покрытии с двухконтактной схемой соединения атомов углерода износ отсутствует. Оба композиционных покрытия на основе алюмонитрида титана и алмазоподобного углеродного покрытия-ориентанта с одноконтактной и двухконтактной схемами соединения атомов углерода на закаленной

стали в паре с твердым сплавом имеют низкий коэффициент трения, практически не изменяющийся в широком диапазоне нагрузок. Полученные покрытия сохраняют антифрикционный эффект даже в жестких условиях сухого трения.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ, проект №. 17-08-00825

[1] Drozdov Yu.N., Buyanovskii I.A., Levchenko V.A., Bol'shakov A.N., Sipatrov A.G., Zelenskaya M.N., Bartko R.V., Matveenko V.N. Hard Carbon Coatings and Boundary Lubrication of Steel Parts // Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2014, Vol. 43, №4, pp. 298-305.

[2] Levchenko V.A., Buyanovskii I.A., Matveenko V.N. To the new concept of green tribology // Journal of Material Science and chemical Engineering. 2017, Vol. 5, p.175-187.

[3] V. Levchenko, I. Buyanovsky, A. Bol'shakov, V. Matveenko. Monocrystalline carbon-ceramics nanocomposite as the promising new green tribology materials. Proceeding of the 6th World Tribology Congress. WTC2017, Beijing, China, 2017, pp. 323-325.

[4] Buyanovskii I.A., Bartko R.V., Levchenko V.A., Bol'shakov A.N., Samusenko V.D., Zelenskaya M.N., Matveenko V.N. Wear of the counter body at the research friction on carbon coating-orientant in lubricant environments // Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2018, Vol. 47, №3, pp. 266-270.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТВЕРДЫХ СМАЗОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ СИСТЕМЫ TiN-Pb С РАЗЛИЧНОЙ МОРФОЛОГИЕЙ

Лесневский Л.Н., Ляховецкий М.А., Лозован А.А., Ушаков А.М., Ионов А.В.

E-mail: maxim.lyakhovetskiy@mai.ru

Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет), Москва, Россия.

В работе представлены результаты исследования трибологических характеристик твердых смазочных покрытий на основе TiN-матрицы и Pb, используемого в качестве твердого смазочного компонента. Показано влияние структуры покрытия на трибологические свойства: монослойное покрытие TiPbN имеет стабильный коэффициент трения ~0,2, тогда как у многослойного коэффициент трения нестабилен ~0,2-0,8.

Ключевые слова: твердая смазка, покрытие, трение, нитрид титана, свинец, структура.

INVESTIGATION OF TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF TiN-Pb SYSTEM SOLID LUBRICANT COATINGS WITH VARIOUS MORPHOLOGY

Lyakhovetskiy M.A., Lesnevskiy L.N., Ushakov A.M., Lozovan A.A., Ionov A.V.

The results of investigation tribological characteristics of solid lubricant coatings based on the TiN-matrix and Pb solid lubricant component are represented. The influence of coatings structure on the coefficient of friction are showed: a monolayer TiPbN coatings had a stable CoF ~ 0,2, but a multilayer – unstable ~0,2-0,7.

Keywords: solid lubricant, coating, friction, titanium nitride, lead, structure.

Введение

Использование твердых смазочных покрытий (ТСП) для защиты трущихся поверхностей обычно обосновывается невозможностью применения жидких смазок, что связано с экстремальными условиями работы: высокой температурой, высоким давлением в зоне контакта, вакуумом, воздействием жесткого излучения и др. [1]. Традиционно применяемые ТСП (серебро, графит, дисульфид молибдена и др.) обладают низким коэффициентом трения (~0,01-0,1) за счет низкого значения модуля сдвига, но при этом имеют низкий ресурс [1,2]. Поэтому для улучшения трибологических свойств ТСП, в настоящее время, используются композиционные покрытия, состоящие из твердой матрицы и смазочного материала [3].

Для получения такого рода покрытий применяются различные методы [2]: газотермические, физического и химического осаждения в вакууме и др. Использование этих методов связано с их технологичностью, высокой адгезией покрытий к подложке, возможностью регулирования химического и фазового состава покрытий в широких пределах и т.д.

Нитрид титана достаточно давно применяется в качестве износостойкого покрытия, но обладает высоким коэффициентом трения [4], поэтому для улучшения этого показателя в настоящей работе приводится способ формирования ТСП на основе износостойкой TiN-матрицы с твердой смазкой в виде Pb, осаждаемых методом магнетронного распыления.

Материалы и методы

Покрытия формировались на образцах размером 20×15×10 мм, изготовленных из титанового сплава ВТ9 с предварительно отполированной поверхностью до шероховатости Ra ≤ 1,2 мкм. Перед установкой образцов в вакуумную камеру

проводилась их очистка в бензине и изопропиловом спирте.

Образец устанавливали в камере на расстоянии 100 мм от мишени магнетрона. Очистку поверхности проводили ионным травлением ионами Ar в течение 20 минут, а осаждение - в импульсном среднечастотном режиме работы магнетрона (50 кГц). Температура нагрева образцов во время осаждения покрытия составляла 180°С. Для распыления использовали мозаичную мишень – титан со вставками свинца.

Для исследования влияния добавки Pb и структуры покрытия на трибологические свойства было сформировано три типа образцов: 1) монослойное покрытие TiN с подслоем из Ti; 2) монослойное покрытие TiPbN с подслоем из TiPb, 3) многослойное покрытие TiPb/TiPbN. Толщина TiN покрытия после нанесения составила 3 мкм; монослойного TiPbN - 3 мкм; многослойного TiPb/TiPbN - 3 мкм с чередованием 40 слоев.

Исследование морфологии и элементного состава полученных покрытий проводилось на сканирующем электронном микроскопе EVO-40 Carl Zeiss с приставкой INCA Oxford Instr. Для оценки значений коэффициента трения и сравнения трибологических свойств покрытий использовалась машина трения, представленная на рис. 1. Испытания проводились при нормальной силе в контакте Fn = 1 Н по схеме сфера/плоскость. В качестве контртела использовался шар из стали ШХ15 диаметром 12,7 мм. Перемещение тел D = 100 мкм, частота f = 20 Гц, количество циклов трения n = 5×10^5, жесткость системы k_c = 31 МН/м.

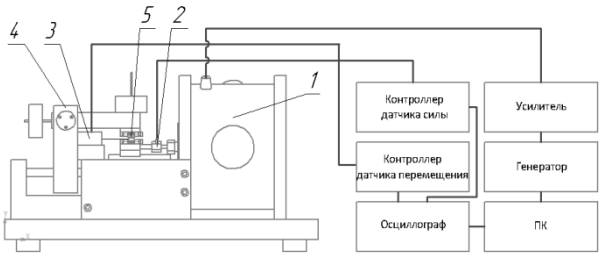


Рис. 1. **Схема машины трения: 1 – электромагнитный вибратор; 2 – датчик силы; 3 – датчик перемещения; 4 – система нагружения; 5 – место контакта образцов.**

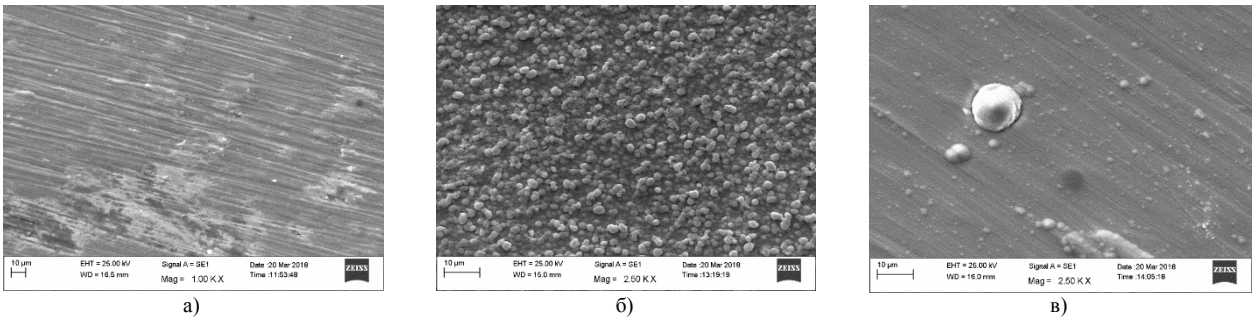
Результаты и их обсуждение

Морфология поверхности чистого нитрида титана (рис. 2а) представляет собой равномерную поверхность со следами механической обработки при полировании, таким образом, сформированное покрытие наследует полученную после полирования шероховатость.

Морфология поверхности монослойного покрытия TiPbN имеет хорошо различаемую столбчатую структуру (рис. 2б), тогда как морфология поверхность многослойного покрытия (рис. 2в) более приближена к морфологии нитрида титана. При этом на поверхности многослойного покрытия хорошо видны отдельные линзообразные зародыши столбчатой структуры, но в виду того, что толщина каждого отдельного слоя мала, их рост не происходит в той мере, которую можно наблюдать на монослойном покрытии.

Анализ химического состава покрытий показал, различное соотношение химических элементов для моно- и многослойного покрытий. Так для образца с монослойным покрытием атомное % соотношение Ti:Pb:N составляет 35:6:59, а для многослойного – 79:5,5:20,5. Увеличенное содержание титана в многослойном покрытие можно объяснить малой толщиной отдельных чередующихся слоев TiPb/TiPbN, что приводит к увеличению содержания металлических компонентов в объеме покрытия. Химический анализ линзообразных образования для многослойного покрытия не выявил различий в составе по сравнению с остальной поверхностью.

Трибологические испытания покрытий проводились в режиме полного возвратно-поступательного скольжения, т.е. амплитуда перемещения значительно превышала диаметр пятна контакта. Используемое испытательное и диагностическое оборудование позволило фиксировать непрерывно во время эксперимента мгновенные значения силы трения и соответствующие ей значения координаты перемещения. Измерение этих значений позволяет рассчитывать работу силы трения, т.е. рассеиваемую энергию (или энергию диссипации) в контакте за один цикл [5]. Полученные величины и графики позволяют более точно оценивать коэффициент трения исследуемых поверхностей и особенности работы сложных по конструкции твердых смазочных покрытий и материалов.



а) б) в)

Рис. 2. **Изображение поверхности сформированных покрытий: а) TiN; б) TiPbN монослойный; в) TiPbN многослойный**

На рис. 3 приведен график, показывающий изменение формы петли гистерезиса от количества циклов для TiN-покрытия в паре с ШХ15. Как видно, форма и характер петель гистерезиса практически идентичны на протяжении всего цикла испытаний. Как показал осмотр пятна износа, покрытие было полностью разрушено до металла, т.е. фактически трение осуществлялось между металлическими поверхностями. Осцилляционные процессы по-видимому связаны с высоким коэффициентом трения, вызванным адгезионным механизмом взаимодействия металлов на высокой скорости.

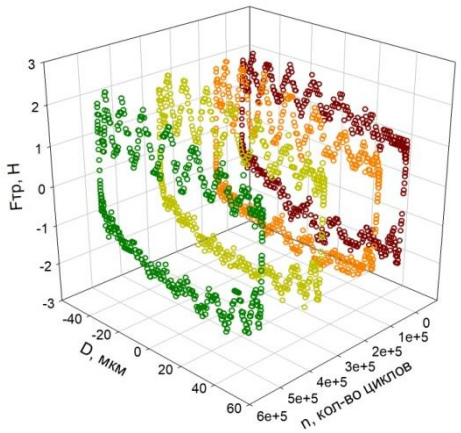


Рис. 3. **Изменение формы петель гистерезиса для TiN-покрытия**

На рис. 4 приведен график для монослойного покрытия TiNPb, из которого хорошо видно изменение характера трения: от равномерного, при котором значение рассеиваемой энергии в контакте значительно ниже по сравнению с TiN-покрытием, до сходного с TiN-покрытием по характеру и значению.

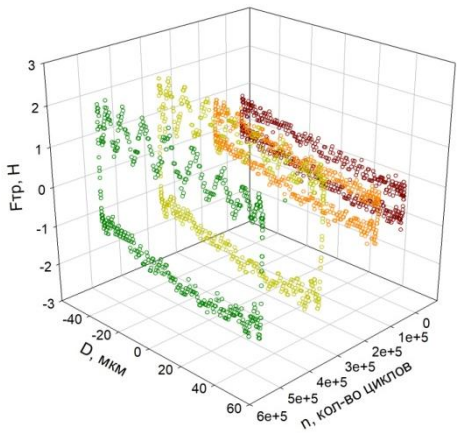


Рис. 4. **Изменение формы петель гистерезиса для монослойного TiPbN-покрытия**

Полученная информация позволяет определить полную работу силы трения (энергию диссипации), которую необходимо затратить для изнашивания покрытия в обозначенных условиях трения при условии известного значения количества циклов до его разрушения.

На рис. 5 представлен график для многослойного покрытия TiPbN. Его особенность, по сравнению с ранее представленными, заключается в том, что в течение изнашивания происходило периодическое изменение формы петли гистерезиса – уменьшение её ширины, т.е. снижение рассеиваемой энергии в контакте энергии.

В отличие от монослойного покрытия, форма петель и их площадь оказалась приближена к TiN-покрытию. Это может быть связано как с его быстрым изнашиванием в начале трения и дальнейшем трении металлических поверхностей, так и с периодическим уменьшением работы трения во время эксперимента за счет смены слоев и накоплением смазочного компонента.

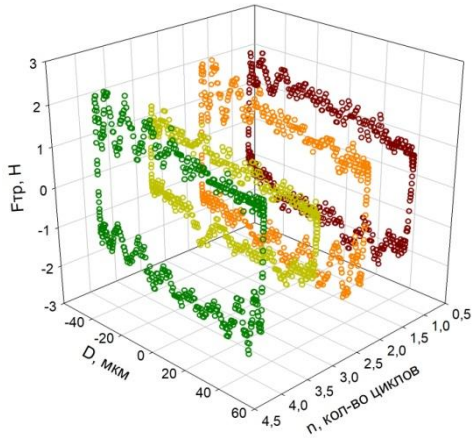


Рис. 5. **Изменение формы петель гистерезиса для многослойного TiPbN-покрытия.**

На рис. 6 представлен график сравнения коэффициентов трения для всех типов исследуемых покрытий, из которого видно, что коэффициент трения многослойного покрытия претерпевает кратковременные колебания значения от 0,8 до 0,3 на всех стадиях процесса изнашивания. Это может подтверждать факт влияния смены слоя TiPbN/TiPb на периодическое снижение коэффициента трения.

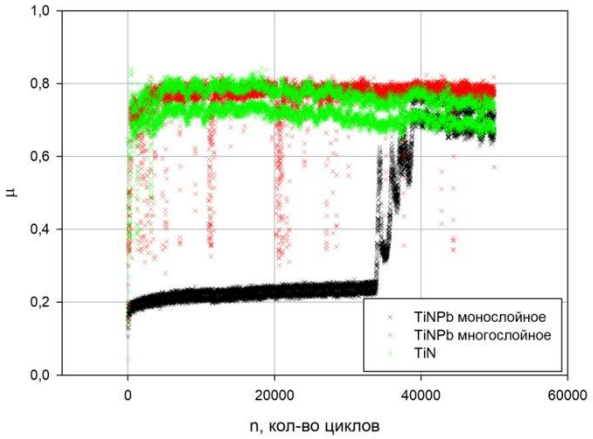


Рис. 6. **Сравнение коэффициентов трения покрытий: TiN; TiNPb – монослойное; TiNPb – многослойное**

Коэффициент трения монослойного покрытия на начальной стадии медленно растет с 0,18 до 0,23, а после 33 700 циклов наблюдается его резкий рост. После 39 000 циклов коэффициент трения стабилизируется на значении ~0,7.

Численная оценка значения работы силы трения (рассеиваемой энергии) за один цикл для монослойного покрытия на интервале, когда коэффициент трения находится в пределах 0,18-0,23, дает значение в 75 мкДж. Таким образом, условно принимая ресурс ТСП покрытия в 33 700 циклов, значение полной энергия разрушения покрытия до подложки составит ~2,5275 Дж, т.е. для разрушения 1 мкм условной толщины покрытия понадобится ~0,8425 Дж/мкм^3. Рассчитанную величину можно применять для сравнения трибологических свойств ТСП покрытия при отработке режимов осаждения, а также определения оптимальной толщины покрытия, при условии соблюдения одинаковых параметров испытаний.

Таким образом, проведенное исследование показало, что добавление в виде твердой смазки Pb в композиционное покрытие на основе TiN-матрицы на уровне 5%, позволяет улучшить его триболо-гические свойства: снизить коэффициент трения до 0,2, а также увеличить ресурс такого покрытия. Показано, что структура и конструкция, формируемых ТСП при сходном химическом составе имеет определяющую роль для трибологических свойств ТСП. Использование специального диагностического оборудования при проведении испытаний, позволило рассчитать полную энергию разрушения монослойного магнетронного покрытия TiPbN.

[1] Kazuhisa M. Solid Lubricants and Coatings for Extreme Environments: State-of-the-Art Survey // NASA/TM. 2007. 16 pages.
[2] А. П. Семенов Высокотемпературные твердые смазочные вещества // Трение и износ. 2007. №5. С. 525-538.
[3] Muratore, C., Voevodin, A. A. Chameleon Coatings: Adaptive Surfaces to Reduce Friction and Wear in Extreme Environments // Annual Review of Materials Research. 2009. Vol. 39. P. 297-324.
[4] Кондратьев В.А., Лесневский Л.Н., Тюрин В.Н., Ушаков А.М. Анализ состава и триботехнические характеристики износостойкого покрытия TiN на сплавах и керамике при сухом трении // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2004. №2. С. 49-54.
[5] Fouvry S., Kapsa P., Zahouani H., Vincent L. Wear analysis in fretting of hard coatings through a dissipated energy concept // Wear. 2009. Vol. 203. P. 393-403.

ФРИКЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ НА ОСНОВЕ БРОНЗЫ НАПОЛНЕННЫЙ СТЕКЛОУГЛЕРОДОМ ДЛЯ РАБОТЫ В УСЛОВИЯХ СМАЗКИ

[1]Лешок А.В., Роговой А.Н.

E-mail: sdilav@tut.by

[1]Государственное научное учреждение Институт порошковой металлургии, Минск, Беларусь.

В работе приведены результаты исследования триботехнических свойств спеченного порошкового фрикционного материала на основе меди наполненного стеклоуглеродом. Показано, что его использование способствует повышению коэффициента трения материала при снижении износа за весь период работы.

Ключевые слова: фрикционный диск, стеклоуглерод, диск стальной, фрикционный материал, трение, износ, коэффициент трения, оловянистая бронза.

SINTERED POWDER FRICTION MATERIAL BASED ON COPPER AND FILLED WITH FULLEREN-LIKE GLASSY CARBON

Leshok A.V., Rogovoy A.N.

The paper presents the results of an investigation of the tribotechnical properties of a sintered powder friction material based on copper and filled with glassy carbon. It has been shown that its application contributes to an increase in the coefficient of friction of the material with a decrease in wear throughout the whole period of work.

Keywords: friction disk, glassy carbon, steel disc, friction material, friction, wear, coefficient of friction, tin bronze.

Введение. Среди большого многообразия фрикционных материалов, особую роль занимают спеченные порошковые фрикционные материалы. Особенностью работы таких материалов является применение их применение в широком нагрузочном интервале, от легких до тяжелых.

Достоинства этих материалов в следующем:

– высокая удельная мощность трения, теплопроводность и износостойкость при повышенной удельной работе трения, возможность применения при высокой температуре на поверхности трения (до 350°С на медной и до 800-900°С на железной основах);

– высокая механическая прочность и хорошее сопротивление срезу и сдвигу, возникающим при включении фрикциона;

– возможность работы при повышенных удельных давлениях на поверхностях трения, достигающих 40-60 кгс/см^2, а иногда и выше;

– высокая теплостойкость и износостойкость;

– невысокая твердость металлокерамических материалов (НВ 50-85), обеспечивающая хорошую прирабатываемость в паре с углеродистой сталью.

Проявлению хороших эксплуатационных свойств спеченных порошковых фрикционных материалов в тяжёлых условиях работы способствуют входящие в их состав компоненты, одни из которых обеспечивают высокие износостойкость и коэффициент трения, а другие — стабильность фрикционных свойств и отсутствие схватывания.

Принята традиционная схема классификации компонентов входящих в состав спеченного порошкового фрикционного материала, которые условно можно разделить на три категории:

- материалы основы;

- материалы смазки и предохраняющие фрикционный материал от чрезмерного износа;

- материалы, придающие высокие фрикционные свойства.

Анализ литературных данных по составам спеченных порошковых фрикционных материалов показывает, что как правило, в качестве материала смазки и предохраняющего фрикционный материал от чрезмерного износа используется графит. Графит может быть нескольких форм – мелкодисперсный карандашный или крупнодисперсный литейный. В качестве добавок, придающих высокие фрикционные свойства, используются порошки оксидов, карбидов и других тугоплавких материалов.

Стеклоуглерод получил достаточно широкое распространение в различных отраслях промышленности. Он состоит из чистого углерода и небольших примесей высокомолекулярных углеводородов, а его структура сложна и схожа с фуллеренами, и относится к неграфитизирующимся веществам [1]. Свое название стеклоуглерод получил благодаря своим свойствам, сочетающим в себе свойства графита (хорошую электропроводность, термостойкость и термостабильность) и стекла (высокую твердость и коррозионную стойкость).

Основными достоинствами стеклоуглерод, по сравнению с графитом являются, высокая теплопроводность, не пористая, гладкая поверхность, стойкость к температурным перепадам, высокая износостойкость.

Стабильность фуллеренов, состоящих только из углеродных атомов, определяется правилом изолированного пятиугольника, из всех возможных изомеров, которые можно составить из одного и того же набора пятиугольников и шестиугольников, наиболее стабильны то есть, которые не имеют смежных пентагонов [2].

Цель работы: оценка триботехнических свойств спеченного порошкового фрикционного материала на основе меди наполненного фулереноподобным углеродом предназначенного для работы в условиях смазки.

Материалы и методы экспериментальных исследований. В работе проводились сравнительные исследования спеченного порошкового фрикционного материала на основе меди МК-5 (олово-9%, свинец-8%, графит карандашный -7%, железо-4%, медь-основа), а так же 10 % оловянистой бронзы наполненной стеклоуглеродом. Наполнение бронзы стеклоуглеродом осуществлялось путем пропитки пористого не сформировавшегося медно-оловянного каркаса бакелитовым лаком ЛБС-1 с проведение последующей операции термообработки при 750-800 °С в среде защитного газа. Проведение термообработки является обязательной операцией в технологии получения фрикционных дисков, позволяя формировать структуру материала (структуру оловянистой бронзы), а так же убирать межчастичные границы и снижать пористость.

Испытания образцов осуществлялось на машине трения типа ИМ-58, при следующих режимах: удельное давление – 4 МПа, скорость скольжения – 10 м/с. Выбор данных режимов обусловлен требованиями технических условий на диски фрикционные для эксплуатации в условиях смазки, а так же условиями эксплуатации реальных узлов трения. В качестве материала диска стального (контртела) использовалась сталь 65Г твердостью 280-350 НВ. Исследование материалов осуществлялось с использованием масла трансмиссионного марки А.

Исследование микропрофиля конртела осуществлялось на профилограф-профилометре МЕ-2. Исследование элементного состава проводили на сканирующем электронном микроскопе высокого разрушения «Mira» фирмы «Tescan» (Чехия) с микрорентгеноспектральным анализатором «INCA Energy 350» фирмы «Oxford Instruments Analytical» (Великобритания). Следование структуры проводили на световом микроскопе «MeF-3» фирмы «Reichert» (Австрия). Рентгенофазовый анализ проводили на рентгеновском дифрактометре «Дрон-3.0» в CuKα-излучении.

Обсуждение результатов.

Стеклоуглерод является одной из разновидностей углеродных материалов. Он состоит из чистого углерода с небольшим количеством примеси высокомолекулярных углеводородов. Его структура схожа с фуллеренами, а свойства изменяются в широких пределах в зависимости от режимов термообработки.

Дифракторграмма стеклоуглерода полученного путем пропитки предварительно спеченного пористого каркаса медно-оловянного порошка бакелитовым лаком ЛБС-1 с последующей термообработкой при температуре 840 °С в течении 3 часов в атмосфере диссациированного аммиака

представлена на рисунке 1. Использование такого технологического режима обусловлено необходимостью получения гомогенного, однородного раствора олова в меди.

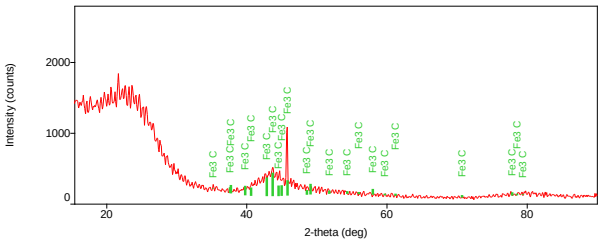
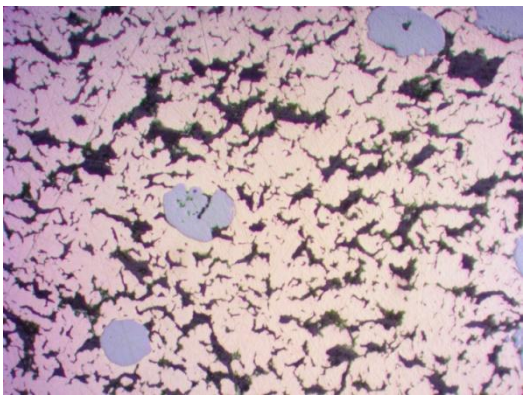


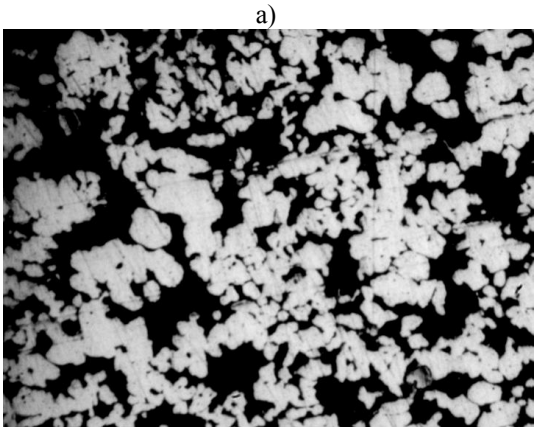
Рис. 1. **Дифрактограмма стеклоуглерода полученного при карбонизации лака бакелитового ЛБС-1 при 840 °С в течении 3 часов в атмосфере диссациированного аммиака**

Полученная дифрактограмма характерна для аморфных веществ и соответствует стеклоуглероду. Положение максимумов на дифрактограмме примерно соответствует положению рефлексов для поликристаллических графитов.

На рисунке 2 приведены структуры спеченного порошкового фрикционного материала на основе меди МК-5, содержащего графит карандашный, и структура оловянистой бронзы содержащей стеклоуглерод.



а)



б)

Рис. 2. **Структуры спеченного порошкового фрикционного материала на основе меди МК-5 содержащего графит литейный (а), и структура оловянистой бронзы содержащей стеклоуглерод (б)**

Используемый в структуре фрикционного материала графит карандашный распределен равномерно, средний размер частиц 5-10 мкм. При пропитке пористого оловянно-медного каркаса лаком ЛБС-1 и последующей термообработке, сформировавшийся стеклоуглерод так же равномерно заполняет поры, при этом локализуясь по периметру поры и дендрита меди (рисунок 3). В качестве основы фрикционного материала в каждом из случаев использовалась 12 % оловянистая бронза.

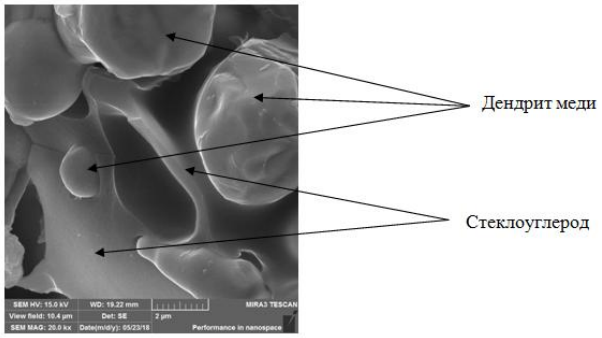


Рис. 3. **Морфология дендрита медного порошка покрытого стеклоуглеродом**

На рисунке 4 приведены графики сравнительных испытаний изменения коэффициента трения спеченного порошкового материала МК-5 и оловянистой бронзы наполненной стеклоуглеродом при скорости скольжения 10 м/с, давлении 4 МПа расходе смазки – 2 л/мин, работе буксования – 790 Дж/см^2.

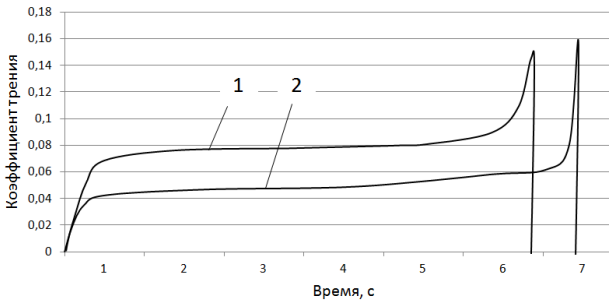


Рис. 4. **Графики сравнительных испытаний изменения коэффициента трения оловянистой бронзы наполненной стеклоуглеродом (1) и спеченного порошкового материала МК-5 (2)**

Полученные данные показали, что использование в структуре оловянистой бронзы стеклоуглерода приводит к росту среднего значения коэффициента трения до 0,07-0,08, тогда как для спеченного порошкового фрикционного материала МК-5 значение коэффициента трения составило 0,04-0,045. Увеличение коэффициента трения при наполнении оловянистой бронзы стеклоуглеродом может быть обусловлено повышенным значение твердости, которая составила для полученного стеклоуглерода 1500-1600 кгс/мм^2.

В таблице 1 приведены результаты сравнительных испытаний износа спеченного порошкового фрикционного материала МК-5 и

оловянистой бронзы наполненной стеклоуглеродом. Результаты испытаний показали, что использование стеклоуглерода в структуре оловянистой бронзы привело к повышению износа материала в период приработки, при этом снизив совокупный износ за весь период испытаний.

Таблица 1. **Результаты сравнительных испытаний износа спеченного порошкового фрикционного материала МК-5 и оловянистой бронзы наполненной стеклоуглеродом**

Количество циклов испытаний	500	1000	1500
Износ спеченного порошкового фрикционного материала МК-5, мм	0,06	0,021	0,034
Износ оловянистой бронзы наполненной стеклоуглеродом, мм	0,09	0,020	0,031

Выводы.

1. Пропитка и последующая термообработка 12 % оловянистой бронзы лаком бакелитовым ЛБС-1 приводит к формированию стеклоуглерода, равномерно расположенного в порах;
2. Формирование в структуре 12 % оловянистой бронзы более твердого, в сравнении с графитом стеклоуглерода, приводит к росту среднего значения коэффициента трения до 0,07-0,08, тогда как для спеченного порошкового фрикционного материала МК-5 значение коэффициента трения составило 0,04-0,045;
3. Использование стеклоуглерода в структуре оловянистой бронзы приводит к повышению его износа в период приработки, при этом снижает совокупный износ за весь период испытаний;
4. Шероховатость поверхности диска стального (контртела) работающего в паре со спеченным порошковым фрикционным материалом МК-5 составила Ra – 0,67-0,85 мкм и Rz – 5,3-7,8 мкм, тогда как при трении оловянистой бронзы наполненной стеклоуглеродом - Ra – 0,78-0,92 мкм и Rz – 7,2-8,8 мкм.

[1] Углерод, межслоевые соединения и композиты на его основе./ А.С. Фиалков.: М., 1997. 718 с.
[2] А.М. Брисов, Ю.С. Вергильев. Ионно-индуцированные процессы и методы исследования поверхностного слоя при высокодозном облучении металлов и углеграфитовых материалов. Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора физико-математических наук. Москва, 2005.

ВЛИЯНИЕ МИКРОНАПРЯЖЕНИЙ И ВЕЛИЧИНЫ ЗЕРНА ПОВЕРХНОСТИ ОСНОВЫ НА ФОРМИРОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПОКРЫТИЙ ДИСЕЛЕНИДА МОЛИБДЕНА ($MoSe_2$)

[1]Лобова Т.А., [2]Марченко Е.А.

E-mail: smazka39@mail.ru, emar40@mail.ru

[1]ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», Москва, Россия;
[2]ФГБУН «Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН», Москва, Россия.

Приведены результаты исследований влияния состояния подложки (напряжений, шероховатости, размера зерна, текстуры) на структуру и трибологические свойства покрытий, полученных на компактном молибдене. Показано различие в структуре поверхностных слоев подвергнутых деформации литого и спеченного молибдена, связанное с релаксацией механических напряжений, наведенных во время их изготовления, и трансформацией размера зерна в процессе термической обработки.

Ключевые слова: дихалькогениды тугоплавких металлов, диселенид молибдена, термодиффузионный синтез в парах селена, литой деформированный молибден, спеченный молибден, трибологические характеристики.

THE EFFECT OF MICROSTRESSES AND THE GRAIN SIZE OF THE BASE SURFACE ON THE FORMATION OF THE STRUCTURE AND THE TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF THE COATINGS OF MOLYBDENUM DISELENIDE (MoSe2)

Lobova T.A., Marchenko E.A.

The results of studies of the influence of the state of the substrate (stresses, roughness, grain size, texture) on the structure and tribological properties of coatings obtained on compact molybdenum are presented. The difference in the structure of the surface layers of the deformed cast and sintered molybdenum is shown, which is related to the relaxation of mechanical stresses induced during manufacture and the transformation of the grain size during the heat treatment.

Keywords: dichalcogenides of refractory metals, molybdenum diselenide, thermodiffusion synthesis in selenium vapor, molten deformed cast molybdenum, sintered molybdenum, tribological characteristics.

Введение

В настоящее время в узлах трения, работающих в экстремальных условиях эксплуатации, применяются твердые смазки и самосмазывающиеся материалы на основе дихалькогенидов тугоплавких металлов. При их использовании в подшипниковых узлах, опорах трения и других механизмах изделий ракетно-космической техники и космических аппаратов основной задачей является обеспечение стабильного функционирования механизмов, как при прохождении плотных атмосферных слоев, так и при последующей длительной эксплуатации в условиях космического полета. При работе пар трения в таких сложных условиях к смазкам предъявляются исключительно высокие требования. Особенно это важно при их использовании в таких механизмах как предохранительные муфты, кинематические передачи, привода следящих систем и других точных механизмах, работа которых во многом определяется постоянством статических (или динамических) моментов трения особенно при изменении характера окружающей среды.

Диселенид молибдена по своим физико-химическим и функциональным характеристикам является одной из наиболее перспективных твердых смазок класса дихалькогенидов тугоплавких металлов (сульфидов и селенидов вольфрама, молибдена, ниобия и тантала), так как обеспечивает высокую стабильность работы узлов трения в широком диапазоне условий эксплуатации (вакуум, окислительная среда, термоциклирование) [1].

Технология получения покрытий диселенида молибдена с заданными трибологическими свойствами наиболее полно отработана на компактном молибдене [2]. Показано, что в зависимости от температуры, давления паров селена и продолжительности процесса можно получать покрытия диселенида молибдена самых разных структур и свойств: от рыхлых, плохо держащихся на поверхности основы, до высокоплотных, прочно сцепленных с основой, толщиной от 5 до 60 мкм. Плотными, прочно сцепленными с основой, получаются покрытия на поликристаллическом молибдене при температуре выше 600°С. По химическому составу они соответствуют соединению $MoSe_2$ и имеют столбчатый излом, что свидетельствует о преимущественной ориентации кристаллитов относительно подложки. Сочетанием хороших смазочных свойств и высокой износостойкостью обладают только покрытия, имеющие ориентацию плоскостью (110) $MoSe_2$ параллельно поверхности. Поскольку покрытия диселенида молибдена в процессе термодиффузионного синтеза в парах селена имеют склонность к ориентированному росту, существенную роль в формировании их текстуры играют структурные характеристики основы и их изменения при термической обработке (напряженное состояние, размер зерна и наличие собственной текстуры).

Цель работы – определение структурных параметров основы (деформированных литого и спеченного молибдена), наиболее существенно влияющих на структуру и трибологические характеристики диселенида молибдена.

Материалы и методы

Образцы из подвергнутых деформации литого и спеченного молибдена диаметром 15 мм и толщиной 3 мм шлифовали (Rz=0,63 мкм) или полировали (Rz=0,04 мкм), отжигали в вакууме (10^2 Па) при температуре 700, 1000 и 1300°С в течение 3 ч., а затем методом термодиффузионного синтеза в парах селена наносили покрытия диселенида молибдена при температуре 700°С. Для изготовления модельных элементов трения использовали промышленный литой молибденовый сплав ВМ-1(ОСТ1-92 027-73) состава (%масс.): 0,017С, 0,10Ti, 0,01Si, 0,01Ni, 0,08Zr, 0,6W, Mo – остальное. Гидростатическая обработка слитка жидкостью высокого давления (11-13 х10^2 МПа) при больших степенях деформации (70 – 80%) приводит к значительному упрочнению сплава (в 1,5 раза) при одновременном повышении относительного сужения (в 2 раза) и неизменном удлинении [3]. Сплав имеет сильно развитую межзереную поверхность, за счет чего в меньшей степени проявляется эффект старения при его отжиге выше 1200°С. При исследовании состояния поверхности образцов использовали методы рентгеноструктурного анализа (дифрактометр ДРОН-3,0, камера РКД), измерения микротвердости (микротвердомер ПМТ-3) и шероховатости поверхности (профилограф - профилометр завода «Калибр»). Оценку остаточных микронапряжений в поверхностном слое проводили рентгенофазовым методом по уширению дифракционных линий (точность измерения 7-9%) и путем измерения микротвердости поверхности. Трибологические испытания проводили на машине трения И – 47- К – 54 по ГОСТ 23.210.80, а также на установке И-47-В-2 по торцевой схеме. Для испытаний на установке И-47-В-2 образцы с покрытием диселенида молибдена были выполнены в виде сплошного диска диаметром 15 мм, контр – тело – кольцо из кованого молибдена чистотой 99,9% с наружным диаметром 13 мм, внутренним - 5 мм, давление 0,4 МПа, скорость скольжения 0,03 м/сек. На установке И–47-К–54 испытаниям подвергали модельные образцы из сплава ВМ-1 (образцы кольцевой формы наружным диаметром 28 мм и внутренним 20, высотой 12 мм) с покрытиями диселенида молибдена толщиной 15-55 мкм, которые получали термодиффузионным синтезом при температуре 650°С и давлении пара селена 230 Па, в качестве контр-тела использовали образцы такой же формы из стали 25Х13Н1. Скорость скольжения составляла 0,004м/сек., давление 8–60 МПа. В ходе трибологических испытаний определяли коэффициент трения покрытия диселенида молибдена, коэффициент трения при страгивании после наработки пути

трения 20 м и выстаивания образца с покрытием под нагрузкой в течение 10 мин.

Результаты и их обсуждение

При изготовлении деталей трения для достижения необходимой геометрии поверхностей трения и оптимального их прилегания в паре трения применяют многоступенчатую механическую обработку, в результате которой возникает технологическая шероховатость. Как правило, окончательной операцией механической обработки поверхностей является шлифовка или полировка; для наиболее ответственных тяжело нагруженных пар трения предусматривается притирка рабочих деталей непосредственно в паре трения с применением алмазной пасты. Полировка поверхности даже тонкими абразивами ведет к возникновению наклепанного слоя, толщина которого может достигать 50 мкм [4], а при длительной полировке возможна аморфизация поверхностных слоев [5]. Наклеп поверхностного слоя и его аморфизация ведут к накоплению поверхностью избыточной энергии, а возникающие напряжения и преимущественная ориентировка кристаллитов подложки, которая появляется в процессе деформационной обработки, могут оказывать существенное влияние на диффузионные процессы, протекающие в процессе роста покрытий.

Установлено, что толщина полученных покрытий $MoSe_2$ на литом молибдене существенно ниже, чем на спеченном (5-15 мкм и 60 мкм соответственно)

Рентгенографическое исследование поверхности образцов молибдена выявило их существенное различие. Литой молибден в исходном состоянии имеет слоистую структуру: верхний, очень тонкий слой состоит из мелких зерен, образовавшихся в результате шлифовки поверхности; в нижнем слое обнаружены крупные зерна размером ~ 50 мкм. Зерна слегка деформированы вследствие механической обработки поверхности [6], в поверхностном слое фиксируются напряжения (линии на рентгенограммах размыты) и легкая текстура обработки (рисунок 1 а).

Термическая обработка при 700°С не приводит к релаксации микронапряжений в зерне, т.к. пятна по-прежнему остаются вытянутыми, но частично устраняет текстуру обработки (рисунок 1 б). После отжига при 1300°С в поверхностном слое наблюдается полная рекристаллизация (отсутствуют микронапряжения и текстура), в результате чего пятна становятся равноосными. При этом не только более полно снимаются микронапряжения, но изменяется и размер зерна - количество отражений N (hkl) от отдельных зерен на рентгенограммах образцов примерно в 8 раз меньше, чем на рентгенограммах образцов, отожженных при 1000°С. Для холодно деформированного литого молибдена сильный рост зерна отмечается для всех степеней деформации при отжиге выше 1400°С [3]; для спеченного молибдена размер зерна увеличивается более, чем в два раза по

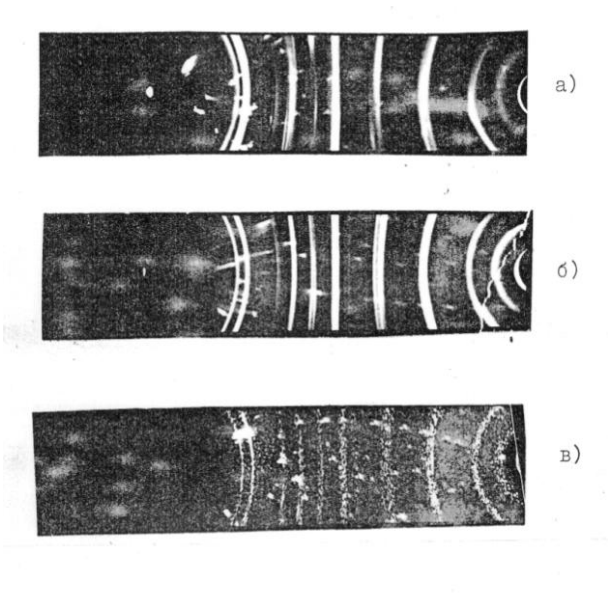


Рис.1. **Рентгенограммы поверхности литого молибдена: а) без отжига; б) отжиг при 700°С; в) отжиг при 1300°С.**

сравнению с исходным неотожженном (5-10 мкм). Поскольку условием ориентированного роста покрытий диселенида молибдена является скорость образования зародышей, то чем выше их плотность (меньше размер зерен подложки), тем выше степень ориентации и острота текстуры формирующегося слоя. Для покрытий диселенида молибдена на спеченном молибдене наблюдается прямо пропорциональная связь между относительной интегральной интенсивностью линии (110) $MoSe_2$, (степенью текстуры) и микротвердостью, в то время как на литом молибдене эта связь обратно пропорциональна (рис. 2)

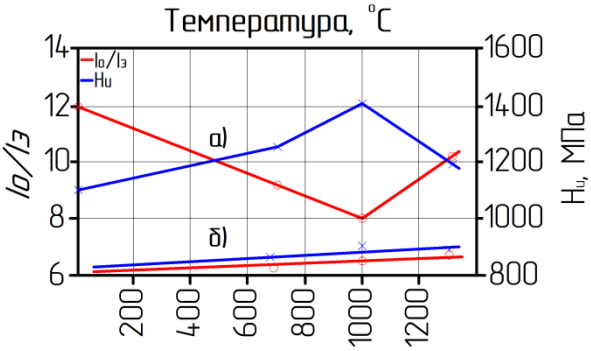


Рис. 2. **Зависимость относительной интегральной интенсивности линии (110) $MoSe_2$ и микротвердости покрытия диселенида молибдена на литом (а) и спеченном (б) молибдене от температуры термической обработки.**

Исследования влияния шероховатости поверхности, проведенные на шлифованных (Rz = 0,63 мкм) и полированных (Rz = 0.04 мкм) образцах молибдена, показали, что толщина покрытия практически не зависит ни от шероховатости поверхности подложки, ни от температуры отжига образцов. Выполненные исследования показали, что наличие мелкозернистой

структуры молибдена способствует формированию прочных, плотных, с высокой степенью ориентации плоскостью (110) параллельно поверхности слоев диселенида молибдена с высокой адгезией к основе и износостойкостью.

Выбранный нами для изготовления элементов трения сплав ВМ-1 обладает мелкозернистой структурой за счет наличия в его составе карбида циркония, который имеет структурное подобие с основным металлом. В процессе кристаллизации слитка частицы ZrC выполняют роль искусственно созданных в расплаве зародышевых центров, приводящих к получению мелкозернистой структуры слитка. Сплав имеет сильно развитую межзеренную поверхность за счет чего в меньшей степени проявляется эффект старения при его термической обработке выше 1200°С. Вследствие высокой стабильности дислокационной структуры в области высоких температур и медленного развития процесса деполигонизации высокая пластичность сплава сохраняется и после высокотемпературного отжига (1500–1600°С). Эти достоинства сплава ВМ-1 позволили использовать его в качестве конструкционного материала при изготовлении конусных вкладышей предохранительной муфты электромеханического привода систем ориентации солнечных батарей. Главным требованием к покрытию диселенида молибдена является сохранение перегрузочного момента муфты в заданных пределах в течение всего периода эксплуатации при резком изменении условий окружающей среды. Для подтверждения работоспособности покрытий $MoSe_2$ при давлениях до 60 МПа и пути трения по среднему диаметру вкладышей не менее 10 м проведены испытания трибологических свойств покрытий на модельных образцах из сплава ВМ-1 на машине трения И-47-К-54 при скорости скольжения 0,004м/сек в интервале давлений 8 – 60 МПа. Установлено (рис. 3), что все исследованные покрытия обеспечивают требуемый ресурс (путь трения 20м) при максимальном давлении 600 МПа, при этом покрытия толщиной 15 мкм имеют 2-х кратный запас по ресурсу, а толщиной 20-25 мкм – 3-х кратный.

Изменение коэффициента трения скольжения и при страгивании после выстоя составляет 3–4,5%. Таким образом, покрытия толщиной 25–35мкм обеспечивают работоспособность вкладышей предохранительной муфты при нагрузке 15МПа при троекратном превышении ресурса (суммарный путь трения 60 м).

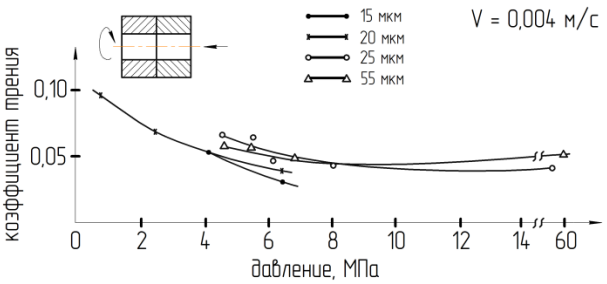


Рис. 3. **Влияние давления на коэффициент трения покрытий $MoSe_2$ на материале ВМ–I (контртело – сталь 25XI3HI)**

Заключение

Проведенные исследования показали, что возникающие в процессе многоступенчатой механической обработки элементов трения микронапряжения оказывают существенное влияние на состояние поверхности подложки и являются одним из определяющих факторов, который необходимо учитывать при получении покрытий диселенида молибдена термодиффузионным синтезом.

[1] Лобова Т.А., Марченко Е.А. Дихалькогениды переходных металлов трибологического назначения (краткий обзор). Трение и смазка в машинах и механизмах, ч.1, № 6, стр.44-47, 2014; ч.2, №1, 2015, с. 39-43.

[2] Лобова Т.А., Марченко Е.А. Оптимизация структуры и трибологических характеристик твердосмазочных покрытий на основе дихалькогенидов тугоплавких металлов. Труды VI Международного симпозиума по трибофатике. 25 октября-1 ноября, 2010, Минск, Беларусь, с.713-719,

[3] Мальцев М.В. Термическая обработка тугоплавких редких металлов и их сплавов,-М.Металлургия,- 1974.-342с.

[4] Бабад-Захряпин А.А. Дефекты покрытий. М.: Энергоатомиздат, 1987. - 150с.

[5] Коба Е.С., Лоцко Д.В., Мильман Ю.В. Аморфизация поверхностных слоев кристаллов при механической полировке алмазным абразивом // Поверхность. - 1987. - № 8.- С. 123-129.

[6] Северденко В.П., Гурский Л.И. Структура в объеме и на поверхности прокатанных материалов. - Минск: Наука и техника,1972. - 304с.

ПРОБЛЕМЫ ИНТЕНСИВНОГО ИЗНОСА КОЛЕС И РЕЛЬСОВ, РЕАЛЬНЫЕ И ЭФФЕКТИВНЫЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИХ РЕШЕНИЙ

[1]Лужнов Ю.М., [2]Керопян А.М., [3]Петраковский С.С.

E-mail: am_kerop@mail.ru

[1]ВНИИЖТ, Москва, РФ;
[2]НИТУ «МИСиС», Москва, РФ;
[3]Союз НИО, Москва, РФ.

В работе выполнен анализ существующих проблем интенсивного износа колес и рельсов железнодорожного транспорта предложены реальные и эффективные мероприятия, обеспечивающие возможность их реализации.

Ключевые слова: фрикционный контакт, сезонное регулирование, интенсивный износ.

THE PROBLEM OF HEAVY WEAR OF WHEELS AND RAILS, THE REAL AND EFFECTIVE POSSIBILITIES OF THEIR SOLUTIONS

Luzhnov Y.M., Keropyan A.M., Petrakovsky S.S.

The analysis of existing problems of intensive wear of wheels and rails of railway transport is carried out in work the real and effective actions providing possibility of their realization are offered.

Keywords: friction contact, seasonal regulation, intensive wear.

Введение

Резкое увеличение на отдельных участках железных дорог России даже в период спада объёма перевозочной работы, уменьшения масс поездов и практически без увеличения скорости их движения, интенсивности изнашивания колёс и рельсов в 6 - 10 раз. Рост производства в стране потребует перевозить по железным дорогам больше грузов, и тогда, если не принять уже сейчас соответствующих мер, непременно возникнет проблема надёжности сцепления колёс с рельсами и вторая, не менее острая волна роста интенсивности изнашивания колёс и рельсов. Все это требует объективного анализа причин и поиска наиболее эффективных решений в сложившихся условиях.

Результаты исследований и их обсуждение.

Мировой и отечественный опыт, а также сороколетние исследования авторами природы фрикционного взаимодействия колёс и рельсов на дорогах СССР и России, позволяют утверждать, что истоки всплеска интенсивности износа колёс и рельсов, заложены задолго до 90-х годов прошлого столетия, и кроются:

• в недооценке важности принятия совместных решений специалистами путейского, локомотивного, вагонного, грузового и логистического хозяйств сети железнодорожного транспорта;

• в отсутствии внимания к важности учёта и использования природы фрикционного состояния поверхностей трения и процессов формирования усилий между колесом и рельсом [1, 2, 3, 4, 5].

Через зону контакта колеса с рельсом передаются нормальные тяговые (тормозные) и направляющие усилия, необходимые для движения поезда. К началу обвального износа колёс и рельсов, нормальные нагрузки на колесо выросли от 40-60 кН для порожнего и до 120 кН для перегруженного вагона, касательная сила (в зависимости от кривизны пути) возросла до 140 кН. Горизонтальная сила тяги и торможения меняется в пределах от 0 до 40 кН. Результирующая векторная сумма этих сил стала меняться в пределах от 60 до 200 кН на колесо. На эти статические силы накладываются ещё силы, связанные с перекосом тележек, загруженностью пути (против нормативной) и динамические воздействия. Вместо обычного роста площади контактирования между колесом и рельсом по мере их износа, на отдельных участках кривых, за счёт введённого увеличения допуска на боковой износ рельсов свыше 10 мм, она стала уменьшаться. Всё вместе это привело к значительному увеличению удельных давлений в зоне контакта колеса и рельса и повышению роли пластической деформации при их фрикционном взаимодействии.

За счёт введенного на железных дорогах России сужения рельсовой колеи, в связи с уменьшением зазора между гребнем колеса и рельсом, дорожки катания колёс и рельсов сместились внутрь колеи. Это привело к увеличению колебания фрикционных свойств между колёсами одной колёсной пары на прямых участках пути и в ещё большей степени - при прохождении кривых малого радиуса, способствуя тем самым их дополнительному скольжению.

За последние два - три десятилетия, по мере увеличения мощности локомотивов и массы поездов, изменилось отношение и к допустимому избыточному скольжению колёс относительно рельсов. За это время оно повысилось с 2 - 3% до 5 - 10% от скорости движения поезда. Избыточное скольжение колёс относительно рельсов, является источником значительной энергии, выделяющийся в весьма малом объёме зоны трения колеса и рельса.

Достаточно сказать, что в ряде случаев при трогании и движении по лимитирующему подъёму локомотив расходует на тепло, выделяющееся в зоне трения его колёс с рельсами до 20 - 25% потребляемой мощности. Эта энергия идёт на разогрев поверхностного слоя материала колёс и рельсов, достигающего нескольких сотен, а иногда и тысячи градусов Цельсия. В результате механические свойства могут уменьшаться в несколько раз, а также на разогрев дисперсных поверхностных слоев, структурно-реологические характеристики которых могут увеличиваться также в несколько раз. Тем самым только за счёт исходного фрикционного состояния дорожек трения колёс и рельсов и дозированного регулирования тепла, выделяющегося в зоне трения, представляется возможность как увеличивать, так и уменьшать силу трения между колесом и рельсом, а также увеличивать и уменьшать интенсивность их изнашивания. На эти вопросы во многом могут дать ответы тепловая динамика фрикционного взаимодействия, разработанная лауреатом международной большой золотой медали в области трибологии А.В.Чичинадзе [6, 7].

Факторный анализ, проведённый по результатам исследований 33 отечественных и зарубежных авторов, работающих по проблеме колесо - рельс, показал, что из большого количества факторов оказывающих влияние на уровень трения и износа колёс и рельсов, особо ответственными являются [8]:

• удельные нагрузки в зоне трения колеса и рельса;
• физико-химические и фрикционные свойства дорожек трения и рельса;
• скорость скольжения колеса по рельсу.

По первому фактору известно, что нужно делать, чтобы привести удельные давления к величинам, предшествующим вспышке изнашивания, или как выбрать путь дальнейшего повышения прочности материала колёс и рельсов [8, С. 56-57].

Однако эти мероприятия весьма трудоёмки, и даже в условиях хорошего финансирования их реализация займёт длительный срок. Второй и третий - особо ответственные факторы, влияющие на уровень и результат фрикционного взаимодействия между колесом и рельсом, и представляют тесно связанный между собой сугубо триботехнический симбиоз, используя основы которого можно за значительно более короткие сроки и с меньшими материальными затратами повысить износостойкость колёс и рельсов [8, 9].

Выводы

Первостепенными направлениями работ должны стать:

• Снижение максимальных удельных нагрузок в зоне контакта колеса с рельсом.

• Необходимо научиться полнее использовать естественные фрикционные характеристики дорожек трения колёс и рельсов и вводить сезонное регулирование движением поездов, опираясь исключительно на них. Для этого имеются методы определения сезонных коэффициентов сцепления. Подготовлен вариант районирования фрикционных возможностей участков железных дорог с учётом климатических факторов, способный стать основой для выполнения этих задач.

• При скольжении колёс имеются периоды, когда между колесом и рельсом реализуется естественное понижение уровня трения. Можно использовать этот режим их работы при прохождении кривых.

Необходимо определять допустимое значение скольжения колёс при выдаче заказа на новый подвижной состав и контролировать его с применением соответствующих технических решений [10].

Существующие методы стабилизации сцепления с использованием песка, предназ-наченные для устранения отдельных случаев боксования колёс, вовсе не должны быть постоянно действующими и выбрасывать на рельсы песок, во много раз превосходящий потребности сцепления, способствуя интенсивному абразивному изнашиванию колёс и рельсов. Имеются способы и устройства, устраняющие существующие недостатки систем пескоподачи на локомотивах [11, 12, 13, 14].

Следует отказаться от избыточного скольжения колёс относительно рельсов для улучшения их сцепления, как энергозатратного и способствующего интенсивному изнашиванию. Целесообразно использовать для этого менее энергозатратные методы (СВЧ, ультрафиолет и др.) [8, 15].

Методы испытания материалов колёс и рельсов обязательно должны использовать требования первой и второй триады И.В. Крагельского с учётом свойств поверхностных слоев, имеющихся на дорожках трения в эксплуатационных условиях [16].

Материалы и покрытия колёс и рельсов, перед широким их внедрением на железнодорожном транспорте, должны проходить испытания на фрикционную теплостойкость.

[1] Лужнов Ю.М. Сцепление колес с рельсами. Природа и закономерности. - М.: ИНТЕРТЕКСТ, 2003. - 144 с.
[2] Обобщение передового опыта тяжеловесного движения: вопросы взаимодействия колеса и рельса. //Пер. с англ. У.Дж. Харрис, С.М. Захаров, Дж. Ландгрен и др.:«Интертекст». 2002. - 408с.
[3] Косиков С.И. Фрикционные свойства железнодорожных рельсов. М., Наука, 1967. - 112с.
[4] Lujnov J.M., Kosikov S.J. Frikction on railway rails. Convention on adhesion. Paper 3. Published by the institution. London. 1963.
[5] Lujnov J.M. The frikction on dustri syrfaces. Research in surface forces. Consultant burcan. New-York. 1966.
[6] Чичинадзе А.В. Практическая реализация тепловой динамики трения и моделирования трения и износа при сухом и граничном трении: Практическая трибология. Международная энциклопедия. – М.: Наука и техника. 1994. - С 67 – 83.
[7] Основы трибологии (трении, износ, смазка) / Э.Д. Браун, Н.А. Буше, И.А. Буяновский и др. / Под ред. А.В. Чичинадзе: Учебник для технических вузов. - М.: Центр «Наука и техника», 1995. - 778 с. ISBN 5-900359-10 - 7.
[8] Лужнов Ю.М. Нанотрибология сцепления колес с рельсами. М., Интекст, 2009, - 176с.
[9] Керопян А.М. Особенности взаимодействия тяговых колес электровоза и тепловоза с рельсами в условиях открытых горных работ. / Трение и износ. Т. 37, № 1 (январь-февраль). 2016. - С. 98-104.

[10] Патент РФ на изобретение № 2489286 от 17.02.11, бюл. № 22 от 10.08.13 / Керопян А.М., Бабичев Ю.Е. Устройство для обнаружения начала процесса буксования колесных пар локомотива.
[11] Керопян А.М., Лужнов Ю.М. Метод непрерывного контроля процесса сцепления тяговых колесных пар карьерного локомотива. / Строительные и дорожные машины. - М.: №11, 2014 г. - С. 12-15.
[12] Керопян А.М., Лужнов Ю.М. Системы рациональной подачи песка на рельсы для повышения коэффициента сцепления карьерных локомотивов./ Строительные и дорожные машины. - М.: - №12, - 2014 г. - С.45-48.
[13] Патент РФ на изобретение № 2502623 от 14.06.12, бюл № 36 от 27.12.13. // Керопян А.М., Лужнов Ю.М. Устройство для подачи песка под колеса локомотива.
[14] Патент РФ на изобретение № 2504492 от 14.06.12, бюл. № 2 от 20.01.14. // Керопян А.М., Лужнов Ю.М. Способ увеличения сцепления колеса с рельсом.
[15] А.С. № 732155 Лужнов Ю.М., Попов В.А. Способ повышения сцепления колес железнодорожного транспортного средства с рельсами. Заявка: № 2722104, от 08.02.1979. Опубликовано: 05.05.1980.
[16] Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. - М.: Машиностроение. 1977, - 526 с.

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫЙ СИНТЕЗ САМОСМАЗЫВАЮЩИХСЯ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИХ КОМПОЗИТОВ

Лукьянов А.И.

E-mail: roschin50@yandex.ru

Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия.

Работа посвящена высокотемпературным лабораторным трибологическим испытаниям металлокерамики. Установлено, что при обработке металлокерамики в парах селена коэффициент трения в диапазоне температур 600…850^{0}C ниже примерно на 20%, чем коэффициент трения не обработанных образцов. Эффект уменьшения коэффициента трения установлен при температуре испытаний от 500^{0}C. Обнаружено, что халькогенид железа при 500^{0}C и выше выделяют пары Se, которые адсорбируются на контакте и создают смазочный слой.

Ключевые слова: трение, коэффициент трения, высокотемпературные испытания, металлокерамика, халькогениды, селен, адсорбция, смазочный слой.

HIGH TEMPERATURE SYNTHESIS OF METAL-CERAMIC SELF-LUBRICATING COMPOSITES

Lukyanov, A.I., Roshchin M.N.

The work is devoted to high-temperature laboratory tribological tests of metal ceramics. It was found that the coefficient of friction in the temperature range of 600...850^{0}C is lower by about 20% than the coefficient of friction of untreated samples during the processing of metal ceramics in selenium vapor. The effect of reducing the coefficient of friction is set at a test temperature of 500^{0}C. It was found that iron chalcogenide at 500^{0}C and above secrete Se vapors, which are adsorbed on contact and create a lubricant layer.

Keywords: friction, coefficient of friction, high-temperature tests, metal ceramics, chalcogenides, selenium, adsorption, lubricant layer.

Введение

Создание перспективной техники требует ужесточение требований к узлам и агрегатам. Повышение температурной нагрузки на узлы трения влечет за собой создание новых материалов и конструктивных решений. Обеспечения работоспособности узлов трения в условиях высоких температур очень актуальна, практически, во всем машиностроительном комплексе и обусловлена низкой надежностью и большими затратами на восстановительный ремонт высокотемпературных узлов трения, для которых невозможно применения смазочных масел. Это относится к узлам трения, которые эксплуатируются при температуре больше 300 ^{0}C, особенно это относится к области двигателестроения, а именно к авиационным авиадвигателям. Тенденция к повышению температур в узлах трения до температур плавления материалов наблюдается при создании авиационной и ракетно-космической техники.

Большой интерес для работы в условиях больших температур представляют твердые смазочные покрытия (ТСП). К ним относятся графит, нитрид бора, халькогениды – соединения элементов V1 группы системы Д.И.Менделеева серы, селена и теллура с металлами: молибденом, вольфрамом, ниобием и др. Халькогениды металлов получают или сплавлением из элементов или взаимодействием металлов с парами халькогенов [1].

Твердосмазочные покрытия, образованные на основе халькогенидов, могут действовать на расстоянии от поверхности трения. Это можно объяснить тем, что исследованные дихалькогениды выделяли пары серы и селена. Пары адсорбируются на поверхности трения, и создают в точках

фактического контакта смазочный слой, переводя режим сухого трения в режим трения с граничной смазкой. Для сохранения длительной работоспособности ТСП необходимо снижать скорость выделения ими паров халькогенов [2].

Для работы узлов трения при высоких температурах необходимо обеспечить выделение халькогена длительное время, на что ТСП не способны.

Цель работы - синтез самосмазывающихся металлокерамических композитов. Необходимо создать в структуре металлокерамики соединения халькогенидов, которые при повышении температуры в узле трения будут выделять халькоген.

Процесс насыщения образцов халькогенидами, в частности селеном, осуществлялся на лабораторной установке с индукционным нагревом, схема которой приведена на рис. 1.

Для синтеза халькогенида селена были изготовлены образцы 10x10x8 мм из спеченной металлокерамики состава: C-18…20%; Si-3,5…5%; P-0,4…1,5%; Mn-0,4…0,5%; Cu-0,5…1,0%; Fe-74…75%, пористость которой составляла 10…15%.

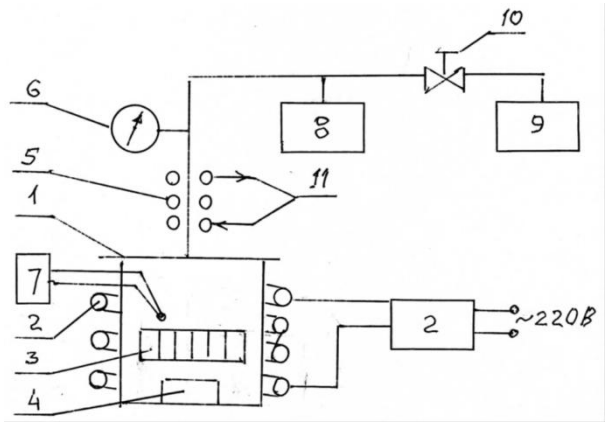


Рис. 1. **Схема установки: 1)Тигель; 2) ТВЧ-индуктор с блоком питания; 3) Образцы; 4) Материал – халькоген; 5) Рубашка охлаждения; 6) Вакуумметр; 7) Регистратор температуры; 8) Вакуумметр ВИТ-2; 9) Вакуумный насос; 10) Запорный вентиль; 11) Подводка охлаждения**

На дно тигля (1) помещается порошкообразный селен (4), который при нагреве до 685 градусов испаряется и насыщает пористые металокерамические образцы (3), подвешенные в нержавеющей сетке в середине тигля (1). Образцы имеют пористость 10…30%, в состав которых входит никель или железо. Пары селена реагируют с никелем или железом, образуя селениды. Перед нагревом в тигле с образцами откачивался воздух до 10^{-3} мм.рт.ст. вакуумным насосом (9), контроль вакуума осуществлялся вакуумметром ВИТ-2. После откачки закрывался запорный вентиль (10). Водяное охлаждение (11) подавалось на рубашку охлаждения (5) тигля (1) и на индуктор с блоком питания (2). Нагрев тигля осуществлялся ТВЧ индуктором (2), температура контролировалась термопарой хромель-капель (7). Одновременно с повышением температуры начинал испаряться селен и начинало расти давление, которое измерялось на манометрическом вакуумметре (6). По достижении 685 градусов индуктор переходил в режим поддержания температуры в течении часа, затем нагрев отключался и происходил процесс остывания. Обработанные образцы подвергались трибологическим испытаниям.

Для проведения триботехнических испытаний использовался высокотемпературный стенд ВТМТ-1000, обеспечивающий режим трения образцов по пальчиковой схеме в интервале температур 0 – 1000 ^{0}C в условиях диапазона нормальных нагрузок 50 – 500 Н. С учетом термоизоляции узел нагрева позволяет разогревать испытуемые образцы до температуры 1000 ^{0}C. В процессе испытаний осуществлялся контроль нагрузки на испытуемые образцы, скорость вращения шпинделя установки, время испытаний. Регистрация момента трения и осуществляется с использованием тензометрических датчиков ZET 7111 Tensometer CAN. Данные передаются в цифровом виде по интерфейсу CAN 2.0, используя протокол Modbus. Измерение температуры нижнего стального образца (нагреваемого до заданной температуры) , осуществлялся термопарой хромель-алюмель с регистрацией на приборе с использованием датчиков температуры ZET 7120 TermoTC-CAN..

Испытания образцов, обработанных селеном, проводились в паре трения со сталью 40Х13. Площадь контакта составляла 300 мм^2 , средний диаметр расположения образцов – 66 мм, линейная скорость – 0,162 м/с, осевая нагрузка: 6,7; 9; 15; 20; 30 кГ. Измерение момента трения осуществлялось от температуры 20^{0}C до 850^{0}C с шагом 100^{0}C [3]. По результатам испытаний построена зависимость коэффициента трения от температуры при удельной нагрузке 0,5 МПа, рис. 2. Кривая МК – металлокерамика исходная, кривая МК-Se – металлокерамика, обработанная парами селена при температуре более 685^{0}C.

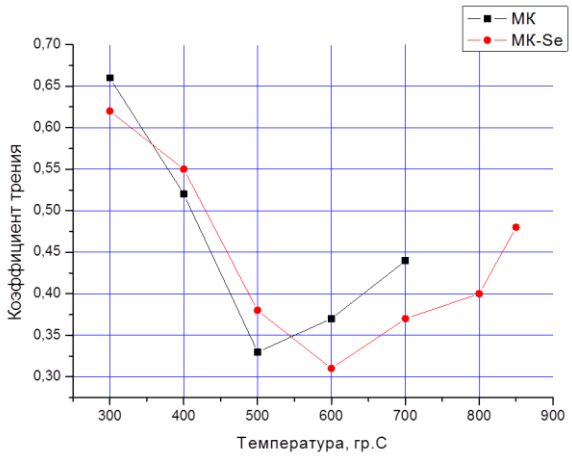


Рис. 2. **Зависимость коэффициента трения от температуры при нагрузке 0,5 МПа**

Образцы, обработанные парами селена, в диапазоне температур 600…850^{0}С имели коэффициент трения ниже примерно на 20%, чем коэффициент трения не обработанных образцов. Эффект уменьшения коэффициента трения установлен при температуре испытаний от 500^{0}С. При нагреве халькогенид железа распадается и выделял пары селена, которые адсорбировались на поверхности трения и создавали в точках фактического контакта смазочный слой, переводя режим сухого трения в режим трения с граничной смазкой.

Выводы.

Проведенные исследования показали, что в результате нагрева образцов металлокерамики выше температуры 685^{0}С (температура кипения селена 685^{0}С) происходит образование халькогенида железа. При нагреве образцов в результате испытаний при температуре выше 500^{0}С дихалькогенид железа распадался и выделял пары селена, которые адсорбировались на поверхности трения и создавали в точках фактического контакта смазочный слой, переводя режим сухого трения в режим трения с граничной смазкой.

[1] Лобова Т.А., Марченко Е.А. Влияние материалов основы и контр-тела на структуру и смазочное действие покрытий из диселенидов вольфрама и молибдена/ Научные труды V-й Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении». – М. Издательский дом «Спектр», 2017, с.136-138.
[2] Васильев Ю.Н. Трение твердых смазочных материалов// Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012, №9, с. 28-33.
[3] Рощин М.Н. Исследование фрикционных свойств материалов при высоких температурах// Современные проблемы теории машин: Материалы VI международной научно-практической конференции. – Новокузнецк: НИЦ МС, 2018. – №6, с.7-9.

ВЛИЯНИЕ ДОБАВОК ДИХАЛЬКОГЕНИДОВ ТУГОПЛАВКИХ МЕТАЛЛОВ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОК

Любинин И.А.

E-mail: ialyubinin@lubs.rosneft.ru

ООО «РН-Смазочные материалы», г. Москва, РФ.

Приведены результаты исследований влияния добавок дихалькогенидов тугоплавких металлов (ДХТМ) на трибологические характеристики пластичных смазок. Рассматриваются предлагаемые механизмы смазочного действия микронных и нанопорошков добавок ДХТМ. Сделан вывод о перспективности применения нанопорошков ДХТМ в пластичных смазках.

Ключевые слова: дихалькогениды тугоплавких металлов, нанопорошки, пластичные смазки, трибологические характеристики

THE EFFECT OF ADDITIVES OF REFRACTORY METAL DICHALCOGENIDES ON THE TRIBOLOGICAL CHARACTERISTICS OF GREASES.

Lyubinin, I.A.

The results of research on the effect of additives of refractory metal dichalcogenides (RMDC) on the tribological characteristics of greases are presented. The proposed mechanisms of lubricating action of micro- and nanopowder additives of RMDC are considered. A conclusion is made about the prospects of using RMDC nanopowders in greases.

Keywords: refractory metal dichalcogenides, nanopowders, greases, tribological characteristics

Интенсивные исследования дихалькогенидов тугоплавких металлов (ДХТМ) , прежде всего MoS_2, относятся к середине прошлого века. В этих работах [1-3] было показано, что эффективность MoS_2 зависит как от самой добавки (концентрация, дисперсность), так и от природы и свойств пластичной смазки. Результаты исследований свидетельствуют о том, что влияние добавок ДХТМ на реологические и физико-химические характеристики при концентрациях до 10 % масс. не значительно. Противозадирные характеристики улучшаются уже при введении в смазки небольших количеств добавок. Так, при определении нагрузки критической на четырехшариковой машине с увеличением концентрации добавок показатель монотонно растет, а при определении нагрузки сваривания фиксируется оптимальный диапазон концентрации от 5 до 7 % масс (рис. 1). Противоизносные свойства при невысоких нагрузках были лучше для смазок без добавок ДХТМ, что можно объяснить изменением условий подтекания смазки в зону контакта. С увеличением нагрузки противоизносные характеристики смазок с добавками ДХТМ были лучше, чем у базовых смазок [4].

Важным при исследовании пластичных смазок с добавками ДХТМ является установление механизма смазочного действия. Традиционно в качестве основного механизма смазочного действия

рассматривается анизотропия строения ДХТМ, что не объясняет эффективность добавок в экстремальных условиях нагружения. При исследовании твердых смазок ДХТМ были предложены различные модели смазочной способности, некоторые из которых вполне применимы и для пластичных смазок с добавками ДХТМ. Так в обзоре [5] обсуждаются механизмы смазочного действия, основанные на:

- легком расщеплении и сдвиге структуры ДХТМ;
- смазке за счет влаги, адсорбированной между кристаллами;
- расщеплении вдоль границ зерен, но не между слоями отдельного кристалла.

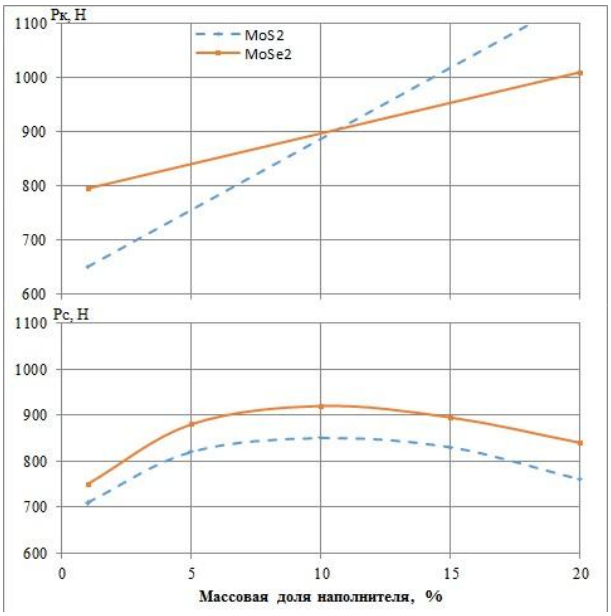


Рис. 1. **Влияние концентрации наполнителей на триботехнические характеристики литиевых смазок (LioSt, вазелиновое масло)**

При этом автор обзора отдает предпочтение первому механизму.

В работе [6] предложены реологические модели смазочной способности:

- внутрипленочное течение, когда смазочный материал прилипает к обеим скользящим поверхностям и при их относительном перемещении течет подобно вязкой жидкости;
- проскальзывание в межфазной зоне, т.е. одно тело скользит по пленке, не увлекая ее, так как пленка достаточно пластична или эластична, чтобы не препятствовать неровностям перемещаться по ней;
- внутрипленочное проскальзывание, характерно прилипанием смазочного материала к обеим поверхностям, но проскальзывание имеет место в некоторой межфазной области, определяемой условиями скольжения.

В работах [7-9] установлено образование вторичных структур поверхностей трения, за счет химического взаимодействия добавок ДХТМ с металлической подложкой.

Таблица 1. **Трибологические свойства модельных образцов смазок с добавлением графеноподобных наночастиц 2H-MoS_2 (машина трения SRV).**

Смазка	Концентрация 2H-MoS_2	Диаметр пятна износа, D, мм	Конечное (расчетное) значение коэффициента терния $f_{уст}$
кСа-смазки			
кСа-смазка (базовая)	-	0,69	0,162
кСа-1	2,5	0,67	0,166
кСа-2	5	0,63	0,168
кСа-3	7,5	0,59	0,173
кСа-4	10	0,58	0,179
кLi-смазки			
кLi-смазка (базовая)	-	0,89	0,143
кLi-1	2,5	0,83	0,149
кLi-2	5	0,74	0,155
кLi-3	7,5	0,68	0,156
кLi-4	10	0,61	0,164
Бентонитовые смазки			
Бентонитовая смазка (базовая)	-	0,68	0,166
Вп-1	2,5	0,67	0,171
Вп-2	5	0,60	0,174
Вп-3	7,5	0,56	0,178
Вп-4	10	0,53	0,183

Влияние дисперсности добавок ДХТМ на их эффективность в пластичных смазках носит противоречивый характер. Очевидно, это связано с разными условиями проведения трибологических испытаний. В работе [10] было выдвинуто предположение о проявлении эффективности добавок ДХТМ от степени их диспергирования (активации) в процессе трения.

В последние годы большой интерес вызывает применение в смазочных материалах нанопорошков ДХТМ. Так в совместных работах [10-12] УкрНИИНП «МАСМА» и института проблем материаловедения им. И.Н. Францевича НАН Украины исследовали графеноподобные наночастицы 2H-MoS_2 в качестве добавок к комплексным кальциевым, комплексным литиевым и бентонитовым смазкам. Во всех типах смазок добавка мало влияла на реологические характеристики и заметно повышала трибологические показатели.

При исследовании механизма смазочного действия бентонитовой смазки с добавкой нанокристаллического 2H-MoS_2 отмечено сущест-венное отличие от механизма взаимодействия противозадирных присадок с поверхностью трения. Также установлено для этой смазки одновременное проявление механизмов смазочного действия: как сдвигового, так и химического взаимодействия добавки нанокристаллического 2H-MoS_2 [9].

Открытие в начале 90-х годов прошлого столетия фуллереноподобных (IF) наночастиц и нанотрубок (INT) явилось началом новой области неорганического синтеза наноматериалов и их

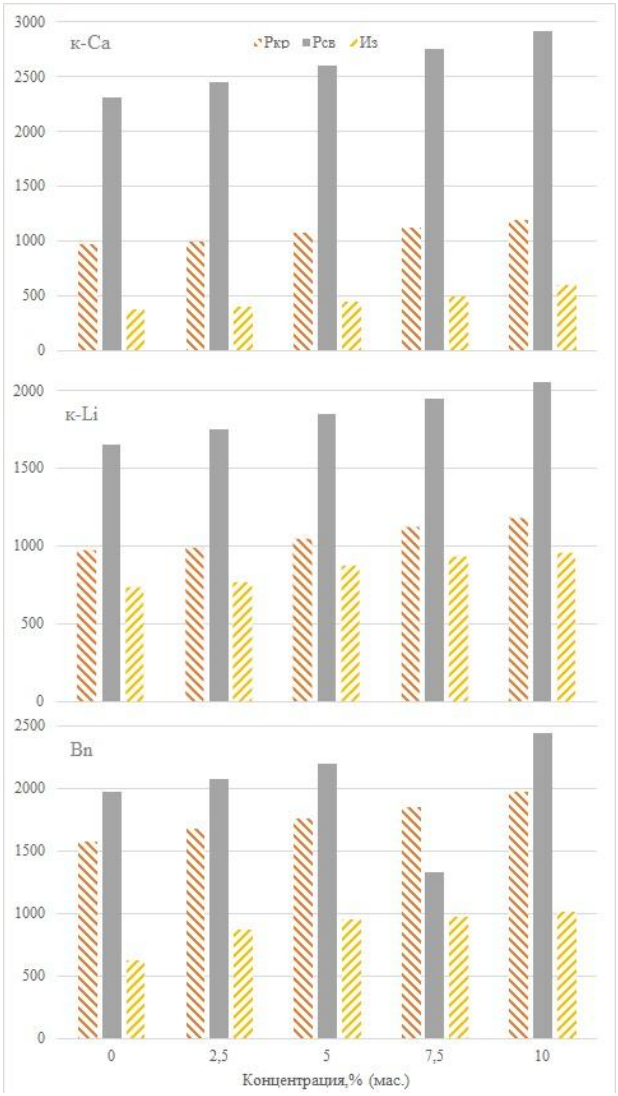


Рис. 2. **Зависимость трибологических характеристик смазок ($Р_{кр}$ – критическая нагрузка, $Р_{св}$ – нагрузка сваривания, $И_з$ – индекс задира (четырехшариковая машина трения ЧМТ-1)) от концентрации графеноподобных наночастиц 2H-MoS_2**

применения. Неорганические фуллереноподобные наночастицы относятся к числу наиболее интересных систем с точки зрения снижения трения и противоизносных свойств. В режиме граничной смазки фрикционный эффект, получаемый с наночастицами IF , по сравнению с базовым маслом может достигать 70 % [13,14]. Диаметр пятна износа, измеренный на поверхности трения, также близок к диаметру Герца, что соответствует отсутствию износа соприкасающихся поверхностей.

В зарубежных исследованиях [15, 16] фуллереноподобных наночастиц MoS_2 и WS_2 рассматриваются три основных механизма смазочного действия:

- качение, наночастица действует как шарикоподшипник между сопрягаемыми поверх-ностями;

- скольжение, за счет низкой поверхностной энергии его основной (001) плоскости и ее прочность, наночастица IF действует как разделитель, обеспечивающий низкое трение и легкий сдвиг между сопрягаемыми поверхностями;

- эксфолиация и перенос пленок (третье тело) – разъединенные слои из IF наночастиц наносятся на неровности сопрягаемых поверхностей, обеспечивая легкий сдвиг.

Отмечается [17], что хорошие смазочные свойства фуллеренов IF-MoS_2 и IF-WS_2 зависят от конкретных характеристик частиц (морфология, кристалличность, размер и т.д.). Установлено, что чем ниже кристалличность частиц, тем лучше их смазочные свойства, т.е. как аморфный характер частиц, так и наличие дефектов облегчает отслоение внешних слоев под внешним давлением и, следовательно, улучшают трибологические характеристики частиц. Это согласуется с основным механизмом смазки IF-структур. Широко исследованные ранее хорошие смазочные свойства частиц объяснялись постепенным отшелушиванием внешних листов частиц в процессе трения, что приводило к их переносу на неровности поверхностей, совершающих возвратно-поступательное движение, и сдвигом базисных плоскостей [18].

При сравнении трибохимической стабильности IF-MoS_2 и IF-WS_2, более низкую химическую стабильность IF-MoS_2 объясняют более низкой химической стабильностью MoS_2 по сравнению с WS_2. Так же влияет разность размеров наночастиц IF-MoS_2 (50-80 нм) и WS_2 (120-140 нм), т.к. химическая стойкость к окислению наночастиц снижается с уменьшением размера.

2H-MoS_2 имеют более высокий модуль Юнга (230 ГПа) по сравнению с 2H-WS_2 (160 ГПа). Известно, что наночастицы IF и, в частности INT имеют аналогичный модуль Юнга для своих объемных аналогов. Поэтому ожидается, что IF-MoS_2 будут механически более надежными, чем их аналоги WS_2 . Но, химическая стабильность MoS_2 ниже, чем у WS_2 , особенно в окислительных средах.

В настоящее время компания NIS Nanotech (Израиль) производит IF-WS_2 в промышленных масштабах. Концентраты добавки рекомендуются в пластичные смазки, масла и СОЖ [19]. В табл. 2 приведены результаты испытаний этого продукта в пластичных смазках.

Таблица 2. **Трибологические характеристики литиевой (Li) и комплексной литиевой (LiX) смазок с добавками MoS_2 и IF-WS_2**

Смазка	Нагрузка сваривания, Н	Индекс задира, Н	Пятно износа, мм (392 Н, 1 час)
Li - базовая	1260		0,86
Li+3%MoS_2	2500	410	0,81
Li+1%IF-WS_2	3150		0,46
Li+3%IF-WS_2	6200	1180	0,53
LiX - базовая	1630		0,73
LiX+3%MoS_2	4000	570	1,04
LiX+1%IF-WS_2	5000		0,425
LiX+3%IF-WS_2	8000	1280	0,43

Результаты испытаний свидетельствуют о том, что при использовании нанодобавки IF-WS_2 трибологические характеристики смазок обеспечиваются при гораздо более низких концентрациях, чем при использовании микронной добавки MoS_2 . Это важно и с экономической точки зрения, так как разница в стоимости MoS_2 и нанодобавки IF-WS_2 составляет 10-15 % и снижение концентрации в смазке позволяет получить более дешевый и в тоже время более качественный продукт.

[1] Фукс И.Г. Добавки к пластичным смазкам.- М.: Химия.- 1982.
[2] Ищук Ю.Л. Состав, структура и свойства пластичных смазок.- К.: Наук. думка.- 1996.
[3] Любинин И.А., Губарев А.С., Наконечная М.Б. и др. Влияние дихалькогенидов тугоплавких металлов на свойства литиевой пластичной смазки //Нефтепереработка и нефтехимия.- Республ. межв. сб. (25), 1983, 64-66.
[4] Любинин И.А., Наконечная М.Б., Губарев А.С. Литиевые смазки с диселенидом молибдена // Нефтепереработка и нефтехимия.-1984, № 8, 12-14.
[5] Johnson R.L., Sliney H.E. Fundamental Considerations for Future Solid Lubricants // Proc. AFML-MRI Conf. on Solid Lubricants, 1970,140.
[6] Ives L.K., Peterson M.B. Models of Solid Lubrication // Proc. Workshop on Fundamentals of High-Temperature Friction and Wear With Emphasis on Solid Lubrication for Heat Engines, 1984, 43.
[7] Любинин И.А., Костецкий Б.И., Наконечная М.Б. Исследование механизма смазывающего действия пластичных смазок при граничном трении // Конф. Трение и смазка в машинах, 1983, 303-304.
[8] Любинин И.А. Литиевые смазки с композициями добавок для тяжелонагруженных узлов трения: дис. ... канд. техн. наук: 05.17.07. Киев, 1986. 207 с.
[9] Курбатова М.В. Розроблення бентонітових мастил для важко навантажених вузлів тертя: дис. … канд. техн. Наук: 05.17.07. Киев, 2013, 189 с.
[10] Lubinin I., Grinkevich K., Kulikov L. Molybdenum and Tungsten Disulfide Layered Nanostructures: New Effective Solid Nanolubricant Additives to Oils and Greases // Abstr. conf. «Innovatioon for Sustainable Prodaction, 2008», Bruges, 2008, 65-66.
[11] Любинин И.А., Курбатова М.В., Гринкевич К.Э. Трибологические свойства новых смазочных композиций с участием твердых наносмазок – нанокристаллических дисульфидов молибдена и вольфрама // в сб. «Наносистеми, наноматеріали, нанотехнології», Киев, (7), № 1, 2009, 271-278.
[12] Любинин И.А., Курбатова М.В., Куликов Л.М. и др. Графеноподобные наночастицы дисульфида молибдена : новые возможности создания пластичних смазок для экстремальных русловий эксплуатации // Наука и технологи в промышленности, 2011, № 1, 81-89.
[13] Joly-Pottuz L., Dassenoy F., Belin M. et al. Ultralow-friction and wear properties of IF-WS_2 under boundary lubrication // Tribol. Lett., 2005, (18), 477.
[14] Tennous J., Dassenoy F., Bruhacs A. et al. Synthesis and tribological performance of novel $Mo_xW_{1-x}S_2$($0<x<1$) // Tribol. Lett., 2010, (37), 83.
[15] Wu J.F., Zhai W.S., Jie G.F. Preparetion and tribological properties of WS_2 nanoparticlea modified by trioctilamine // Proc. Inst. Mech.Eng., 2009, (223), 695-703.
[16] Fisher A. Well-founaded selection of matirials for improving wear resistance // Wear, 1996, (194), 238-245.
[17] Tevet O., Von-Huth P., Popovitz-Biro R, et al. Friction mechanism of individual multilayered polyhedral nanoparticles // Proc. Natl. Acad. Sci., 2011, (108), 19901.
[18] Bucholz E.W., Phillpot S.R., Sinnott S.B. Molecular dynamics investigation of the lubrication mechanism of carbon nano-onions // Comput.Mater. Sci., 2012, (54), 91.
[19] Презентация компании NIS Nanotech, 2017.

ВЛИЯНИЕ АДГЕЗИОННОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА КОНТАКТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИ ИНДЕНТИРОВАНИИ ВЯЗКОУПРУГИХ ТЕЛ С РАЗГРУЗКОЙ

[1]Любичева А.Н.

E-mail: lyubicheva@mail.ru

[1]ИПМех РАН, Москва, Россия.

Предложена модель, описывающая внедрение сферического индентора в вязкоупругий слой с последующим отводом при наличии сил межмолекулярного притяжения между поверхностями. Получены соотношения для зависимости нагрузки на индентор от внедрения, определены границы областей контакта и адгезионного взаимодействия в процессе нагружения и разгрузки индентора.

Ключевые слова: контактное взаимодействие, адгезия, вязкоупругое основание.

INFLUENCE OF SURFACES ADHESION ON CONTACT CHARACTERISTICS DURING INDENTATION OF VISCOELASTIC BODIES WITH UNLOADING

Lyubicheva A.N.

A model is proposed that describes contact interaction of a spherical indenter and a viscoelastic layer in loading unloading cycle, with respect to intermolecular attraction between surfaces. The obtained relationships for various loads on the indenter vs penetration, the boundaries of contact and adhesion arias in the process of loading and unloading of the indenter are determined.

Keywords: contact interaction, adhesion, viscoelastic base.

Введение

Применение методов индентирования к биологическим тканям [1] поддерживает интерес к моделированию контактного взаимодействия инденторов различной формы с вязкоупругими телами, имеющими форму слоя. В работах [2 – 4] приведено решение задач для вязкоупргого слоя в случаях взаимодействия с цилиндрическим и сферическим штампом для различных программ нагружения. Были получены выражения для зависимости нагрузки на штамп от времени.

Далее рассмотрена контактная задача об индентировании вязкоупругого слоя на жестком основании с учетом сил межмолекулярного притяжения между поверхностями. Впервые подобная задача рассмотрена в работе [5] в применении к моделированию раскрытия и закрытия трещины. Также постановка представляет интерес для описания контактного взаимодействия тел при малых нагрузках, например при исследовании объектов методами атомно-силовой микроскопии (AFM).

Постановка задачи

Внедрение параболического индентора радиуса R в тонкий вязкоупругий слой толщины h, лежащий на жестком основании, рассмотрено в квазистатическом приближении, при этом скорость перемещения индентора V постоянна. Осадка индентора δ(t) кусочно-линейно зависит от времени (T время начала отвода):

$$\delta(t)=\begin{cases} Vt-\delta_0, & t\le T \\ V(2T-t)-\delta_0, & t\ge T. \end{cases} \qquad (1)$$

При t = 0 вершина индентора расположена в точке с координатой $-\delta_0$ на направленной вниз оси z цилиндрической системы координат. На стадии увеличения нагрузки, с момента касания поверхностей, круговая область контакта a(t) возрастает.

Поскольку принимается во внимание молекулярное притяжение между поверхностями, которое определяется силами Ван-дер-Ваальса, прежде чем индентор коснется слоя, форма поверхности последнего изменится. Область адгезионного взаимодействия ограничена круговой линией b(t); минимальное расстояние между поверхностями, при котором они начинают испытывать взаимное притяжение, обозначена δ_0. Используется модель Можи-Дагдейла, в которой потенциал адгезионного взаимодействия аппроксимируется ступенчатой функцией, вне области контакта a(t), но внутри области межмолекулярного взаимодействия с границей b(t), задается отрицательное давление – p_0:

$$p_a(\delta(t))=\begin{cases} -p_0, & 0\le\delta(t)\le\delta_0 \\ 0, & \delta(t)>\delta_0. \end{cases} \qquad (2)$$

До касания поверхностей, а также в области адгезионного взаимодействия (при форме индентора $f(r)=r^2/2R$) зазор между поверхностями d(r,t) равен:

$$d(r,t)=\delta_0+f(r)-Vt-u_z(r,t). \qquad (3)$$

Равенство нулю зазора d(r,t) является условием касания поверхностей, из которого можно также определить момент времени касания в точке с координатой r.

Материал слоя предполагается однородным изотропным линейно вязкоупругим, для моделирования использована обобщенная модель Кельвина. Обозначив ν – коэффициент Пуассона, E – модуль упругости, времена последействия T_ε и релаксации T_σ, для контактного давления p(r, t) и вертикальных перемещений u_z(r, t) выполняется следующее равенство:

$$T_\sigma\frac{dp(r,t)}{dt}+p(r,t)= \\ =\frac{E}{h(1-\nu^2)}\left(u_z(r,t)+T_\varepsilon\frac{du_z(r,t)}{dt}\right). \qquad (4)$$

Начальными условиями для решения уравнения (4) на разных этапах взаимодействия являются: равенство нулю контактного давления при росте области адгезии, до касания поверхностей; равенство давления – p_0 на границе области контакта; при начале отвода индентора, в момент t = T, давление равно функции, полученной при решении на предшествующем этапе. Кроме этого выполняется условие равновесия индентора, в котором нагрузка на индентор P(t):

$$P(t)=\int_0^{2\pi}d\varphi\int_0^{b(t)}p(r,t)rdr. \qquad (5)$$

В результате вычислений получены выражения для контактного давления, трансцендентные уравнения для определения границ областей контакта a(t) и адгезии b(t) на разных этапах индентирования. Проведены численные расчеты и построены графики для зависимости контактных характеристик от координат и времени.

Результаты расчетов

На рис. 1 приведен график в безразмерных обозначениях зависимости нагрузки на индентор $(1-\nu^2)\,P(t)/(ER^2)$ от времени в цикле ее возрастания и убывания для следующих параметров расчета: $h/R = 10^{-6}$, $(1-\nu^2)p_0/E = 10$, $T_\varepsilon/T_\sigma = 10$, $VT_\sigma/R = 10^{-4}$, $\delta_0/R = 10^{-3}$. Расчеты показывают, что адгезионное притяжение поверхностей увеличивает площадь петли гистерезиса при индентировании вязкоупругого слоя.

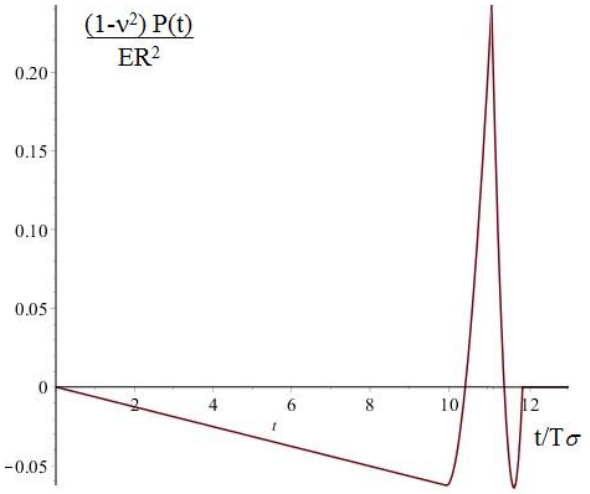


Рис. 1. **Зависимость нагрузки $(1-\nu^2)\,P(t)/(ER^2)$ на индентор от времени t/T_σ**

На рис. 2 показана форма поверхности вязкоупругого слоя при максимальном сближении $t/T_\sigma = T = 11$ и на стадии отвода индентора при $t/T_\sigma = 16$; 21, а при $t/T_\sigma = 22{,}6$ зазор между индентором и слоем больше нуля и контактное взаимодействие отсутствует. С течением времени форма поверхности вязкоупругого слоя постепенно восстанавливается.

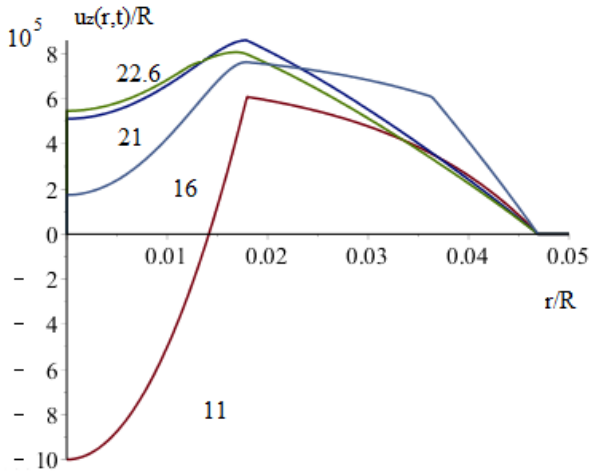


Рис. 2. **Форма поверхности вязкоупругого слоя при отводе индентора в различные моменты времени $t/T_\sigma = 11; 16; 21; 22{,}6$.**

Заключение

В работе получено решение контактной задачи для жесткого индентора и вязкоупругого основания в цикле возрастания и убывания внешней нагрузки с учетом притяжения между поверхностями на молекулярном уровне. Рассмотрено движение вершины индентора с постоянной скоростью, использованы модель Можи-Дагдейла для описания адгезионного притяжения, а также обобщенная модель Кельвина для вязкоупругого слоя. Исследовано взаимное влияние параметров вязкости слоя и потенциала адгезии на формирование петли гистерезиса в цикле подвода и отвода индентора.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (номер проекта 17-01-00352), а также по теме государственного задания (№ госрегистрации АААА-А17-117021310379-5).

[1] J.M. Mattice, A. G. Lau, M. L. Oyen and R. W. Kent Spherical indentation load-relaxation of soft biological tissues // Journal of Materials Research, 2006 (21), № 8, 2003-2010.
[2] I. Argatov and G. Mishuris, An analytical solution for a linear viscoelastic layer loaded with a cylindrical punch: Evaluation of the rebound indentation test with application for assessing viability of articular cartilage // Mech. Res. Commun, 2011 (38), 565–568.
[3] I. Argatov, An analytical solution of the rebound indentation problem for an isotropic linear viscoelastic layer loaded with a spherical punch // Acta Mech, 2012 (223), 1441–1453.
[4] Любичева А.Н. Аналитическое решение осесимметричной контактной задачи для вязкоупругого основания в цикле возрастания и убывания нагрузки на индентор // Трение и износ, 2017 (38), № 2, 129-135.
[5] K. L. Johnson Contact Mechanics and Adhesion of Viscoelastic Spheres // Microstructure and Microtribology of Polymer Surfaces. Washington: American Chemical Society, 1999, 24-41.

АНАЛИЗ МОМЕНТА СОПРОТИВЛЕНИЯ ПРИ КОЛЕБАНИЯХ В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

[1]Малафеев С.И., [2]Копейкин А.И., [3]Малафеев С.С.

E-mail: sim_vl@nm.ru, sim@jpc.ru

[1]ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва, Россия;
[2]Владимирский государственный университет имени А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия;
[3]Владимирский политехнический колледж, Владимир, Россия.

Выполнен анализ момента сопротивления движению в электромеханической колебательной системе, предназначенной для испытания пар трения приводных систем. Колебательная система реализована на основе синхронной машины с постоянными магнитами на роторе и системой управления. Полученное соотношение для момента сопротивления раскрывает физические процессы в механических подсистемах приводов и позволяет уточнить расчет их основных параметров.

Ключевые слова: трение, колебания, электромеханическая система.

ANALYSIS OF THE RESISTANCE MOMENT IN OSCILLATIONS IN THE ELECTROMECHANICAL SYSTEM

Malafeev S.I., Kopeykin A.I., Malafeev S.S.

The analysis of the moment of resistance to movement in an electromechanical oscillatory system designed for testing friction pairs of drive systems is performed. The oscillating system is realized on the basis of a synchronous machine with permanent magnets on the rotor and a control system. The resulting ratio for the moment of resistance reveals the physical processes in the mechanical subsystems of the drives and allows us to refine the calculation of their basic parameters.

Keywords: friction, oscillation, electromechanical system.

Введение

Надежность машин в промышленности в значительной мере зависит от качества работы подшипников и других подвижных узлов сопряжения [1, 2]. Характеристики этих компонентов определяют диссипативные, вибрационные, виброакустические, шумовые, тепловые и другие эффекты, возникающие в зоне контакта подвижных механических элементов [3 - 6]. Для испытания пар трения приводных систем разработан колебательный метод, основанный на использовании электромеханических систем с управляемой «электрической пружиной» и позволяющий исследовать диссипативные характеристики приводных систем в режиме вынужденных установившихся механических колебаний в рабочем диапазоне частот, с малой трудоемкостью и высокой точностью [7-9]. Испытания при периодическом движении объекта (скорость изменяется по величине и знаку), способствуют ускоренному выявлению дефектов подшипников различной физической природы по сравнению с традиционными статическими способами [10, 11]. Важным достоинством способа является возможность диагностики узлов трения по безразборной технологии [10, 11].

Момент сопротивления движению при колебаниях зависит от многих факторов, в том числе, угла поворота, крутильной жесткости, характеристики трения и др. [11, 12]. Это означает, что для эффективного использования колебательного метода необходимо уточнение функциональной зависимости момента сопро-тивления движению от параметров системы и процесса.

В работе представлены результаты аналитического исследования по определению момента сопротивления движению в электро-механической колебательной системе.

Колебательная система для испытания пар трения

Функциональная схема электромеханической системы, представляющая собой основу технической реализации различных измерительных колебательных систем, показана на рисунке [13]. Она содержит электрическую машину переменного тока М с обмотками на статоре, активным ротором и механической нагрузкой. Система управления включает регулируемый задатчик постоянного тока, регулируемый генератор переменного тока, два усилителя мощности постоянного и переменного тока, датчики напряжения, тока и скорости и контроллер. Обмотка В статора электрической машины М, в качестве которой используется серийный двухфазный или трехфазный двигатель либо специальный электродвигатель, подключена к выходу усилителя постоянного тока. Другая обмотка (А) двухфазной машины (или две другие обмотки трехфазной машины, соединенные последовательно) имеет пространственный сдвиг относительно первой на угол $\frac{\pi}{2}$, подключена к выходу усилителя гармонических колебаний.

Обмотка статора В, подключенная к источнику постоянного тока, выполняет функцию «электрической пружины», устанавливающей активный ротор в начальное положение при отсутствии переменного тока в другой обмотке статора. «Жесткость» электрической пружины определяется величиной постоянного тока в обмотке, который создает пропорциональный синхронизирующий момент, возвращающий ротор в начальное положение.

При таком включении обмоток электрической машины переменного тока в зазоре статор - ротор возникает качающееся магнитное поле. Активный ротор создает постоянное магнитное поле. Взаимодействие качающегося и постоянного полей приводит к образованию знакопеременного момента, вызывающего колебательное движение ротора. При этом параметры электрических и механических колебаний являются функциями характеристик механической части системы: момента инерции, характеристик трения, жесткости [11-14]. Нелинейная и нестационарная зависимость момента силы трения от скорости представляет основной интерес при оценке характеристик пар трения.

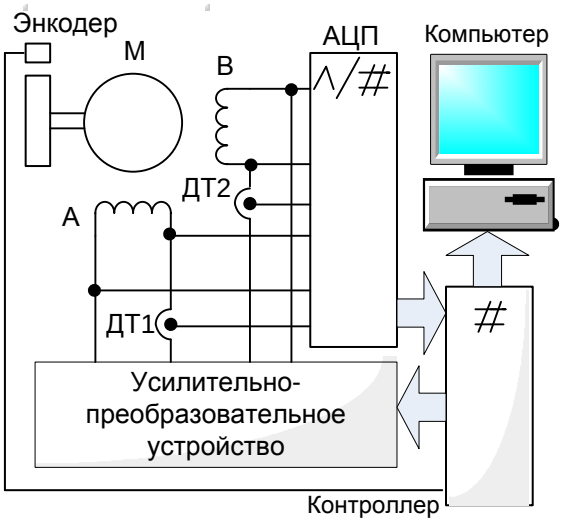


Рис. 1. **Функциональная схема электромеханической колебательной системы**

Таким образом, параметры колебательного движения ротора определяются амплитудой и частотой задающего генератора и величиной постоянного тока в обмотке В (жесткостью электрической пружины). Регулирование постоянного тока дает возможность простым способом управлять жесткостью электрической пружины и, следовательно, параметрами колебаний.

Измерение, регистрации и обработка колебаний в электрической и механической подсистемах приводов осуществляется с помощью компьютерной измерительной системы. Данные с выходов цифровых датчиков тока, напряжения и скорости по шине CAN передаются в контроллер и компьютер. Цифровая система позволяет измерять амплитуды тока и напряжения с погрешностью не более 0,5%. Угол поворота фиксируется с помощью цифрового энкодера. При этом ошибка не превышает 0,1 град, при амплитуде колебаний ротора не более 360^0. Погрешность измерения фазового сдвига и частоты для всех сигналов не превышает 0,5%. Разложение сигналов в гармонический ряд осуществляется по алгоритму Левенберга-Марквардта. Компьютерная система позволяет выполнить регистрацию процессов изменения напряжения, тока, угловой скорости и угла поворота ротора, и обработку данных, в том числе, выполнить спектральный анализ, рассчитать фазовые сдвиги, угловые ускорения, энергетические характеристики и др.

Анализ момента двигателя

Поскольку электромеханическая колебательная система (рисунок) по принципу действия содержит управляемую электрическую пружину, создающую позиционный момент, то выбором соответствующего режима колебаний можно по его электрическим и механическим параметрам рассчитать или экспериментально определить момент сопротивления движению.

Для анализа момента сопротивления движению $M_{сд}$ при колебаниях рассмотрим идеальный случай, соответствующий

$$M_{сд} = 0\,. \qquad (1)$$

В обмотку В синхронного двигателя (СД) подан постоянный ток I_0 от регулятора жесткости «электрической» пружины, функцию которой выполняет обмотка В. Ротор СД в этом случае устанавливается в начальное (нулевое) положение, т.е. при протекании тока I_0 в обмотке В он фиксируется в начальной точке отсчета угловой координаты. Затем в управляющую обмотку А синхронного двигателя, получающей питание от усилительно-преобразовательного устройства, также подается постоянный ток I_A такой величины, чтобы ротор СД отклонился от нулевого положения на угол $\theta = \theta_1$. В следующий момент подвижной части измерительной установки обеспечивается режим свободного движения отключением обмотки А от усилителя мощности. Так как условием опыта является уравнение (1), т.е. отсутствие механических потерь, то в электромеханической системе возникают незатухающие колебания с постоянной амплитудой, описываемые уравнением:

$$J\ddot{\theta} + c_э\theta = 0\,, \qquad (2)$$

где J – момент инерции подвижной части установки; $c_э$ – жесткость «электрической» пружины, зависящая от тока I_0; $\ddot{\theta}$ – угловое ускорение, $\ddot{\theta} = \varepsilon$.

Если же момент $M_{\text{сд}} \neq 0$, то для поддержания незатухающих колебаний необходим добавочный (внешний) момент $M_{\text{доб}}$, который бы покрывал механические потери.

В таком случае уравнение (3) следует записать в виде:

$$J\ddot{\theta} + c_{\text{э}}\theta + M_{\text{доб}} = M_{\text{сд}}. \qquad (3)$$

Вычитая из (3) уравнение (2), получим очевидное соотношение:

$$M_{\text{сд}} = M_{\text{доб}}. \qquad (4)$$

Здесь следует отметить, что для выполнения уравнения (4) необходима автоматическая компенсация $M_{\text{сд}}$, что и достигается в представленной на рисунке экспериментальной установке, выполненной по принципу отрицательной обратной связи.

Как показали теоретические и экспериментальные исследования [11], этот добавочный компенсационный момент, формируемый синхронным двигателем с помощью управляемой колебательной системы, определяется выражением:

$$M_{\text{доб}} = k_0 A\left\{1 + 0{,}166A^2\left[0{,}05\left(A^2 - 0{,}024A^4\right) - 1\right]\right\}, \qquad (5)$$

где: $A = A_1\sin\gamma + A_2\sin 3\gamma + A_3\sin\gamma + A_4\sin 7\gamma$;

$A_1 = \left[C_1 - 0{,}25\left(3C_2 - 2{,}5C_3 + 2{,}187C_4\right)\right]$;

$A_2 = 0{,}25\left[C_2 - 0{,}25\left(5C_3 - 5{,}25C_4\right)\right]$;

$A_3 = 0{,}0625\left[C_3 - 1{,}75C_4\right]$;

$A_4 = 0{,}0156C_4$;

$C_1 = a' I_1 = a$;

$C_2 = 0{,}33a^3$;

$C_3 = 0{,}2a^5$;

$C_4 = 0{,}143a^7$;

$a' = \dfrac{k_{\text{и}}}{I_B}$;

$\gamma = \omega t \pm \beta$;

$k_{\text{и}}$ – конструктивный коэффициент электромеханической системы, в рассматриваемом случае $k_{\text{и}} = 0{,}6$;

β – фазовый сдвиг тока в обмотке А относительно питающего напряжения U_A;

ω – угловая частота тока в обмотке А;

k_0 – коэффициент пропорциональности между током и моментом.

Для решения практических задач, исследовательских целей, а также при разработке моделей колебательных систем различного назначения, целесообразно представить выражение (5) в другой форме, отражающей зависимость от обобщенных координат системы.

В таком случае при работе электромеханической колебательной системы в наиболее энергетически выгодном диапазоне частот уравнение движения при колебаниях следует записать в виде [1]

$$J\frac{d\omega}{dt} + M_{\text{сд}} + M_{\text{м}}\sin\theta = K_1\sin\left(\omega t \pm \alpha\right), \qquad (6)$$

где $M_{\text{м}}\sin\theta$ – позиционный момент;

K_1 – амплитуда добавочного момента, определяемая крутизной выходной характеристики двигателя $M_{\text{доб}} = F\left(I_A,\ \ I_B\right)$;

α – фазовый сдвиг.

При принятом выше условии работы в резонансной области, когда $\theta = \theta_{\text{м}}\sin\omega t$ выражая гармонические функции через координаты системы: угловое ускорение $\varepsilon_{\text{м}}$, механическую угловую скорость $\omega_{\text{м}}$, имеем

$$M_{\text{доб}} = \pm A^0\omega_{\text{м}} - B^0\varepsilon_{\text{м}}, \qquad (7)$$

где $A^0 = \dfrac{K_1\sin\alpha}{\omega\theta_{\text{м}}}$; $B^0 = \dfrac{K_1\cos\alpha}{\omega^2\theta_{\text{м}}}$. (8)

В свою очередь позиционный момент в силу периодичности движения (колебаний) можно записать в виде

$$M_{\text{м}}\sin\theta = a\sqrt{b^2 - \omega_{\text{м}}^2}, \qquad (9)$$

где $a = \dfrac{M_{\text{м}}\sin\theta_{\text{м}}}{\omega\theta_{\text{м}}}$; $b = \omega^2\theta_{\text{м}}^2$.

В соответствии с соотношением (6) и с учетом выражений (7) и (8) для момента сопротивления движению $M_{\text{сд}}$ получим уравнение

$$M_{\text{сд}} = A\sqrt{b^2 - \omega_{\text{м}}^2} \pm B\omega_{\text{м}} - J\varepsilon_{\text{м}}, \qquad (10)$$

где $A = \dfrac{K_1\cos\alpha - M_{\text{м}}\sin\theta_{\text{м}}}{\omega\theta_{\text{м}}}$;

$B = K_1\dfrac{\sin\alpha}{\omega\theta_{\text{м}}}$;

$b^2 = \omega^2\theta_{\text{м}}^2 K_1$ – крутизна характеристики управления колебательным двигателем синхронного типа.

Знак второго слагаемого в выражении (10) определяется фазой α.

Уравнение (10) представляет собой общее описание изменения момента силы сопротивления при колебаниях в электромеханической системе.

Оно позволяет исследовать физические процессы в механических подсистемах приводов и уточняет расчет их основных параметров и характеристик, связанных с действием трения как в установившихся, так и динамических режимах [7,8,15].

Заключение

Полученное уравнение (10) для момента силы сопротивления движению в электромеханической колебательной системе устанавливает зависимость момента $M_{сд}$ от параметров системы, угловой скорости и углового ускорения. Аналитическая зависимость служит основой:

- уточнения коэффициентов трения как функции скорости скольжения (качения), давления, температуры, материалов, типа смазки, условий эксплуатации и др., вводимых в известные аналитические формулы для КПД;
- получения сравнимых коэффициентов трения геометрически подобных механизмов и подшипниковых узлов с последующим введением их в формулы КПД механизмов, содержащих коэффициенты пропорциональности механизмов по трению;
- получения уточненных значений моментов трения, коэффициентов потерь и КПД пар трения;
- определения с помощью метода «энергетических потоков» с последующей экспериментальной проверкой эффективного диссипативного коэффициента, необходимого при исследованиях приводных систем на моделях, и получения зависимостей его от различных внешних и внутренних факторов.

[1] Qiu M., Chen L., Li Y., Yan J. Bearing Tribology. Principles and Applications. – National Defense Industry Press; Springer, 2017. – 333 p. DOI 10.1007/978-3-662-53097-9.

[2] Handbook of Reliability Prediction Procedures for Mechanical Equipment. Logistics Technology Support Carderockdiv, NSWC-10, 2010, 505 p.

[3] Ligier J.-L. and Noel B. Friction Reduction and Reliability for Engines Bearings / Lubricants 2015, No 3(3), p. 569-596; DOI:10.3390/lubricants3030569.

[4] Blau P.J. Friction Science and Technology: from concepts to applications. CRC Press. 2009, 436 p.

[5] Safin N., Prakht V., Dmitrievskii V. Condition monitoring and reliability of bearing units of induction machines / Power Drives Systems. International Conference (ICPDS). Perm, Russian Federation, p. 1 – 4. DOI: 10.1109/ICPDS 2016. 7756675.

[6] Малафеев С.И., Коняшин В.И., Малафеева А.А. Измерение силы трения при прокатке металла / Вестник машиностроения, 2015, № 7. – С. 83 – 85.

[7] Копейкин А.И., Малафеев С.И. Управляемые электромеханические колебательные системы. Владимир, Посад, 2000. – 128 с.

[8] Трибология. Международная энциклопедия в 12 – ти томах. Т.2. Машины, стенды и устройства для трибоиспытаний, включая английские слова и выражения / Под ред. К.Н. Войнова. - СПб. - Краснодар, Анима, 2011. – 256 с.

[9] Малафеев С.И., Копейкин А.И., Данилов Е.В. Диагностика и оценка ресурса пар трения приводных систем / Контроль, диагностика, 2013, № 7. – С. 59 – 62.

[10] Малафеев С.И., Копейкин А.И. О диагностике пар трения по интегральным характеристикам / Трение и смазка в машинах и механизмах, 2013, № 2. – С. 30 – 32.

[11] Малафеев С.И., Копейкин А.И. Колебательный метод идентификации параметра демпфирования / Трение и смазка в машинах и механизмах. 2007, № 5. – С. 35 - 41

[12] Писаренко Г.С. Рассеяние энергии при механических колебаниях. - Киев, Изд-во АН УССР, 1962. - 432 с.

[13] Malafeev S., Kopeykin A.I., Malafeev S.S. Investigation of the Characteristics of Friction Pairs in the Oscillation Regime: the Method and Implementation of the Mechatronic Oscillatory System / Proceedings of BALTTRIB'2017 edited by prof. J. Padgurskas. eISSN 2424-5088/eISBN 978-609-449-039-4. 2017. – p. 137 – 142. https://doi.org/10.15544/balttrib.2017.25

[14] Малафеев С.И., Малафеева А.А. Моделирование и расчет автоматических систем. – Владимир, Посад, 2003. – 200 с.

[15] Малафеев С.И., Копейкин А.И. Идентификация механических потерь в подшипниках электрических машин в режиме колебаний / Электротехника, 2006, № 4, С. 57 - 60.

КОНТРОЛЬ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ НА МНОГОКЛЕТЬЕВОМ СТАНЕ

[1]Малафеев С.И., [2]Малафеева А.А., [1]Коняшин В.И.

E-mail: sim_vl@nm.ru, sim@jpc.ru

[1]ООО Компания «Объединенная Энергия», Москва, Россия;
[2]Владимирский государственный университет имени А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия.

Рассмотрен способ контроля процесса прокатки металла на многоклетьевом стане на основе анализа осциллограммы тока приводного двигателя. Вероятная причина отклонения процесса прокатки от расчетного определяется на основании сравнения экспериментальной диаграммы изменения тока двигателя и диаграммы,

CONTROL OF THE ROLLING PROCESS ON A MULTI-STAND ROLLING MILL

Malafeev S.I., Malafeeva A.A., Konyshin V.I.

A method for controlling the rolling process of a metal at a multi-mill mill is considered based on an analysis of the oscillogram of the drive motor current. The probable cause of the deviation of the rolling process from the calculated one is determined on the basis of a comparison of the experimental diagram of the motor

полученной при компьютерном моделировании процесса при заданных параметрах с использование специального математического описания.

Ключевые слова: трение, прокатный стан, электрический двигатель, ток, компьютер.

current change and the diagram obtained during computer simulation of the process for the given parameters using a special mathematical description.

Keywords: friction, rolling mill, electrical motor, current, computer.

Введение

Обеспечение стабильности технологического процесса обработки металла на прокатном стане представляет актуальную задачу [1-3]. В процессе прокатки коэффициент трения изменяется случайным образом. Это объясняется тем, что одна из поверхностей трения – прокатываемый металл, испытывает пластические деформации и частичное разрушение поверхностного слоя (окалины). Изменения характеристик процесса вызваны несоответствием ожидаемых технологических параметров (скорость прокатки, температура, зазор между валками, продолжительность прокатки в одной клети) реальным вследствие влияния человеческого фактора и вариаций технических возможностей оборудования [4-6]. Желаемые харак-теристики процесса достигаются в результате рационального структурного и параметрического синтеза мехатронной системы прокатного стана [7, 8].

В настоящей работе представлены результаты исследования и анализа технологического процесса прокатки металла на многоклетьевом стане ДУО-300 на основе анализа тока (момента) приводного двигателя постоянного тока.

Методика контроля процесса прокатки

Функциональная схема системы контроля процесса прокатки на многоклетьевом стане показана на рис. 1, где обозначено: 1 – приводной электрический двигатель постоянного тока; 2 – преобразователь управления двигателем; 3 – датчик тока; 4 – датчик напряжения; 5 – датчик угловой скорости двигателя; 6 – контроллер; 7 – шестеренная клеть; 8 – монитор; 9 – рабочая клеть; 10 – компьютер. Для управления двигателем используется система управления с подчиненным регулированием координат и главной обратной связью по напряжению.

При предварительном моделировании компьютер 10 формирует программу вычислительного эксперимента, в соответствии с которой формируются диаграммы тока двигателя при прокатке, которые соответствует расчетному процессу и процессам при типовых нарушениях. Для моделирования используется математическое описание процесса прокатки [9, 10]. Массивы данных о значениях тока при различных случаях прокатки хранятся в памяти компьютера 10, который также выполняет обработку данных.

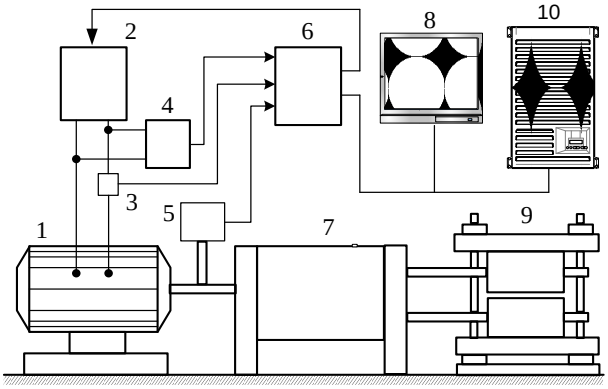


Рис. 1. **Примеры осциллограмм тока приводного двигателя прокатного стана**

Изменение линейной скорости в процессе прокатки является одной из причин появления пробуксовок. При увеличении или уменьшении линейной скорости валков (угловой скорости двигателя) происходит изменение направления и значения сил трения: зона опережения, в которой сила трения направлена «вперед» (клеть втягивает прокат), сменяется зоной отставания, в которой сила трения направлена «назад». Частое изменение направления этих сил приводит к ускоренному разрушению поверхности и появлению пробуксовок [6, 7]. Одна из поверхностей трения – прокатываемый металл, испытывает пластические деформации и частичное разрушение поверхностного слоя (окалины), т.е. коэффициент трения имеет случайный характер [11].

Пример осциллограммы тока, полученной в условиях реального производства при прокатке нихрома марки Х20Н80 на стане ДУО-300, приведен на рис. 2 [12].

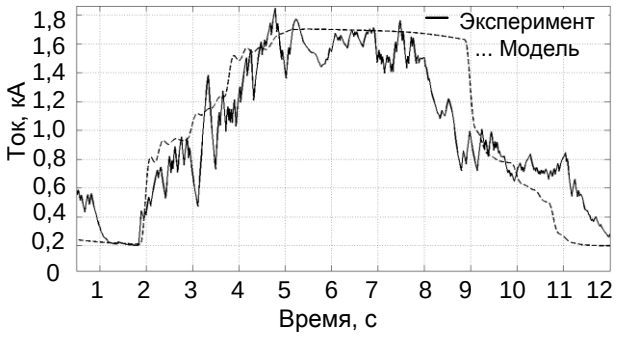


Рис. 2. **Пример осциллограмм тока приводного двигателя прокатного стана**

При «идеальных» условиях прокатки, когда скорость и температура соответствуют требуемым значениям, а также материал прокатываемого металла обладает заявленными свойствами, экспериментальные и модельные осциллограммы токов практически совпадают. Если эти условия по каким-либо причинам нарушаются, наблюдаются отклонения (коэффициент детерминации 0,87 – 0,90). Нарушения технологических условий прокатки в основном вызваны несоответствием температурного режима (температура проката ниже требуемой или наоборот) или плохим качеством исходного материала. Возникающие пробуксовки связаны с частичным разрушением печной окалины, находящейся на поверхности прокатываемого металла, которое приводит к резкому снижению коэффициента трения в кинематической паре «прокатываемый металл-валок» и, соответственно, момента нагрузки. В некоторых случаях частичное разрушение поверхности вызвано особенностью работы электропривода и примененных настроек регуляторов: при захвате слитка валками из-за действия механического момента прокатки возникают колебания скорости валков, приводящие к перераспределению сил трения в очаге деформации (зона отставания сменяется зоной опережения, изменяется положение нейтрального сечения) [6].

На рис. 2 показан процесс, отклонение режима в котором объясняется повышенной скоростью прокатки: прокат покинул первую клеть на 1 с раньше расчетного времени (8 с … 9 с на рис. 2). Коэффициент детерминации равен 0,87.

С помощью программы распознавания образов компьютер 10 выполняет сравнение реальной диаграммы тока с типовыми образами, определяет ее соответствие одному из образов из множества расчетных моделей и, на основании результатов сравнения формирует выводы относительно характера протекания процесса прокатки и вероятной причины нарушения процесса.

Заключение

Рассмотренная методика позволяют определить вероятную причину отклонения процесса прокатки от расчетного и оценить состояние и режимы технологического обору-дования в зависимости от принадлежности полученной диаграммы тока в базе типовых образов к области нормальных, допустимых или не допустимых режимов.

Использование способа для контроля процесса прокатки на многоклетьевом стане позволит повысить качество продукции и эффективность работы технологического оборудования.

Методика контроля апробирована на Владимирском заводе прецизионных сплавов.

[1] Грудев А.П. Теория прокатки. - М.: Металлургия, 1988. - 240 с.
[2] Кожевников С.Н. Динамика металлургических машин. - Киев.: АН УССР, 1961. - 427 с.
[3] Hameed W.I., Mohamad K.A. Strip Thickness Control of Cold Rolling Mill with Roll Eccentricity Compensation by Using Fuzzy Neural Network / Engineering, 2014, No. 6, p. 27 – 33. http://dx.doi.org/10.4236/eng.2014.61005.
[4] Веренев В.В., Большаков В.И., Юнаков А.М. Модели динамических процессов в прокатных станах // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. науч. тр. - Вып.19. - Днепропетровск, 2009. - С. 346 – 358.
[5] Грудев А.П. Трение и смазка при обработке металлов давлением. М.: Металлургия. 1982. - 312 с.
[6] Малафеев С.И., Коняшин В.И., Малафеева А.А. Измерение силы трения при прокатке металла / Вестник машиностроения, 2015, № 7. – С. 83 – 85.
[7] Малафеев С.И., Малафеева А.А., Коняшин В.И. К анализу колебаний в мехатронной системе дискретного прокатного стана / Вестник машиностроения, 2018, №2. – С. 20 – 25.
[8] Малафеев С.И., Малафеева А.А., Коняшин В.И. Коррекция в мехатронном комплексе прокатного стана для демпфирования колебаний / Вестник машиностроения, 2018, №3. – С. 28 – 31.
[9] Малафеев С.И., Коняшин В.И. Модель мехатронной системы прокатного стана 300 / Вестник машиностроения, 2014, № 2. – С. 83-87.
[10] Малафеев С.И., Малафеева А.А., Коняшин В.И. Компьютерное моделирование процессов при прокатке металлов на стане 300 / Автоматизация в промышленности. 2013, № 7, С. 10-13.
[11] Panjkovic V. Friction and the Hot Rolling of Steel. New York, CRC Press, 2014. – 216 p.
[12] Патент РФ № 2657268. МПК B21B 38/00. Способ контроля процесса прокатки на многоклетьевом стане / С.И. Малафеев, А.А. Малафеева, В.И. Коняшин. - Опубл. 09.06.2018. Бюлл. № 16.

МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДОМ МОЛЕКУЛЯРНОЙ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССОВ ЭВОЛЮЦИИ ТРЕЩИН И ПОР В ПОВЕРХНОСТНОЙ ЗОНЕ СТАЛЕЙ С ПОКРЫТИЕМ ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИЯ С РЕСУРСНЫМ СМАЗЫВАНИЕМ

Маленко П.И., Леонов А.Ю., Релмасира К.Д.

E-mail: malenko@tsu.tula.ru

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Тульский государственный университет», Тула, Россия.

В статье представлены результаты моделирования эволюции процессов трещино- и порообразования в поверхностной зоне сталей с покрытием при трении скольжения с ресурсным смазыванием. Показано, что под действием диффузионных процессов происходит фактическое залечивание технологических (“врождённых”) трещин и пор, причем источниками зарождения пор служат вакансионные кластеры, образовавшиеся при преддиффузионном возбуждении атомов, а источниками зарождения трещин служат циклические напряжения $\sigma_{цикл}$, носящие ударный характер. Рост пор до размеров дилатонов происходит в результате действия диффузионных процессов, а в дальнейшем рост дилатона осуществляется за счёт термофлуктуационных процессов до критических размеров. Процесс развития трещин связан с вязко-хрупким и хрупко-пластическим механизмами разрушения, появлением двойников, расщеплением дислокаций в вершине трещины, выработкой примесных дефектов упаковки.

Ключевые слова: теплостойкая сталь, покрытие, метод молекулярной динамики, трещины, поры, дилатон, разрушение.

SIMULATION BY MOLECULAR DYNAMICS OF THE PROCESSES OF EVOLUTION OF CRACKS AND PORES IN THE SURFACE AREA OF THE COATED STEEL IN SLIDING LUBRICATION WITH THE RESOURCE

Malenko P.I., Leonov, A.Yu., Relmasira K.J.

The article presents the results of simulation of the evolution of crack and vaporization processes in the surface area of coated steel under sliding friction with resource lubrication. It is shown that under diffusive processes is the actual healing process ("congenital") of cracks and pores, and sources of origin as vacancy clusters formed during prediffusion excitation of atoms and sources of crack nucleation serve as cyclic stress σ_{cycle}, wearing a striking character. The growth of the pores to the size of diletantov occurs as a result of diffusion processes, and further the growth of dilaton at the expense of the thermalfluctuation processes to a critical size. The process of crack development is associated with visco-brittle and brittle-plastic mechanisms of fracture, the appearance of twins, splitting of dislocations at the crack tip, the production of impurity defects in the packaging.

Keywords: heat resistant steel, coating, molecular dynamics method, cracks, pores, dilaton, fracture.

Введение

Конечной целью использования упрочняющих технологий является обеспечение ресурса технологических машин, в том числе и узлов стрелково-пушечного вооружения. Многочисленные исследования, приведенные в работах [1-7], позволили установить основные особенности разрушения поверхностной зоны трущихся деталей. Вместе с тем, попытки охватить все многообразие реально наблюдаемых проявлений разрушения поликристаллических материалов в условиях циклического нагружения не увенчались полным успехом. Согласно представлениям [6, 7] наилучшим способом, позволяющим устранить эти недостатки, является проведение экспериментов по разрушению микрообразцов непосредственно в колонне высоковольтного электронного микроскопа. Другое направление исследований связано с моделированием процессов эволюции пор и трещин методами молекулярной динамики (ММД). Представляется целесообразным применение комплексного подхода, использующего преимущества экспериментальных и теоретических исследований с одной стороны и возможности модельных представлений с другой.

Материалы и методы

Процесс разработки программного обеспечения требует больших затрат времени, поэтому целесообразно использовать разработанное и апробированное программное обеспечение. В настоящее время в ММД широко используются две программы моделирования: XMD – для однопроцессорных компьютеров, LAMMPS – для

параллельных кластеров. В работе использовалась программа Д.Рифкина XMD в версии 2.5.38 [8]. В данной программе учтены накопленные ошибки, свойственные как непосредственно методу ММД, так и ошибки вычислительного характера. Процесс реализации программы XMD носит пошаговый характер, включающий в себя формирование модельного кристаллита из заданного количества атомов (кристаллических решеток) различного фазового состава, адаптацию программы XMD к используемому программному обеспечению и собственно исследования процессов эволюции пор и трещин. Программа рассчитана на $N \leq 10^5$ атомов.

Целью работы является исследование с использованием ММД процессов эволюции пор и трещин в поверхностных слоях теплостойких сталей с прошедшим практическую апробацию нитроцементованным покрытием (процесс никотрирования) при трении скольжения с ресурсным смазыванием.

Объектом исследования послужила теплостойкая сталь 25Х3М3НБЦА с никотрированным покрытием. Данная сталь используется для изготовления узлов автоматики стрелково-пушечного вооружения, работающих в условиях трения скольжения с ресурсным смазыванием.

Результаты и их обсуждение

Поры и трещины являются основными структурными элементами, определяющими процессы усталостного разрушения поверхностной зоны трения под действием внешнего давления – термических ударов и, как следствие, восходящей диффузии. Динамика изменения пор и трещин зависит от преддиффузионного возбуждения атомов – начальная стадия и действия напряжений восходящей диффузии – $\sigma_{диф}$ и $\sigma_{цикл}$.

В кинетике изменения пор и трещин следует выделить два этапа: этап “залечивания” технологических пор и трещин [9-13] и этап возникновения новых пор и трещин в образующихся вторичных структурах.

Для детального исследования процесса залечивания трещин и пор использовали ММД. Для моделирования был сформирован кристаллит α-Fe из $6 \cdot 10^4$ атомов. В кристаллите формировалась шарообразная пора диаметром $4 \cdot 10^{-9}$ м (рис. 1, а). При температуре 600 К кристаллит подвергался сжатию с напряжением $\sigma_{цикл}$ и одновременному воздействию диффузионного напряжения $\sigma_{диф}$. После 1500 шагов моделирования ($\tau = 1{,}5 \cdot 10^{-13}$ с) произошло частичное залечивание поры (рис. 1, б). Залечивание поры полностью завершилось после 2000 шагов ($\tau = 2{,}5 \cdot 10^{-13}$ с) (рис. 1, в).

Аналогичные процессы имеют место и при залечивании трещин. Под влиянием диффузионных процессов размеры трещины уменьшаются с одновременным изменением её конфигурации (рис. 2, а-в).

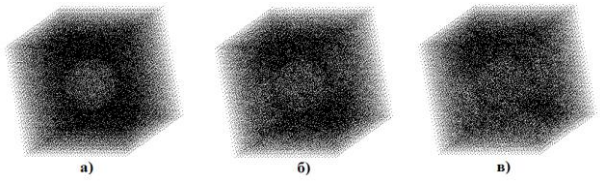


Рис. 1. **Стадия залечивания пор: а – $\tau=0$; б – $\tau=1{,}5 \cdot 10^{-13}$ с; в – $\tau=2{,}5 \cdot 10^{-13}$ с**

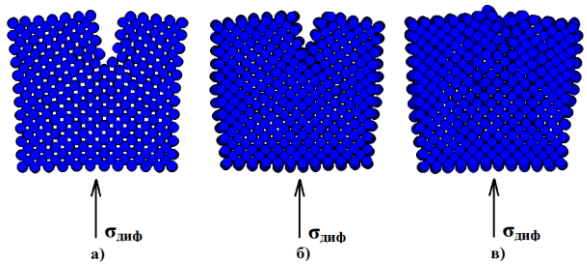


Рис. 2. **Моделирование процесса залечивания трещин (аксонометрия): а – 1000 шагов; б – 5000 шагов; в – 10000 шагов моделирования**

Процесс залечивания трещины в кристаллографическом направлении [010] представлен на рис. 3 а-в.

Видно, что атомы, расположенные вблизи вершины трещины, вовлекаются внутрь кристаллита. Перемещение происходит не атомными рядами, а отдельными фрагментами. В результате диффузии на месте бывшей трещины появляется область, обогащённая вакансиями, фактически происходит “самозалечивание” трещины.

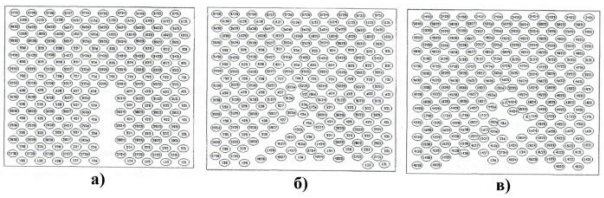


Рис. 3. **Атомная структура соседних плоскостей кристаллита [010] вблизи устья нанотрещины: а – исходное состояние; б, в – после сжатия и действия диффузионного механизма**

Классификация физических моделей зарождения трещин и пор приведена в работе [7]. Полученные в работе результаты указывают, что при трении механизмы зарождения трещин и пор носят термофлуктуационный характер: под действием восходящей диффузии, источником которой являются термические удары, создаются циклические $\sigma_{цикл}$ и диффузионные $\sigma_{диф}$ напряжения. Диффузионные процессы, во-первых, способствуют залечиванию пор и трещин, во-вторых, с их помощью реализуется процесс образования вторичных структур, в-третьих, они участвуют в процессе трещино- и порообразования. Кинетически данные процессы практически совпадают.

Источником процесса порообразования служат вакансионные кластеры, образованные при преддиффузионном возбуждении атомов. Под действием напряжения $\sigma_{диф}$ вакансионные кластеры расширяются, образуя поры. При этом процесс

порообразования, носящий вакансионный характер, перемещается к поверхности трения снизу вверх.

Для исследования процесса порообразования в был сформирован кристаллит из α-Fe с количеством атомов $N = 3 \cdot 10^4$. При вводе в программу диффузионного воздействия $\sigma_{диф}$ атомы вначале проходят фазу термического возбуждения, а затем реализуется непосредственно диффузионный процесс.

Рассмотрим влияние кооперативного механизма самодиффузии Fe на структуру α-Fe, содержащую дефект в виде вакансии. Для более наглядного представления на рис. 4 приведены траектории диффундирующих атомов Fe, спроектированных на плоскость <101>.

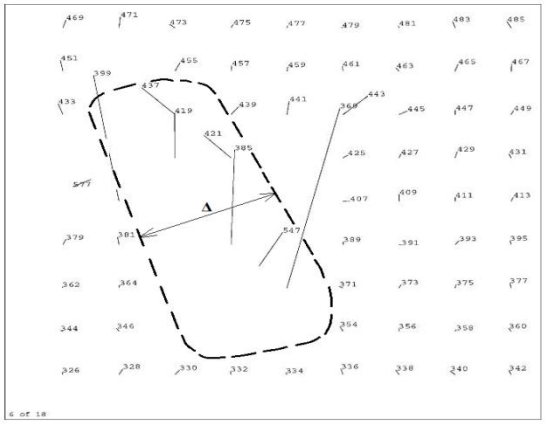


Рис. 4. **Изменение структуры исходного кристаллита α-Fe с одной вакансией при кооперативном механизме диффузии (T=900 К, n=10^4 шагов)**

В термофлуктуационной теории разрушения подобные поры называются дилатонами [14]. Предполагается, что под действием $\sigma_{диф}$ дилатоны расширяются до некоторых критических размеров, а затем катастрофически разрушаются. Процессы трещинообразования возникают в результате дислокационного упрочнения. В особых условиях внешнего воздействия в результате появления в вершине трещины сверхупругости также происходит процесс трещинообразования. В обоих случаях имеют место термические флуктуации в сочетании с другими микромеханизмами. Хотя связь между данными механизмами изучена слабо, её учёт всегда приводит к более мягким энергетическим условиям разрушения в микро-контакте [15]. Сочетание нескольких механизмов реально подтверждается экспериментальными исследованиями, выполненными в колонне электронного микроскопа [16].

За последние 20 лет ММД широко используется для проведения фундаментальных исследований механизмов поведения трещин под действием внешней нагрузки [17-19]. Было обнаружено, что процесс развития трещин связан с вязко-хрупким и хрупко-пластическим механизмами разрушения, появлением двойников, расщеплением дислокаций в вершине трещины, выработке примесных дефектов упаковки. Установлен характер поведения трещин на разных плоскостях скольжения.

Так как внешнее воздействие носит ударный характер, то интерес представляют исследования, в которых используется динамическое воздействие. Из всего многообразия работ по данному направлению наиболее перспективными предс-тавляются результаты исследований, изложенные в работе [20], в которой рассматривается процесс трещинообразования в сплаве NiAl. В работе используется ряд положений статьи [20] применительно к кристаллиту α-Fe.

Во-первых, был использован алгоритм, учитывающий анизотропность свойств материала, в котором движение атомов рассчитывается в зависимости от действия анизотропных сил [21]. Во-вторых, учитывается, что в результате формирования трещины после увеличения внешней нагрузки возможно её развитие (хрупкое разрушение), сглаживание путём эмиссии дислокаций (пластическое разрушение) или одновременное действие обоих механизмов. В-третьих, рассматривались различные механизмы образования трещин в кристаллографических плоскостях в зависимости от ориентации трещины в кристаллите и применяемой нагрузки. В-четвёртых, в отличие от диффузионных процессов моделируется условие плоской деформации.

Для анализа процесса образования и развития коротких трещин к кристаллиту прикладывалось напряжение $\sigma_{цикл}$, параллельное плоскости трения в зоне дислокационного упрочнения. Программа моделирования считывает следующую информацию: позиции атомов, упругие постоянные решётки, ориентация решётки, энергия поверхности и желаемая интенсивность напряжений.

Моделирование проводилось на массивах образцов, состоящих из примерно 25000 частиц с несколькими различными ориентациями. В этих массивах начальная трещина была создана при нормальной нагрузке на разрыв к трещине по направлению оси z, взятой параллельно краю трещины. Были использованы периодические граничные условия, наружные поверхности решётки были свободны. Результаты моделирования приведены на рис. 5.

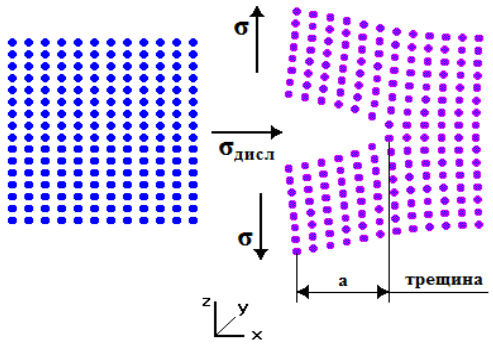


Рис. 5. **Изменения в кристаллите, созданные программой трещинообразования**

Трещина длиной a=25 $\dot{A}$ была создана за 2000 шагов при заданном значении σ=5 ГПа. Для предотвращения трещины от захлопывания два наружных слоя атомов на верхней и нижней поверхностях рабочих (по оси z) и свободных поверхностях впереди трещины (по оси x) были застабилизированы. Так как эти неподвижные атомы неспособны поглощать тепловую энергию, они не влияют на внутреннюю температуру, которая будет по существу однородной после релаксации. В зависимости от ориентации плоскостей трещины и нагрузки на разрыв наблюдались различные типы поведения в кристаллографических направлениях. В направлениях [100], [010], [001] имеют место различные дефекты в решётке (рис. 6, а-в).

На рис. 6, а показан вариант притупления трещины, когда массив атомов ориентирован нормально к направлению повторяющихся границ. При этом трещина не распространяется. На рис. 6, б показаны дефекты упаковок в виде переноса связей по всей плоскости разъёма. Напряжённая область в виде трёхлопастной дислокации способна к пластичному разрушению. На рис. 6, в использована процедура фильтрации от перемещений атомов и деформаций, которые локально распределены. Такая симуляция позволяет эффективно визуализировать динамику явлений. “Хвосты” представляют собой смещения атомов (по отношению к исходному положению) за вычетом средних перемещений своих соседей. В этом случае трещина распространяется параллельно поверхности трения, разрушение хрупкое.

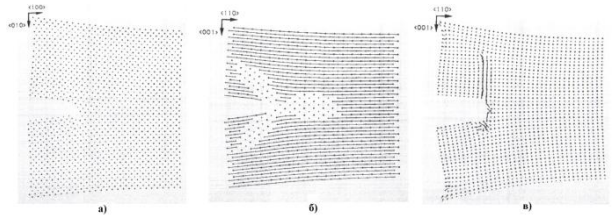


Рис. 6. **Типы дефектов в вершине трещины: а – притупление вершины трещины в виде изгиба (после 5000 шагов); б – трёхлопастная дислокация (после 7000 шагов); в – появление горизонтальной трещины из-за эмиссии дислокаций (после 10000 шагов)**

Обобщая результаты моделирования, следует отметить, что трещины, как и поры, находятся в области хаотического столкновения атомов. В результате микронесплошности должны каким-либо образом трансформироваться. Каскад столкновений у края трещины, где напряжения и деформации максимальны, создаёт квазижидкое состояние. При диссипации энергии и релаксации внутренних напряжений в этой области это приводит к уменьшению энергии, соответствующей процессу залечивания трещин и пор.

[1] Физика прочности и пластичности: сб. статей / Под ред. С.Н. Журкова. – Л.: Наука, 1986.
[2] Журков С.Н. К вопросу о физической основе прочности // Физика твердого тела. – 1980 (22), № 11, 3444-3449.
[3] Сорокин Г. М., Григорьев С. П. Критерий износостойкости сталей при ударе по абразиву // Трение и износ. – 1987 (8), № 1, 39-44.
[4] Виноградов В.Н., Сорокин Г.М., Албагачиев А.Ю. Изнашивание при ударе. – М.: Машиностроение, 1982.
[5] Власов В.М. Структурообразование термодиффузионных покрытий на конструкционных сталях и критерии оценки их триботехнической работоспособности: автореф. дис. … д-ра техн. наук: 05.02.01; 05.02.04 / Власов Виктор Михайлович. – Тула, 1990.
[6] Новиков И.И., Ермишкин В.А. Физическая механика реальных материалов. – М.: Наука, 2004.
[7] Новиков И.И., Ермишкин В.А. Микромеханизмы разрушения металлов. – М.: Наука, 1991.
[8] Rifkin J. XMD Molecular Dinamics Program [Electronic resource] // University of Connecticut, Center for Materials Simulation, Storrs, CT, 2002. 104 P. URL: http://xmd.SourceForge.net/ (accessed: 18.02.2011).
[9] Гегузин Я.Е., Кононенко В. Г. Диффузионно-дислокационный механизм залечивания изолированных пор // Физика и химия обработки материалов. – 1982, № 2, 60-75.
[10] Бетехтин В.И. Особенности импульсного МГД воздействия на микронесплошности в меди // Журнал технической физики. – 1989 (59), вып. 6, 136-139.
[11] Петров А.И. Влияние статического и динамического сжатия на залечивание пор в меди // Журнал технической физики. – 1998 (68), вып. 11, 125-127.
[12] Ударные волны и явления высокоскоростной деформации металлов / Под ред. М.А. Мейерса, Л.Е. Мурра. – М.: Металлургия, 1984.
[13] Петров А.И., Разуваева М.В. Локализация пластической деформации при ударно-волновом нагружении титанового сплава с трещиной // Журнал технической физики. – 2003 (73), вып. 6, 53-55.
[14] Machová A. and Beltz G.E. Ductile–brittle behavior of (001) [110] nano-cracks in bcc iron // Materials Science and Engineering. – 2004 (387-389), № 1-2, 414-418.
[15] Владимиров В. И. Физическая природа разрушения металлов. – М.: Металлургия, 1984.
[16] Лексовский А.М., Орлов А.Н. Кинетика термофлуктуационного роста магистральной трещины в поликристаллической фольге пластичного материала // Физика металлов и металловедение. – 1982 (54), № 3, 553-559.
[17] Abraham F.F. A molecular dynamics investigation of rapid fracture mechanics // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. – 1997 (45), № 9, 1595-1619.
[18] Latapie A. and Farkas D. Molecular dynamics investigation of the fracture behavior of nanocrystalline α-Fe // Physical Review B: Condensed Matter and Materials Physics. – 2004 (69), № 13, 134110-1-5134110-9.
[19] Buehler M.J., Gao H. and Huang Y. Atomistic and continuum studies of stress and strain fields near a rapidly propagating crack in a harmonic lattice // Theoretical and Applied Fracture Mechanics. – 2004 (41), № 1-3, 21-42.
[20] Becquart C. S. Fracture properties of metals and alloys from molecular dynamics simulations // Materials Science and Engineering: A. – 1993 (170), № 1-2, 87-94.
[21] Sih G.C. and Liebowitz H. Mathematical theories of brittle fracture. – New York: Academic Press, 1968, 68-188.

ТРИБОХИМИЯ ЭПИЛАМА

Малкин А.И., Клюев В.А., Лознецова Н.Н., Попов Д.А., Рязанцева А.А., Топоров Ю.П.

E-mail: yupt@rambler.ru

Институт физической химии и электрохимии им. А.Н. Фрумкина РАН, Москва, РФ.

Методами ИК-спектроскопии изучена механодеструкция молекул перфторполиэфира карбоновой кислоты, нанесенного на поверхность W и Ti. Установлено, что при механическом воздействии происходит разрыв молекулы полиэфира на фторсодержащую и углеводородную части с последующим разрушением каждой из них. Образующиеся при этом фрагменты фторсодержащей части макромолекулы химически взаимодействуют как W, так и с Ti, а фрагменты углеводородной – только с Ti.

Ключевые слова: эпиламы, механодеструкция полимеров.

TRIBOCHEMISTRY OF EPILAMS

Malkin A.I., Kluev V.A., Loznetzova N.N., Popov D.A., Rasanzeva A.A., Toporov Yu.P.

Mechanical destruction of perfluoropolyether carboxylic acid molecules deposited onto the W and Ti surfaces was studied by IR-spectroscopy technique. It was found that the mechanical impact resulted not only in separation of the fluorine and hydro carbonic parts of the polyester molecule but also in the destruction of each of them.

The fluorine fragments of the macromolecule chemically interact both with W and Ti, while hydro carbonic ones interact with Ti only.

Keywords: epilams, mechanical destruction of polymers.

Эпиламирование, т.е покрытие поверхностей твердых тел сверхтонкими пленками фторсодержащих поверхностно-активных веществ, широко применяется в триботехнике для уменьшения трения и износа трущихся поверхностей. В процессе эксплуатации пленки эпилама подвергаются воздействию сил трения и ударных нагрузок, что может приводить к деструкции молекул ПАВ и образованию радикалов, возможное воздействие которых на металл подложки не изучено.

Целью данной работы являлось исследование продуктов механодеструкции молекул эпилама при механических воздействиях и их взаимодействия с поверхностью металла.

Методика эксперимента.

Анализ процессов, происходящих в адсорбционных пленках, нанесенных на поверхность трения, затруднен из-за их малой толщины. Поэтому эпилам при исследованиях был нанесен на поверхность частиц металлических порошков, которые подвергались механическому воздействию в планетарном шаровом активаторе АГО-2У [1]. Порошок, загружаемый вместе с шарами в барабан активатора, при работе активатора испытывает в условиях стесненного удара и трения качения с проскальзыванием силовое воздействие, сопоставимое по интенсивности с воздействием на поверхности трения в нагруженных фрикционных сочленениях.

В качестве порошков, на которые наносился эпилам, были выбраны: вольфрам марки ПВН-1 как самый твердый и весьма химически устойчивый металл и титан как один из самых мягких и химически активных. При испытаниях эпиламированию подвергались порошковые смеси вольфрама и титана, что позволяло в одном опыте изучить поведение ПАВ как на твердом, так и на мягком металле.

В качестве эпилама использован перфторполиэфир карбоновой кислоты торговой ПФПЭ, производства «Оргсинтез-Ока» (г. Дзержинск), структурная формула которого приведена ниже:

$$R_1(CF(CF_3)\text{-}CF_2O)n\text{-}CF(CF_3)\text{-}\ CF_2$$
$$\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\quad |$$
$$\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\quad O$$
$$\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\quad |$$
$$\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad O{=}C\text{-}R_2$$

Нанесение эпилама на поверхность металлических частиц осуществлялось из его 0,01%-ного раствора в хладоне 113 в соотношении 4 мл раствора на 10 г металла.

Изучение химических превращений полиэфира при механических воздействиях проводилось методом инфракрасной спектроскопии на ИК-Фурье-спектрометре Perkin-Elmer 2000.

Результаты исследований.

Исследования показали, что ИК-спектр смеси чистых металлов после механоактивации практически не изменяется, а спектр смеси металлических порошков с полиэфиром (измеренный до активации) соответствуют арифметической сумме спектров исходных материалов.

ИК-спектр смеси покрытых полиэфиром частиц W+Ti после их активации (по-существу, спектр полиэфира после активации) сильно отличается от спектра исходного полиэфира / 2 /.

Возрастает интенсивность полосы поглощения (при 1734 $см^{-1}$), которая относится к колебаниям C=O в сложноэфирной группе O=COC- , связывающей фторсодержащую и углеводородную части молекулы ПФПЭ.

Причем эта полоса становится равновеликой полосам C-F, что свидетельствует о местонахождении группы O=COC- в молекуле меньшего размера и иного строения по сравнению с исходными молекулами полиэфира. Все это свидетельствует о деструкции молекул полиэфира.

Сопоставление спектров показало, что набор полос поглощения 984, 1134, 1184, 1239, 1307 $см^{-1}$ в спектре исходного ПАВ, относящийся к связям C-F и C-C во фторсодержащей части молекул ПАВ, в спектрах ПАВ после механической обработки заменяется набором полос поглощения при 998, 1068, 1158, 1273 $см^{-1}$и полосой в области 1670 $см^{-1}$. Согласно [3], такой спектр обусловлен колебаниями двойных связей в концевой группе CF_2=CF-, образовавшейся при деструкции макромолекулы с последующей перегруппировкой радикала.

Для исследования поведения образовавшихся при деструкции фрагментов макромолекулы были сняты ИК-спектры обработанных в мельнице эпиламированных порошков после их отмывки четыреххлористым углеродом от соединений, слабо закрепленных на поверхности. На ИК-спектрах четко проявляются максимумы при 913, 886, 784 $см^{-1}$. Согласно [4], указанные полосы обусловлены колебаниями связей Me-F фторидов металлов или фторсодержащих соединений, присоединенных к поверхности металла через атом фтора. Наблюдаются полосы поглощения при 1262 и 1309 $см^{-1}$, которые относятся к сложным колебаниям групп C-F_2 и CF_3, а полосы при 1520 и 1656$см^{-1}$ являются следствием образования на поверхности металлов солеобразных соединений типа RCOOMe.

Для решения вопроса, какой из металлов испытанной смеси химически взаимодействует с продуктами деструкции полиэфира, был проведен эксперимент с порошкообразным вольфрамом.

На ИК-спектре системы W-ПФПЭ после механического воздействия и последующей отмывки обнаружены полосы поглощения при 1261 и 1311 $см^{-1}$, которые, согласно [3], относятся к C-F колебаниям соединений, в состав которых входят CF_2 и CF_3-группы. Обнаружена также полоса поглощения в области 900-980 $см^{-1}$ с максимумом при 940 $см^{-1}$, которая на основании [5] может быть отнесена к колебаниям связей W-F и WOF.

При этом в спектре механически обработанной системы W+полиэфир отсутствуют полосы поглощения при 2850 и 2920 $см^{-1}$, которые относятся к валентным колебаниям C-H в группах CH_2 и CH_3,составляющих углеводородную часть молекулы полиэфира.

Из этого следует, что с вольфрамом взаимодействуют только фторсодержащие фрагменты разрушенной молекулы.

С помощью программы «Spectrum 2000» как результат вычитания из спектра системы W-Ti +ПФПЭ (после механического воздействия и отмывки) спектра системы W-ПФПЭ (после механической обработки) был получен ИК-спектр системы Ti+ПФПЭ.

Полосы поглощения в спектре при 1036 и 1188 $см^{-1}$, согласно [6], относятся к CF и CF_2 – группам, входящим в состав соединений, прочно закрепившимся на поверхности титана в результате механического воздействия.

Таким образом, на поверхности титана образуются фториды и другие титанорганические соединения разного типа.

Исследования показали, что, в отличие от вольфрама, на титане также закрепляется углеводородная часть макромолекулы. При этом образуются карбоксилатные (солеподобные) структуры, к которым относятся полосы поглощения в области 1400-1440 $см^{-1}$, 1500-1530 $см^{-1}$ и 1653 $см^{-1}$.

Анализ ИК-спектроскопических результатов, позволяет определить связи, по которым происходит разрыв молекул. Из структурной формулы следует, что молекула эпилама представляет собой сочетание фторуглеродных и углеводородных блоков.

Тот факт, что W взаимодействует только с фторуглеродными частями разрушенной молекулы, а Ti и с фторуглеродными, и с углеводородными радикалами, указывает на то, что полимер как раз и разрывается в местах их соединения. При этом, отделение второго радикала (R_2) происходит по ординарной C-O связи сложноэфирной группировки =COOC, иначе трудно было бы объяснить образование солеобразных соединений на поверхности металла.

Отметим, что группы CH_2 и CH_3 в соединениях с W не были обнаружены. Это свидетельствует о том, что первый углеводородный радикал (R_1) также отделяется в процессе механического воздействия.

Наличие Me-F и Me-OF-групп в образованных поверхностных соединениях позволяет считать вторым наиболее вероятным местом разрыва полимерной молекулы связь C-O в конструкции CF_2-O-CF_2.

Выводы

Результаты исследований показали, что макромолекулы эпилама, физически адсорбированные на поверхности металла, под влиянием механических воздействий подвергаются механодеструкции. При этом наблюдается разрыв макромолекул как в углеводородной, так и в фторсодержащей частях. Процесс механодеструкции макромолекул полиэфира сопровождается химическим взаимодействием образующихся низкомолекулярных фрагментов с поверхностью металла. При этом фрагменты, образованные в результате деструкции фторсодержащей части макромолекулы, химически взаимодействуют как с вольфрамом, так и с титаном. Углеводородные фрагменты, химически взаимодействуют только с более активным титаном.

Таким образом, механодеструкция эпиламов при их использовании в технике может сопровождаться механохимическим модифицированием эпиламированных металлических поверхностей с частичным сохранением их антифрикционных свойств.

[1] Патент 975068РФ, МКИ В02с 17/06. Планетарная мельница. Аввакумов Е.Г., Поткин Ф.З., Самарин О.И. 1979.
[2] Беллами Л. Инфракрасные спектры сложных молекул. М.: Изд-во ИЛ. - 1974.
[3] Купцов А.Х., Жижин Г.Н. Фурье-КР и Фурье-ИК-спектры полимеров. М.: Физматлит. - 2001.
[4] Накамото К. ИК-спектры и спектры КР неорганических и координационных соединений. М.: Мир. - 1991.
[5] Свердлов Л.М.,Ковнер М.А.,Крайнов Е.П. Колебательные спектры многоатомных молекул. М.: Наука – 1970.

ОБ ОДНОЙ ВОЗМОЖНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ ТРЕНИЕМ В ПАРАХ ТРЕНИЯ

Мандель А.М., Ошурко В.Б., Соломахо К.Г., Шарц А.А.*

E-mail: schtscha@yandex.ru

Московский Государственный Технологический университет СТАНКИН, Москва, Россия.

Рассматривается способ управления трением посредством подачи постоянного напряжения на элементы пары трения, на которые предварительно наносят покрытие из дихалькогенидов переходных металлов, причем на одном элементе пары покрытие легировано примесью, создающей полупроводник n - типа, а на другой – примесью, создающей полупроводник p - типа.

Ключевые слова: дихалькогениды переходных металлов, *p-n* - переход, «зарядовый» механизм снижения трения.

ABOUT ONE POSSIBILITY TO CONTROL FRICTION IN FRICTION PAIR

Mandel A.M., Oshurko V.B., Solomakho K.G., Sharts A.A.

It is considered the method to control friction by means of direct voltage supply on elements of friction pair. These elements was preliminarily coated with dichalcogenides of transition metals and one was doped as n-semiconductor and another as p-semiconductor.

Keywords: dichalcogenides of transition metals, p-n – transition, “charge” mechanism of friction reduction.

Известно явление снижения коэффициента трения дихалькогенидов переходных металлов при облучении их поверхности каким–либо ионизирующим излучением, обычно в вакууме. Ещё с 1970-х годов известно, что облучение поверхности дихалькогенидов переходных металлов ионизирующим излучением приводило к необнаружимо малому в условиях эксперимента коэффициенту трения [1]. Однако физический механизм этого явления до последнего времени оставался невыясненным. Но есть работы авторов [2,3], которые позволяют понять этот механизм и предложить концептуально новый способ управления трением в парах трения.

В работах этих авторов для объяснения эффекта снижения трения под действием ионизирующего излучения было показано, что существует чисто «зарядовый» механизм, приводящий к уменьшению трения до аномально низких значений. Согласно этому механизму в диэлектриках и широкозонных полупроводниковых материалах в общем случае возникает следующая картина. Электроны с энергией ~ 2 кэВ проникают в вещество на глубину порядка 50—90 нм. При этом за счет ударной ионизации возникают многочисленные вторичные электроны с меньшей энергией и другой длиной пробега. В тонком поверхностном слое (порядка длины свободного пробега электрона) вторичные электроны всегда покидают поверхность, оставляя этот слой положительно заряженным. Сами же первичные электроны при торможении остаются захваченным в объеме образца на относительно больших глубинах (до 1000 нм). Часть вторичных электронов рассеивается в глубине образца, оставляя области с положительным зарядом, а часть рекомбинирует, снижая положительный заряд. Картину при этом осложняют токи утечки, диффузионные токи и т. п. В любом случае, в итоге возникает тонкий поверхностный заряженный слой, причем тонкий поверхностный слой - толщиной, равной длине свободного пробега электрона - *как правило*, все-таки *заряжается положительно*. Концентрация такого заряда, измеренная в практически аналогичных условиях в разных диэлектриках в работе [4], составляла ~ 10^{19} элементарных зарядов/см^3. Это вызывает между отдельными слоями силы отталкивания значительной величины. Даже в рамках макроскопического закона

Амонтона-Кулона это эквивалентно снижению нормальной нагрузки и уменьшению силы трения. В работах проведены оценки этой силы, оказавшейся в согласии с экспериментальными данными. Установлены следующие факты, подтверждающие описанный механизм: (1) кривая эволюции коэффициента трения в дисульфиде молибдена во времени при включении и выключении внешнего ионизирующего облучения оказывается идентична известной кривой эволюции объемного заряда, созданного таким облучением в диэлектрике или широкозонном полупроводнике; (2) проведены оценки, показавшие, что концентрация зарядов, создаваемая в таких условиях в поверхностном слое покрытия более чем достаточна для полной компенсации ван-дер-ваальсовых сил притяжения между отдельными слоями; и, кроме того, (3) известны сильные механические эффекты ионизирующего излучения (в частности, кулоновский взрыв). В результате видно, что самым простым и естественным механизмом практически полного исчезновения трения в покрытиях из полупроводниковых дихалькогенидных материалов во внешнем ионизирующем излучении является все-таки кулоновское отталкивание поверхностных слоев. Очевидно, что подобный зарядовый механизм снижения трения является достаточно общим и не зависящим ни от способа создания поверхностного заряда, ни от знака заряда поверхностных слоев.

Вышеприведенные работы позволили сформулировать предположение, что кулоновское взаимодействие в *p–n* переходе элементов пары трения с подачей на них разнополярных потенциалов по сути даёт возможность управлять коэффициентом трения путем изменения разности потенциалов, обеспечив снижение коэффициента трения на порядок и более. В самом деле, хорошо известно, что при подаче на *p-n* переход «запирающей» разности потенциалов в области контакта возникают два слоя некомпенсированного заряда – положительного в полупроводнике *n*-типа и отрицательного в полупроводнике *p*-типа. Тогда, если концентрация некомпенсированного заряда в каждой такой области оказывается сравнима с концентрацией в эффекте отмеченной работы [1] то, очевидно, будут сформированы два новых интерфейса трения (один – в области не скомпенсированного положительного заряда, другой – отрицательного) с аномально низким трением в каждом интерфейсе по механизму, изложенному выше.

Это предположение нашло подтверждение в проведенных численных экспериментах метом молекулярной динамики [5,6]. Показано, что нанесение на элементы пары трения покрытия из дихалькогенидов переходных металлов (причем на один элемент наносят дихалькогенид, легированный примесью, создающей полупроводник *n*-типа, на другой элемент наносят дихалькогенид, легированный примесью, создающей полупроводник *p*-типа) и управление коэффициентом трения путем изменения напряжения от 0 до напряжения пробоя, позволяет варьировать коэффициент трения μ до величины, определяемой точностью численных расчетов, соответствующей 10^{-7} μ .

Дихалькогениды переходных металлов являются традиционными материалами для антифрикционных покрытий. С другой стороны, известно, что дихалькогениды переходных металлов являются широкозонными полупроводниками, близкими к чистым диэлектрикам. Тем самым, возможно легирование этих материалов для создания полупроводников *n*- и *p*- типа. Из практики создания *p–n* переходов известно, что в качестве примеси, создающей полупроводник *n*-типа, возможно использование элементов 5-й группы периодической системы Менделеева, а в качестве примеси, создающей полупроводник *p*-типа, возможно использование элементов 3-й группы периодической системы Менделеева. При этом установлено, что в свете поставленной задачи наибольшей стабильностью обладают следующие дихалькогениды переходных металлов: $MoSe_2$ (диселенид молибдена), MoS_2 (дисульфид молибдена), WS_2 (дисульфид вольфрама), WSe_2 (диселенид вольфрама) в сочетании со следующими примесями: создающей полупроводник *n*-типа – P (фосфор), создающей полупроводник *p*-типа – B (бор).

С точки зрения достижения наиболее широкого диапазона регулирования коэффициента трения μ оптимально концентрацию легирующих примесей устанавливать от 1 до 10 атомов примеси на 10^7 молекул дихалькогенида переходного металла. Установлено, что при количестве примесей менее 1 атома на 10^7 молекул дихалькогенида переходного металла, резко снижается чувствительность коэффициента трения μ к подаваемому напряжению (уменьшается диапазон регулирования), а при превышении количества примесей свыше 10 атомов примеси на 10^7 молекул дихалькогенида переходного металла снижается напряжение пробоя (что также уменьшает диапазон регулирования).

Так, при концентрации носителей заряда порядка 10^{22} атомов на $1м^3$ (порядка 9 атомов примеси на 10^7 молекул дихалькогенида переходного металла) легко достигается сила кулоновского отталкивания порядка атмосферного давления (не ниже 10^5 $Н/м^2$).

Во избежание сомнений, отметим, что при изменении полярности подаваемого на p–n переход напряжения (по аналогии с прототипом), коэффициент трения с возрастанием напряжения будет расти.

В качестве примера реализации этого способа снижения коэффициента трения были проведены численные эксперименты метом молекулярной динамики. В экспериментах использовалась трехмерная сетка молекул из 20 слоев по 30*30 = 900 молекул в каждом. Верхней половине молекул (10 слоев) задавалась одинаковая начальная скорость, определявшая эту часть вещества как

движущийся слайдер по поверхности подложки. Связи между молекулами устанавливались равными известной энергии химической связи (~2 эВ); между последним слоем слайдера и первым слоем подложки - энергии Ван-дер Ваальсова взаимодействия (~0.1 эВ). Молекулам второго и третьего слоя в слайдере приписывался положительный заряд, равный по величине усредненному заряду слоя в экспериментах по радиационному снижению трения; аналогичный отрицательный заряд приписывался второму и третьему (от слоя контакта слайдер-подложка) слоям подложки. Как оказалось, в этом случае действительно формируются два интерфейса трения в области заряженных слоев и латеральная сила, действующая на верхнюю часть слайдера при его движении оказывается равной нулю в пределах ошибки эксперимента.

Вышеизложенное позволяет сделать вывод о том, что поставленная задача – обеспечение изменения коэффициента трения в элементах пары трения в широком диапазоне вплоть до очень низких значений при монотонном изменении разности потенциалов между элементами пары трения - действительно решаема, а управляемое снижения трения и износа в парах трения может быть достигнуто. На предлагаемый способ управления трением в парах трения получен патент [7]. Работа выполнена по теме № 3.6634.2017/6/7 государственного задания.

[1] Духовской Е.А., Пономарёв А.Н., Силин А.А., Тальрозе В.Л. Явление аномально низкого трения при электронной бомбардировке трущейся поверхности дисульфида молибдена // Письма в ЖЭТФ.−1974 (20), вып.4, с.268-272)
[2] Григорьев С.Н., Лановой О.В., Мандель А.М., Ошурко В.Б., Соломахо Г.И./О механизме эффекта радиационного снижения трения в покрытиях из халькогенидов переходных металлов // Трение и износ.− 2013 т.34, №3, с.315−321
[3] Веселко С.В., Кулиш С.М., Мандель А.М., Ошурко В.Б., Соломахо Г.И., Шарц А.А. Динамическая электроупругая теория сухого трения// Труды научно–технической конференции «Трибология – машиностроению», Москва «ИМАШ РАН», 19-21 ноября 2014, с.219–221
[4] Semenov A.P. On the Possibility of Improving Antifriction Properties of MoS_2 Coatings by Alloying // Journal of Friction and Wear. — 2012 (33), no. 2, p.160—165
[5] Ошурко В.Б., Соломахо К.Г. Влияние акустических колебаний на эффекты трения на наномасштабном уровне // Наноинженерия.- 2015, № 10, 13-17.
[6] Соломахо К.Г. Изучение эффекта Толстого в наноразмерных системах методом молекулярной динамики // Труды УП научной конференции «Математическое моделирование и информатика».- М: ФГБОУ МГТУ «СТАНКИН», 2015, 230-232.
[7] Патент РФ на изобретение № 2639745 «Способ управления трением в парах трения» (Григорьев С.Н. Мандель А.М., Ошурко В.Б., Соломахо Г.И., Шарц А.А.) (регистрация от 22.12.2017).

ТРИБОДИАГНОСТИКА ДВС МЕТОДАМИ ВСТРОЕННОГО КОНТРОЛЯ

Матвеевский В.Р.

E-mail: v.matveevsky@mail.ru

ООО «ММК» Системы и комплексы диагностики, Москва, Россия.

Предложена, разработанная и запатентованная в РФ, малогабаритная система встроенного контроля "АИДА", предназначенная для определения степени износа кривошипношатунного механизма (КШМ) и цилиндропоршневой группы (ЦПГ) ДВС автомобиля в режиме реального времени и прогнозирования их остаточного ресурса. Рассматриваются принципы построения систем бортового контроля, логика работы применяемого датчика и технические характеристики предлагаемой системы "АИДА".

Ключевые слова: износ, трибодиагностика, трение, ЦПГ, КШМ, ДВС, бортовой контроль, системы, датчики износа, встроенный.

TRIBODIAGNOSTIKA MOTOR CARS ONBOARD CONTROL METHODS

Matveevsky V.R.

Proposed, developed and patented in the Russian Federation, compact built-in control system "Aida"). This system intend for automatic control, in real time, of the technical condition of friction nodes in motor cars and commercial vehicles, and allows, on the testimony of a digital display, to determine which nodes of friction (CPG or babbit bearing inserts of crankshaft) are the most heavily worn. Based on this information it is determined the need of replacement or bulkhead of bulkhead of engine (replacing of the piston rings and cylinder bore, the replacement of sliding bearings and crankshaft grinding) so not to bring it to an emergency condition, as well as the need to replace the engine oil, which is determined during operations and not under the rules of TOA.

Keywords: friction, wear, tribodiagnostika, motor cars, wear sensors, control, embedded, systems, onboard.

Доклад, посвящен актуальной проблеме разработки и внедрения встроенных (бортовых) малогабаритных систем трибодиагностики для оценки технического состояния двигателей внутреннего сгорания (ДВС), коробок передач, компрессоров, редукторов и т.д. с визуализацией их износа и с возможностью прогнозирования.

Суть метода встроенного контроля заключается в том, что в маслосистему исследуемого механизма или машины встраиваются датчики (различные по принципу действия), для получения информации о состоянии масла на работающем объекте с последующей обработкой этой информации электронным регистрирующим прибором.

Диагностическими признаками в этом случае являются концентрация, размер и материал продуктов износа. Материал и размер частиц позволяют определить возможные места и стадии износа, а изменение концентрации показывает интенсивность развития неисправностей.

Из практики хорошо известно, что важнейшим условием обеспечения надежного функционирования машин и механизмов является диагностика состояния подшипниковых узлов, коробок передач, редукторов и т.п. Диагностика состояния трибосопряжений, работающих в условиях смазки, может успешно осуществляться на основе анализа частиц износа, содержащихся в смазочной среде [1,2].

В частности, для автоматического контроля, в режиме реального времени, технического состояния узлов трения двигателей легковых и грузовых транспортных средств фирма ООО «ММК» (Системы и комплексы диагностики /Россия, Москва/) разработала систему **"Автоматический контроль износа двигателя автомобиля"** (сокращённо /в дальнейшем/ система "АИДА").

Система "АИДА" предназначена для контроля и диагностики износа узлов трения ДВС

(кривошипно-шатунного механизма /КШМ/ и цилиндропоршневой группы /ЦПГ/) с целью предотвращения повышенного износа этих узлов и, соответственно, снижения расхода топлива и выбросов CO_2. Она позволяет назначать сроки и объемы проведения ремонтных работ ДВС не по регламенту, а по его техническому состоянию.

Система "АИДА" запатентована в РФ [3], а её использование даёт водителю возможность оценивать во время движения автомобиля текущее состояние двигателя и определять необходимость ремонта конкретных узлов трения, т.е. прогнозировать проведение ремонта, не доводя двигатель до аварийного состояния, тем самым повышая энергоэффективность транспортного средства.

Принцип действия системы основан на осаждении из масла продуктов износа (Fe, Pb, Sn) узлов трения деталей двигателя в рабочий объем датчика с последующим определением их состава и массы электронным блоком. Контроль работы КШМ определяется по наличию в картерном масле частиц Pb и Sn, а для ГРМ и ЦПГ – Fe.

Предлагаемая бортовая система контроля износа включает в себя:

- датчик накопительного типа, который ввинчивается вместо пробки слива масла например, в поддон картера ДВС или коробки передач (вместо сливной пробки);
- экранированный кабель связи КС, который прокладывается по дну защиты картера и через моторный отсек выходит на торпеду в салон автомобиля, где с помощью разъема присоединяется к электронному блоку;
- и собственно сам расчетно-информационный электронный блок с цифровым дисплеем, устанавливаемый на приборную панель автомобиля, с помощью которого отображается информация об износе узлов трения КШМ и ЦПГ. При увеличении износа того или иного узла трения (выше допустимого) блок выдаёт, предупреждающие звуковой и цветовой сигналы водителю. В этом блоке также предусмотрено подключение по стандартному интерфейсу к ПК для графического представления данных об износе узлов трения и прогнозирования остаточного ресурса работы этих узлов (или ДВС в целом), с помощью соответствующих программ.

На рис. 1 и 2. схематически показаны общая структура построения системы "АИДА" и используемого в ней датчика.

Принцип работы встроенного датчика контроля заключается в следующем. Катушка индуктивности L, являясь чувствительным элементом датчика (ЧЭД), встроенная, например, в пробку слива масла, устанавливается в поддон картера ДВС и совместно с конденсатором С образует колебательный контур, частота которого, как известно, увеличивается при пролёте через катушку парамагнитных частиц (медь, олово) и уменьшается при пролёте ферромагнитных частиц (сталь, железо). В результате этого появляется возможность вести независимый подсчёт двух видов частиц.

Зная частоту, которая соответствует индуктивности ЧЭД, в магнитном поле которого отсутствуют частицы износа, например**,** ***калибровочное значение*** *частоты* $f_{кал}$**:,** и, данные измерения мгновенного значения частоты f_x, соответствующие моменту прохождения частиц

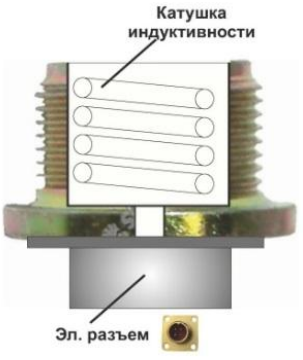


Рис.1. **Датчик контроля износа в разрезе**

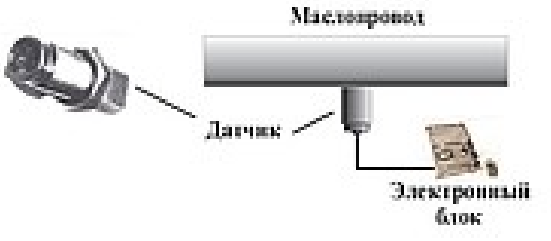


Рис.2. **Общая структура системы «АИДА»**

через катушку индуктивности и осаждения их в рабочем объёме пробки слива масла, можно определить тип, размер и концентрацию этих частиц, а именно:

$$\Delta f = f_{\text{кал}} - f_{\text{х}}.$$

$\Delta f < 0$ – при диамагнетиках;

$\Delta f > 0$ – при ферромагнетиках;

$\Delta f = 0$ – при отсутствии частиц.

Концентрацию частиц износа при этом можно вычислить, например, в процентном соотношении по следующей формуле:

$$\Omega = \frac{|\Delta f|}{f_{\text{кал}}} \cdot 100\%.$$

На рис. 3. представлены временные диаграммы работы индуктивного датчика контроля износа, иллюстрирующие изложенный выше его принцип действия.

Ферромагнитные частицы износа, осаждаясь на дно пробки слива масла, проходят через катушку индуктивности,, уменьшая частоту колебаний контура, а осаждающиеся диамагнитные частицы - её увеличивают. При этом амплитуда выходного сигнала контура дает информацию о размере частиц.

Электронный блок, с использованием в качестве базового элемента, микроконтроллера МК, осуществляет обработку сигналов датчика, управление системой, обеспечивая индикацию и связь с внешним компьютером или АСУ предприятия через стандартный последовательный интерфейс RS232 или RS485.

В электронном блоке накапливаются данные о частицах износа и на базе алгоритма, заложенного в МК для каждого конкретного механизма, определяется начальный момент отклонения режима работы, контролируемого узла трения от нормального, и посылается сообщение оператору (водителю) о возможных предстоящих неполадках в работе ДВС.

Лабораторные испытания с целью проверки работоспособности и основных характеристик разработанных опытных образцов системы "АИДА" показали линейную зависимость показаний приборов от массы частиц износа, при этом разброс значений при измерениях не превышал 2,5% [4]. Система имеет высокую чувствительность (около 0,0001 г. массы частиц /Pb, Sn, Al, Fe/ износа в рабочем объеме датчика), большой диапазон регистрации **Fe, Sn, Cu, Al** и др. металлов и сплавов (минимальный размер обнаруживаемых ферромагнитных частиц составляет 125 мкм и неферромагнитных частиц 200 мкм.) и надёжность, сравнимую с пробегом автомобиля.

Система имеет низкую себестоимость, построена практически полностью на отечественной (простой, легко доступной и недорогой) элементной базе с возможностью серийного производства на любых предприятиях приборостроительного профиля без дополнительного их переоснащения. Её установка не требует никаких конструктивных изменений в двигателе автомобиля, легко и просто может осуществляться самим водителем на бензиновые или дизельные двигатели любых марок, как отечественных автомобилей, так и на иномарках (легковых и грузовых).

На фото (рис. 4), представленных ниже, показаны общая компоновка одного из опытных образцов системы "АИДА" с ДВС и электронного блока на приборной панели автомобиля.

Система «АИДА» является качественно новым решением для сервисного обслуживания автотранспорта, предотвращения отказов в результате износа основных узлов трения ДВС (ЦПГ и КШМ), а также для определения объёма работ при необходимости ремонта ДВС.



Рис. 3. **Временные диаграммы работы датчика контроля износа**



Рис. 4. **Общая компоновка системы "АИДА" с ДВС и электронным блоком на приборной панели**

[1] Чичинадзе, А.В., Браун Э.Д., Буше Н.А. и др. Основы трибологии: Учебник для технических ВУЗов. – 2изд., переработ. и доп. – М.: Машиностроение. - 2001.
[2] Густов, Ю.И. Триботехника строительных машин и оборудования. – М.: МГСУ. – 2011.
[3] Матвеевский Б.Р., Матвеевский В.Р. Устройство для контроля износа пар трения. Патент РФ, №77438, 2008.
[4] Матвеевский Б.Р., Матвеевский В.Р. Метод контроля износа узлов трения. //Ремонт, восстановление, модернизация. – 2011, № 1, 10-18.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТРЕНИЯ МНОГОУРОВНЕВОЙ ВОЛНИСТОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПО ВЯЗКОУПРУГОМУ ОСНОВАНИЮ

Маховская Ю.Ю.

E-mail: makhovskaya@mail.ru

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия.

Предложена модель для расчета деформационной составляющей силы трения при скольжении многоуровневой волнистой поверхности по вязкоупругому основанию с учетом сил адгезии, действующих по нормали к поверхности. Для случая двухуровневой волнистой поверхности исследован вклад различных масштабных уровней в общую силу трения в зависимости от скорости скольжения и поверхностной энергии тел.

Ключевые слова: вязкоупругость, трение скольжения, адгезия, волнистость, масштабные уровни.

MODELLING OF FRICTION OF MULTILEVEL WAVY SURFACE ON A VISCOELASTIC FOUNDATION

Makhovskaya Yu.Yu.

A model for calculating the deformational component of the friction force in sliding of a multilevel wavy surface on a viscoelastic base is suggested taking into account adhesion forces acting in the direction normal to the surface. For the case of a two-level wavy surface, the contribution of different scale levels into the total friction force is analyzed depending on the sliding velocity and surface energy of the bodies.

Keywords: viscoelasticity, sliding friction, adhesion, waviness, scale levels.

Введение

Деформационная сила трения при скольжении вязкоупругих тел вызывается гистерезисными потерями в поверхностном слое материала при его циклическом деформировании. Этот механизм возникновения силы трения существенно обусловлен поверхностным рельефом тел [1].

Контактные задачи о скольжении по вязкоупругому телу отдельного выступа или регулярной системы выступов решались в [2-4]. В настоящей работе рассмотрено скольжение по вязкоупругому основанию поверхности, обладающей регулярным волнистым рельефом на нескольких масштабных уровнях. В отличие от существующих подходов к расчету деформационной силы трения для многоуровневых поверхностей [5, 6], предложенная в данной работе модель учитывает действие сил адгезии, действующих по нормали к поверхностям, а также точную геометрию зазора между поверхностями на каждом масштабном уровне.

Описание модели

Рассматривается вязкоупругое тело, по поверхности которого скользит жесткая поверхность, обладающая волнистостью на нескольких масштабных уровнях. Рельеф волнистой поверхности описывается набором высот выступов h_i и расстояний между выступами l_i, где $i = 1..N$, N – количество масштабных уровней (рис. 1).

Механические свойства вязкоупругого тела характеризуются линейной одномерной моделью:

$$w + T_\varepsilon \frac{\partial w}{\partial t} = K\left(p + T_\sigma \frac{\partial p}{\partial t} \right) \qquad (1)$$

где p и w - нормальные давление и перемещение на границе вязкоупругого полупространства, K - податливость вязкоупругого основания, T_ε и T_σ - его времена запаздывания и релаксации.

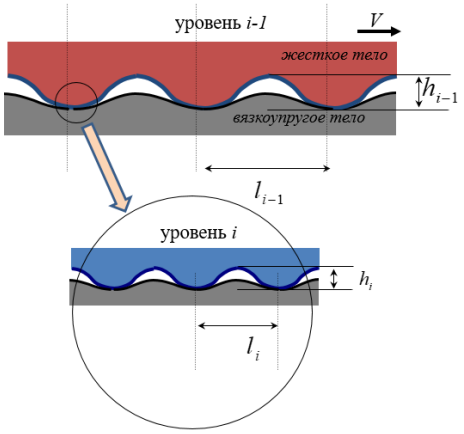


Рис. 1. **Схема контакта многоуровневой волнистой поверхности с вязкоупругим основанием**

Для описания зависимости адгезионного напряжения p_a от величины зазора δ используется модель Можи-Дагдейла [7]:

$$p_a(\delta) = \begin{cases} p_0, & 0 < \delta \le \delta_0 \\ 0, & \delta > \delta_0 \end{cases} \qquad (2)$$

где δ_0 - радиус действия адгезии. Удельная поверхностная энергия двух поверхностей γ определяется соотношением:

$$\gamma = \int_0^{+\infty} p_a(\delta)\, d\delta = p_0 \delta_0 \qquad (3)$$

Постановка и решение контактной задачи для *i*-го уровня

На *i*-м масштабном уровне волнистость индентора описывается функцией, периодической в двух направлениях (рис. 2):

$$f_i(x,y) = h_i - \frac{h_i}{4}\left(\cos\left(\frac{2\pi x}{l_i} \right) + 1 \right)\left(\cos\left(\frac{2\pi y}{l_i} \right) + 1 \right) \qquad (4)$$

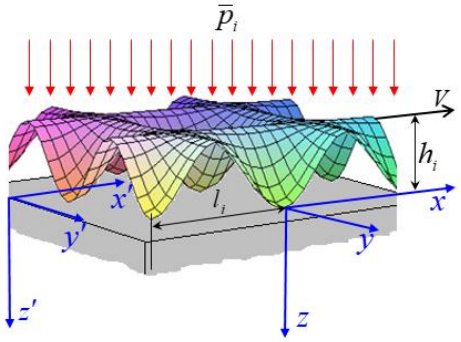


Рис. 2. **Схема контакта волнистой поверхности с вязкоупругим основанием на *i*-м масштабном уровне**

Перейдем от неподвижной системы координат (x', y', z'), связанной с вязкоупругим основанием, к системе координат (x, y, z), движущейся вместе с индентором. В движущейся системе координат давление и перемещение не зависят от времени t, и связывающее их соотношение (1) для *i*-го масштабного уровня приобретает вид:

$$w_i - VT_\varepsilon \frac{\partial w_i}{\partial x} = K\left(p_i - T_\sigma V \frac{\partial p_i}{\partial x} \right) \qquad (5)$$

В подвижной системе координат граничные условия для вязкоупругого основания с учетом адгезионного притяжения (2) можно записать в виде:

$$\begin{aligned} w_i(x,y) &= f_i(x,y) + d_i, && (x,y) \in \Omega_i^c \\ p_i(x,y) &= -p_0, && (x,y) \in \Omega_i^a \\ p_i(x,y) &= 0, && (x,y) \notin \Omega_i^c \cup \Omega_i^a \end{aligned} \qquad (6)$$

где Ω_i^c и Ω_i^a - области контакта и адгезии, соответственно, d_i – внедрение индентора в вязкоупругий слой на *i*-м уровне. Выполняется также условие равновесия для номинального давления

$$\bar{p}_i = \frac{1}{l_i^2} \iint_{\Omega_i} p_i(x,y)\, dxdy \qquad (7)$$

где $\Omega_i = \Omega_i^c \cup \Omega_i^a$ - область взаимодействия на *i*-м уровне.

Задача на каждом уровне решается методом полос: ячейка периодичности $x \in (-l_i/2, l_i/2)$, $y \in (-l_i/2, l_i/2)$ разбивается на полосы, параллельные оси x. В каждой полосе решение дифференциального уравнения (5) с условиями (6) строится аналитически. При этом в каждой полосе должен быть выбран режим заполнения зазора – полный контакт, частичный контакт с полной адгезией, частичный контакт с областями адгезии, взаимодействие только посредством адгезии или отсутствие взаимодействия. Метод решения этой задачи подробно изложен в [8].

В результате строится распределение давления $p_i(x,y)$ в области контакта Ω_i^c, по которому можно рассчитать тангенциальное напряжение τ_i. Это напряжение связано с несимметрией распределения контактного давления по оси *x*, которое, в свою очередь вызвано несовершенной упругостью материала [1, 2]:

$$\tau_i(x,y) = p_i(x,y)\frac{\partial f_i(x,y)}{\partial x} \qquad (8)$$

Осредняя соотношение (8) по ячейке периодичности, получим среднюю тангенциальную силу

$$\bar{\tau}_i = \frac{1}{l_i^2}\iint_{\Omega_i} \tau_i(x,y)\,dxdy \qquad (9)$$

которая будет функцией номинального давления, действующего на этом масштабном уровне $\bar{\tau}_i = \bar{\tau}_i(\bar{p}_i)$. На рис. 3 приведены примеры рассчитанных зависимостей среднего тангенциального напряжения (удельной силы трения) от номинального давления на отдельном масштабном уровне волнистой поверхности, описываемом геометрическими параметрами $l_i = 500$ нм, $h_i = 100$ нм. Механические свойства основания определяются величинами $K = 1$ГПа/м, $T_\varepsilon = 0.01$с, $T_\varepsilon / T_\sigma = 100$, параметры адгезии равны $\gamma = 2.5\times10^{-5}$ Н/м, $\delta_0 = 10$нм. Результаты приведены при различных скоростях скольжения индентора *V*.

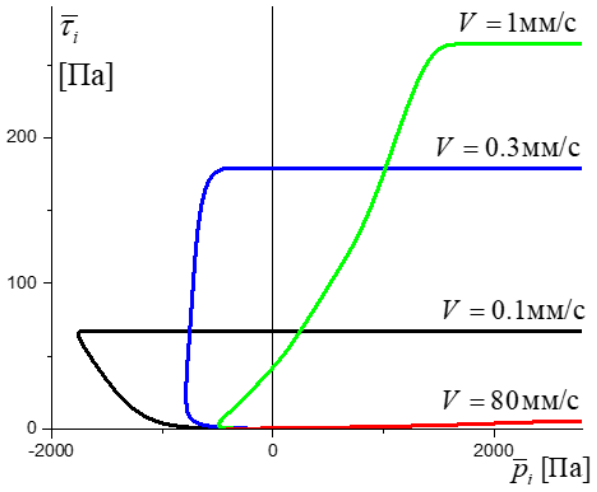


Рис. 3. **Пример зависимости тангенциального напряжения от номинального давления на *i*-м масштабном уровне**

Приведенные на рис. 3 результаты показывают, что сила трения немонотонно зависит от скорости – она стремится к нулю при малых и больших скоростях и достигает максимума при некотором значении скорости. Такой характер зависимости от скорости является типичным при трения вязкоупругих тел [1-4]. Кроме того, зависимость силы трения от номинального давления в определенном диапазоне параметров является неоднозначной (например, при скорости $V = 0.1$ мм/с). Эта неоднозначность связана с так называемым адгезионным гистерезисом – она означает, что циклическое образование и разрыв адгезионного контакта сопровождаются потерей энергии [7]. В настоящей модели для расчетов в области неоднозначной зависимости силы трения от давления использована только верхняя ветвь, соответствующая устойчивому решению при разгрузке.

Характерной особенностью представленных на рис. 3 кривых является также существование решения при отрицательном номинальном давлении, что также связано с наличием адгезионного притяжения. Заметим, что деформационная составляющая силы трения остается положительной и при отрицательном давлении, т.е. она всегда направлена против движения индентора.

Построенная на *i*-м масштабном уровне зависимость среднего тангенциального напряжения от номинального давления $\bar{\tau}_i = \bar{\tau}_i(\bar{p}_i)$ используется в качестве закона трения на более высоком $(i-1)$-м масштабном уровне (см. рис. 1).

Построение решения для многоуровневой волнистой поверхности

В общем случае решение задачи строится следующим образом. Сначала находится решение задачи (5)-(7) на самом мелком – *N*-м уровне волнистости и строится закон трения $\bar{\tau}_N = \bar{\tau}_N(\bar{p}_N)$ по соотношениям (8)-(9) (при $i = N$). Для $(N-1)$-го уровня тангенциальное напряжение складывается из удельной деформационной силы трения, вызванной деформированием материала выступами этого уровня, плюс вклад закона трения с *N*-го уровня, определяемый в каждой точке давлением $p_{N-1}(x,y)$:

$$\tau_{N-1} = p_{N-1}(x,y)\frac{\partial}{\partial x} f_{N-1}(x,y) + \bar{\tau}_N\left[p_{N-1}(x,y)\right] \qquad (11)$$

Осредняя (11) по ячейке периодичности, получим

$$\bar{\tau}_{N-1} = \frac{1}{l_{N-1}^2}\iint_{\Omega_{N-1}} p_{N-1}(x,y)\frac{\partial}{\partial x} f_{N-1}(x,y)dxdy + \\ + \frac{1}{l_{N-1}^2}\iint_{\Omega_{N-1}} \bar{\tau}_N\left(p_{N-1}(x,y)\right)dxdy \qquad (12)$$

Эта величина зависит от номинального давления $(N-1)$-го уровня, $\bar{p}_{N-1}$. Таким образом, получаем закон трения $\bar{\tau}_{N-1} = \bar{\tau}_{N-1}(\bar{p}_{N-1})$, который необходимо использовать на $(N-2)$-м уровне. Последовательно повторяя этот шаг, дойдем до первого уровня и рассчитаем общий коэффициент трения для многоуровневой волнистой поверхности

по соотношению:

$$\mu = \frac{\bar{\tau}_1}{\bar{p}_1} = \frac{1}{\bar{p}_1 l_1^2}\iint\limits_{\Omega_1} p_1(x,y)\frac{\partial}{\partial x} f_1(x,y)dxdy + \\ + \frac{1}{\bar{p}_1 l_1^2}\iint\limits_{\Omega_1} \bar{\tau}_2(p_1(x,y))dxdy \qquad (13)$$

Первое слагаемое в (13) представляет собой вклад в деформационную силу трения первого уровня волнистости, а второе – вклад второго и всех последующих уровней вплоть до *N*-го.

В общем случае решение многоуровневой задачи требует решения контактной задачи на каждом уровне, самой трудной частью которого является определение конфигурации областей контакта и адгезии, Ω_i^c и Ω_i^a.

В частном случае, когда внешняя нагрузка настолько велика, что на всех масштабных уровнях имеет место полный контакт, решение значительно упрощается. Распределение давления на каждом уровне в этом случае имеет вид

$$p_i(x,y) = \frac{K}{2(l_i^2 + 4\pi^2 T_\sigma^2 V^2)}\left[\frac{h_i}{2}\left(\cos\frac{2\pi y}{l_i} + 1\right)\times\right.$$
$$\times\left\{(l_i^2 + 4\pi^2 T_\varepsilon T_\sigma V^2)\cos\frac{2\pi x}{l_i} + 2\pi l_i V(T_\varepsilon - T_\sigma)\sin\frac{2\pi x}{l_i}\right\} +$$
$$\left.+(4\pi^2 T_\sigma^2 V^2 + l_i^2)\left\{\frac{h_i}{2}\left(\cos\frac{2\pi y}{l_i} - 3\right) + 2d_i\right\}\right]$$

После подстановки этого давления в соотношение (8) и взятия интеграла (9) получим выражение, не зависящее от номинального давления $\bar{p}_i$, т.е., на каждом масштабном уровне тангенциальное напряжения является константой $\bar{p}_i = \bar{p}_1$, что позволяет получить общий коэффициент трения простым суммированием по уровням:

$$\mu = \frac{\pi^2 KV(T_\varepsilon - T_\sigma)}{\bar{p}_1}\sum_{i=1}^{N}\frac{h_i}{4\pi^2 V^2 T_\sigma^2 + l_i^2} \qquad (14)$$

На рис. 4 приведен пример расчета по соотношению (14) коэффициента трения для трехуровневой волнистой поверхности в зависимости от скорости скольжения. Использованы следующие параметры волнистости:

- уровень 1: $l_1 = 10$ мкм, $h_1 = 1$ мкм
- уровень 2: $l_2 = 500$ нм, $h_2 = 100$ нм
- уровень 3: $l_3 = 5$ нм, $h_3 = 5$ нм

Свойства вязкоупругого основания и радиус действия адгезионного притяжения те же, что и для результатов, представленных на рис. 3. Номинальная нагрузка $\bar{p}_1 = 5$ МПа. Полагается, что поверхностная энергия γ достаточно велика, чтобы контакт при данном номинальном давлении $\bar{p}_1$ был полным на всех трех масштабных уровнях. На рис. 4 показаны вклады всех трех масштабных уровней (кривые 1, 2 и 3 соответствуют уровням 1, 2 и 3, соответственно, кривая 4 – общий коэффициент трения). Видно, что наибольший вклад вносит первый, самый крупный, уровень волнистости, и связанный с ним пик является доминирующим.

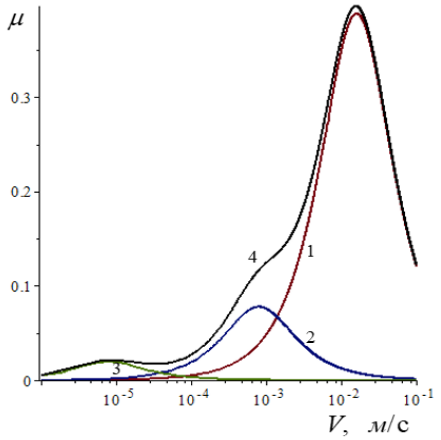


Рис. 4. **Зависимость коэффициента трения от скорости для трехуровневой волнистой поверхности в случае полного контакта**

Пример расчета для двухуровневой поверхности в случае частичного контакта

Проведен расчет силы трения при скольжении двухуровневой поверхности (параметры для расчета соответствуют параметрам уровней 1 и 2, приведенным в предыдущем разделе). Номинальная нагрузка $\bar{p}_1 = 0.5$ кПа, при этой величине нагрузки контакт является частичным на обоих масштабных уровнях. В этом случае соотношение (14) непригодно для расчета коэффициента трения, и необходимо решать контактную задачу и определять закон трения на каждом уровне.

На рис. 5 приведена зависимость общего коэффициента трения двухуровневой поверхности от скорости скольжения для двух значений поверхностной энергии. Правый пик соответствует вкладу первого уровня, а левый – второго. Видно, что при данных значениях параметров пик, связан-ный со вторым уровнем волнистости, является более высоким. Таким образом, более мелкие масштабные уровни, при определенных значениях нагрузки и геометрических характеристик волнистой поверхности, могут вносить значительный вклад в деформационную силу трения.

Адгезионные силы, действующие по нормали к поверхности, оказывают существенное влияние на силу трения в случае частичного контакта. Увеличение поверхностной энергии приводит к повышению силы трения на обоих масштабных уровнях и, соответственно, к повышению общего коэффициента трения двухуровневой поверхности.

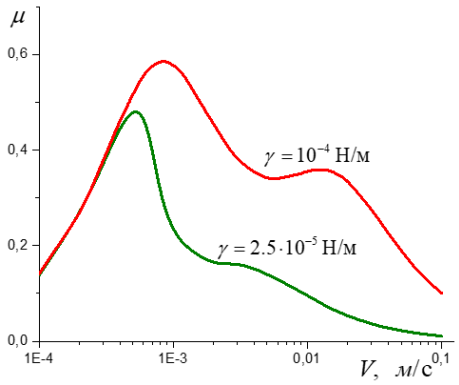


Рис. 5. **Зависимость коэффициента трения от скорости для двухуровневой волнистой поверхности в случае полного контакта**

Выводы

Рассмотрена задача о скольжении многоуровневой волнистой поверхности по вязкоупругому основанию. Предложен метод расчета деформационной составляющей силы трения, основанный на построении закона трения на каждом масштабном уровне. При этом учитывается действие сил адгезионного притяжения, направленных по нормали к поверхности.

В случае полного контакта на всех масштабных уровнях получено аналитическое выражение для коэффициента трения. Проведен расчет для случая частичного контакта для двухуровневой волнистой поверхности. Исследован вклад различных масштабных уровней в общую силу трения в зависимости от скорости скольжения и поверхностной энергии взаимодействующих тел.

Работа выполнена по теме государственного задания (№ госрегистрации АААА-А17-117021310379-5). Расчет силы трения для двухуровневой поверхности проведен при поддержке Российского Научного Фонда (номер проекта 14-29-00198).

[1] Горячева И. Г. Механика контактного взаимодействия. – М.: Наука. – 1971.
[2] Морозов А. В., Маховская Ю. Ю. Теоретико-экспериментальная оценка деформационной составляющей коэффициента трения // Трение и износ. – 2007, № 4, 335-344.
[3] Любичева А. Н. Анализ взаимного влияния пятен контакта при скольжении периодической системы неровностей по вязкоупругому основанию винклеровского типа // Трение и износ. – 2008, № 2, 125-133.
[4] Горячева И. Г., Степанов Ф. И., Торская Е. В. Скольжение гладкого индентора при наличии трения по вязкоупругому полупространству // ПММ. – 2015, № 6, 853-863.
[5] Persson B. N. J. Theory of rubber friction and contact mechanics // J. Chem. Phys. – 2001, 115(8), 3840-3861.
[6] Carbone G., Putignano C., Rough viscoelastic sliding contact: Theory and experiments // Phys. Rev. E. – 2014 (39), 032408.
[7] Горячева И. Г., Маховская Ю. Ю. Адгезионное взаимодействие упругих тел // ПММ. – 2001, № 2, 279-289.
[8] Горячева И. Г., Маховская Ю. Ю., Скольжение волнистого индентора по поверхности вязкоупругого слоя при наличии адгезии // Изв. РАН. МТТ. – 2015, №4, 98-111.

ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННОГО РАЗОГРЕВА ТЕЛ С ПОКРЫТИЯМИ

[1]Маховская Ю.Ю, [1]Торская Е.В.

E-mail: torskaya@mail.ru

[1]Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия.

Предложена модель для исследования фрикционного разогрева тела с покрытием при скольжении по нему сферического контртела. Из решения контактной задачи определяются упругие напряжения, которые используются для расчета поля температур. В качестве примера проведены расчеты полей напряжений и температур для случая керамического покрытия, полученного методом микродугового оксидирования, нанесенного на алюминиевый сплав.

Ключевые слова: покрытия, трение, контактная задача, фрикционный разогрев, температура.

ANALYSIS OF FRICTIONAL HEATING OF COATED BODIES

Makhovskaya Yu.Yu., Torskaya E.V.

A model is suggested to analyze frictional heating of a coated body subjected to sliding of a spherical counterbody. From the solution of the contact problem, elastic stresses are determined, which are used to calculate the temperature field. As an example, calculations are carried out for the case o a ceramic coating produced by the method of micro-arc oxidation.

Keywords: coatings, friction, contact problem, frictional heating, temperature.

Введение

Исследование механизмов и закономерностей изнашивания и разрушения разного типа покрытий в условиях трения скольжения, моделирующих вибрационную нагрузку в реальных узлах трения, предполагает широкий спектр экспериментальных и теоретических исследований. Одним из важных направлений является определение температур, возникающих при фрикционном контакте, особенно для материалов покрытий, обладающих малой теплопроводностью (например, керамических). Известно, что изменение температуры приводит не только к изменению прочностных характеристик материала, но и к смене механизмов разрушения [1].

Целью работы является определение полей температур, возникающих в результате фрикционного взаимодействия сферы и упругого покрытия, сцепленного с упругим основанием. Предполагается, что в исследуемом диапазоне температур упругие свойства материалов не зависят от температуры, и задача об упругом нагружении может рассматриваться отдельно от задачи теплопроводности. Соответственно, необходимо сначала решить контактную задачу, а затем использовать полученные результаты для моделирования фрикционного разогрева.

Постановка контактной задачи и метод решения

Рассматривается задача о скольжении сферического тела по границе плоского тела с покрытием (рис. 1).

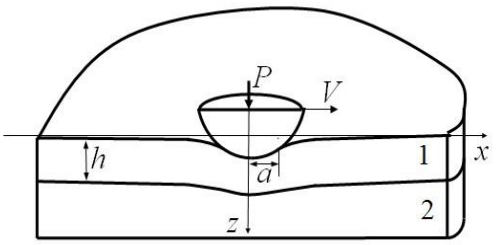


Рис. 1. **Схема контакта сферы и двухслойного основания.**

Напряжения внутри покрытия и подложки, которые моделировались упругим слоем, сцепленным с упругим полупространством, находились из следующих условий на верхней границе слоя ($z = 0$), заданных в напряжениях:

$$\begin{aligned} &\sigma_z^{(1)}(x,y) = p(x,y),\ \tau_{xz}^{(1)} = -\mu\, p(x,y), && (x,y) \in \omega \\ &\sigma_z^{(1)} = 0, && (x,y) \notin \omega \\ &\tau_{yz}^{(1)} = 0, && -\infty < x, y < \infty \end{aligned} \tag{1}$$

Здесь $p(x,y)$ – распределение контактного давления, ω – круговая область контакта радиуса a, μ – коэффициент трения. Распределение контактного давления и размер области контакта заранее неизвестны. На нижней границе слоя ($z = h$) граничные условия имеют вид:

$$\begin{aligned} &w^{(1)} = w^{(2)},\ v_x^{(1)} = v_x^{(2)},\ v_y^{(1)} = v_y^{(2)} \\ &\sigma_z^{(1)} = \sigma_z^{(2)},\ \tau_{xz}^{(1)} = \tau_{xz}^{(2)},\ \tau_{yz}^{(1)} = \tau_{yz}^{(2)} \end{aligned} \tag{2}$$

В соотношениях (1) и (2) $\sigma_z^{(i)}, \tau_{xz}^{(i)}, \tau_{yz}^{(i)}, w^{(i)}, v_x^{(i)}, v_y^{(i)}$ – напряжения и перемещения упругого слоя (i=1) и упругого полупространства (i=2).

Используем также условие равновесия

$$P = \iint_{\Omega} p(x,y)dy \tag{3}$$

Метод решения осесимметричной контактной задачи с учетом упругих свойств покрытия, подложки и гладкого контртела подробно изложен в [2].

Задача о расчете напряжений решается с использованием метода граничных элементов. Область контакта рассматривается как система квадратов со стороной Δs с постоянным распределением касательных напряжений внутри каждого квадрата. Таким образом, задача сводится к определению внутренних напряжений от постоянной распределенной нагрузки и может быть решена с помощью метода, основанного на двойных интегральных преобразованиях Фурье [3]. Метод решения задачи определения внутренних напряжений путем суперпозиции представлен в работе [4].

В результате решения задачи определяется контактное давление, используемое затем для расчета полей температур, а также распределение напряжений в покрытии, подложке и на границе раздела.

Постановка задачи теплопроводности и метод решения

Рассматривается тело с поверхностным слоем под действием фрикционного разогрева со стороны скользящей по его поверхности сферы (рис. 1). Скорость скольжения считается достаточно малой для того, чтобы задачу можно было рассматривать в стационарной постановке:

$$\Delta T_i = 0, \quad i = 1,2 \tag{4}$$

Температуры в слое $T_1(x,y,z)$ и основании $T_2(x,y,z)$ удовлетворяют следующим граничным условиям. На верхней границе слоя ($z = 0$) задан тепловой поток через область контакта ω

$$\left.\frac{\partial T_1}{\partial z}\right|_{z=0} = \begin{cases} -q(x,y)/\lambda_1 & (x,y) \in \omega \\ 0 & (x,y) \notin \omega \end{cases} \tag{5}$$

где $q(x,y)$ – удельная мощность фрикционного тепловыделения, определяемая соотношением

$$q(x,y) = \alpha\mu V p(x,y), \quad (x,y) \in \omega \tag{6}$$

α – коэффициент разделения тепловых потоков на

границе сфера-слой, V – скорость скольжения сферы. На нижней границе слоя ($z=h$) выполняются условия:

$$\lambda_1 \left.\frac{\partial T_1}{\partial z}\right|_{z=h} = \lambda_2 \left.\frac{\partial T_2}{\partial z}\right|_{z=h}, \quad T_1(x,y,h) = T_2(x,y,h) \qquad (7)$$

Уравнения (4) с граничными условиями (5)-(7) определяют решение задачи теплопроводности. Распределение контактного давления $p(x,y)$, необходимое для расчета интенсивности теплового потока (6), определяется из решения контактной задачи, описанного в предыдущем разделе.

Задачи теплопроводности для тел с покрытиями рассматривались в работах [5,6], где предложены как численные, так и аналитические методы для их решения. Прейдем к цилиндрической системе координат (r,z,φ), начало которой совпадает с центром области контакта. Интенсивность теплового потока на границе $z=0$ является функцией только радиальной координаты $q(r)$. Используя безразмерные величины

$$\rho = \frac{r}{a}, \quad \zeta = \frac{z}{a}, \quad \theta_j = \frac{T_j \lambda_j}{q_0 a}$$
$$h^* = \frac{h}{a}, \quad \lambda^* = \frac{\lambda_2}{\lambda_1}, \quad Q = \frac{q}{q_0}$$

где $q_0 = \alpha\mu p_0 V$ (p_0 – максимальное контактное давление), представим уравнения (4) в виде

$$\frac{\partial \theta_i}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho}\frac{\partial \theta_i}{\partial \rho} + \frac{\partial^2 \theta_i}{\partial \zeta^2} = 0, \quad i = 1,2 \qquad (8)$$

а граничные условия (5)-(7) в виде:

$$\left.\frac{\partial \theta_1}{\partial \zeta}\right|_{\zeta=0} = \begin{cases} -Q(\rho) & \rho \le 1 \\ 0 & \rho > 1 \end{cases}$$
$$\left.\frac{\partial \theta_1}{\partial \zeta}\right|_{\zeta=h^*} = \left.\frac{\partial \theta_2}{\partial \zeta}\right|_{\zeta=h^*}, \quad \lambda^* \theta_1(\rho,h^*) = \theta_2(\rho,h^*) \qquad (9)$$

Уравнения (8) с условиями (9) решаются с помощью применения интегрального преобразования Ханкеля по ρ. В результате получим соотношения для расчета безразмерной температуры в слое и основании:

$$\theta_1 = \sum_{j=0}^{\infty} (-\gamma)^j \int_0^1 Q(\eta)\left[G(2jh^* + \zeta, \rho, \eta) - \right.$$
$$\left. -\gamma G(2jh^* + h^*, \rho, \eta)\right] d\eta \qquad (10)$$
$$\theta_2 = (1-\gamma)\sum_{j=0}^{\infty} (-\gamma)^j \int_0^1 Q(\eta) G(2jh^* + \zeta, \rho, \eta)\, d\eta$$

где использованы обозначения: $\gamma = (\lambda^* - 1)/(\lambda^* + 1)$,

$$G(c,\rho,\eta) = \pi\sqrt{\frac{\eta}{\rho}}\mathbf{Q}_{-1/2}\left(\frac{c^2+\rho^2+\eta^2}{2\rho\eta}\right),$$ а $\mathbf{Q}_{-1/2}$ - функция Лежандра 2-го рода.

Из решения (10) следует, что максимальная температура достигается на поверхности слоя в центре площадки контакта, т.е. при $\rho = \zeta = 0$:

$$\theta^1_{\max} = \sum_{j=0}^{\infty} (-\gamma)^j \int_0^1 Q(\eta)\left[(4h^{*2}j^2 + \eta^2)^{-1/2} - \right.$$
$$\left. -\gamma(4h^{*2}(j+1)^2 + \eta^2)^{-1/2}\right]\eta\, d\eta$$

Результаты расчета

В качестве примера проведены расчеты для случая скольжения сферического индентора радиусом R=1.85 мм по керамическому покрытию, полученному методом микродугового оксидирования, нанесенному на алюминиевый сплав. Покрытие является более жестким, чем подложка, при этом оно обладает меньшей теплопроводностью. Использованы следующие значения входных параметров:

- $\chi = 3$ – соотношение модулей упругости покрытия и подложки (модуль упругости покрытия 220 ГПа)
- $\lambda^* = 10$ – отношение коэффициентов теплопроводности покрытия и подложки;
- $\mu = 0.4$ – коэффициент трения;
- $\alpha = 0.5$ – коэффициент разделения тепловых потоков;
- $V = 0.01$ м/с – средняя скорость скольжения индентора;
- $P = 200$ Н – нагрузка на индентор.

Толщина покрытия менялась в диапазоне от 1 до 100мкм.

На рис. 2 приведены распределения контактного давления, полученные для покрытий толщиной 1, 50 и 100 мкм (кривые 1-3 соответственно). По этим кривым можно проследить увеличение значения максимального давления. Полученные контактные давления были использованы для расчета напряжений и температур в покрытии и подложке.

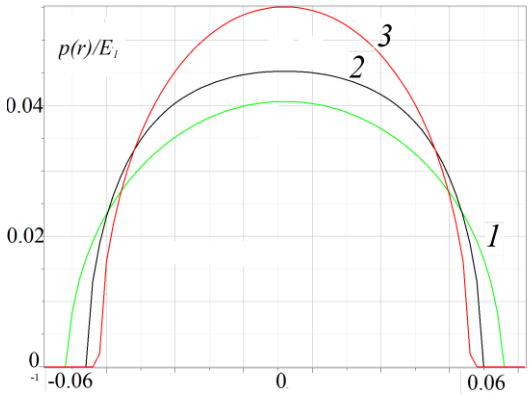


Рис. 2. **Распределение контактного давления при разной**

толщине покрытия.

На рис. 3 в качестве примера приведены распределения растягивающих (положительных) и сжимающих (отрицательных) напряжений, отнесенных к максимальному контактному давлению.

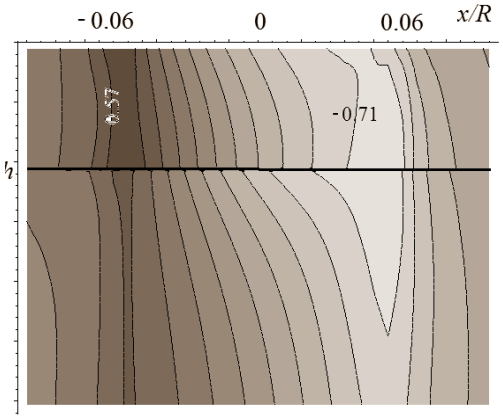


Рис. 3. **Распределение растягивающих-сжимающих напряжений в покрытии толщиной 100мкм.**

На рис. 4 показаны изолинии безразмерных температур θ в сечении, проходящем через центр пятна контакта (левая половина) для случаев двух толщин покрытия $h = 20$ мкм (а) и $h = 100$ мкм (б). Результаты показывают, что более толстое покрытие разогревается до более высоких температур, при этом подложка разогревается в меньшей степени, чем для тонкого покрытия. Наиболее высокий градиент температуры имеет место на поверхности по краям области контакта.

Можно отметить, что растяжение и сжатие почти равномерно распределены по толщине покрытия (рис. 3), что обусловлено высоким значением коэффициента трения и относительной толщиной покрытия, не превышающей радиус области контакта. В то же время, материал покрытия не находится в одинаковых условиях, поскольку градиент температур в приповерхностном слое достаточно высок.

Концентрация максимальных касательных напряжений на границе раздела покрытия с подложкой зачастую служит причиной отслаивания покрытия. Влияние толщины покрытия на максимум напряжений на интерфейсе немонотонно, как показано на рис. 5.

На рис. 6 приведены зависимости максимальной безразмерной температуры $\overline{T}_i = \theta_i p_0 a / (E_1 R)$ в покрытии (кривая 1) и подложке (кривая 2) от толщины покрытия.

Результаты показывают, что с увеличением толщины покрытия температура в нем возрастает, при этом температура в подложке уменьшается. Максимальные температуры в покрытии и в подложке достигается на верхней границе на оси симметрии скользящей сферы.

Выводы

Предложена модель для расчета поля температур при фрикционном разогреве упругого

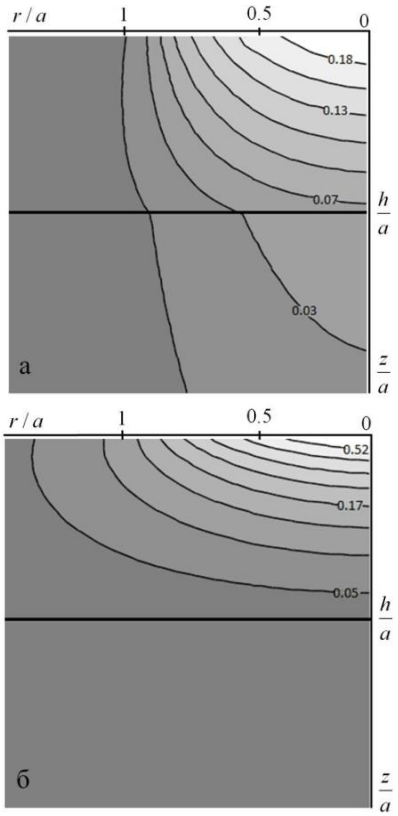


Рис. 4. **Изолинии температуры для двух разных толщин покрытия**

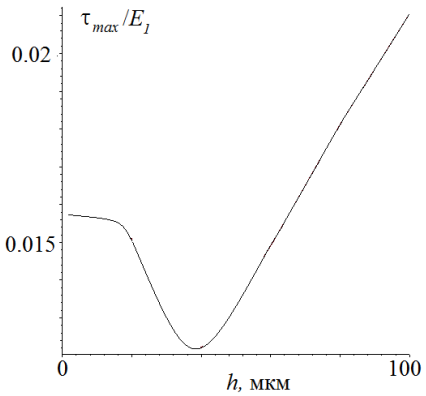


Рис. 5. **Зависимость значений максимальных касательных напряжений на границе раздела покрытия с подложкой от толщины покрытия**

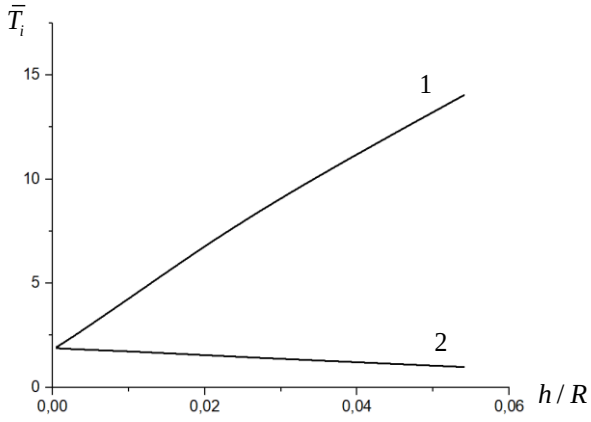


Рис. 6. **Зависимость максимальной температуры в покрытии**

и подложке в зависимости от толщины покрытия.

тела с покрытием вследствие скольжения по нему жесткой сферы. Модель построена в стационарном приближении и пригодна для описания скольжения с относительно небольшими скоростями, при этом учитывается различие упругих и тепловых свойств покрытия и основания. Дан пример расчета поля напряжений и температур для алюминиевого сплава с относительно жестким покрытием, обладающим малой теплопроводностью. Исследовано влияние толщины покрытия на распределение контактного давления, величину максимальных касательных напряжений на границе раздела покрытия с подложкой и максимальные температуры, до которых разогреваются покрытие и подложка. Результаты могут использоваться для предсказания разрушения при фрикционном нагружении тел с покрытиями.

Работа выполнена по теме государственного задания (№ госрегистрации АААА-А17-117021310379-5), а также при частичной поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (номер проекта 16-08-00749).

[1] R. Wang, W. Li, B. Ji, D. Fang Fracture strength of the particulate-reinforced ultra-high temperature ceramics based on a temperature dependent fracture toughness model // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. – 2017 (107), 365-378.

[2] Torskaya E. V., Goryacheva I. G. The effect of interface imperfection and external loading on the axisymmetric contact with a coated solid // Wear. – 2003, № 5-6, 538-545.

[3] Никишин В.С., Шапиро Г.С. Пространственные задачи теории упругости для многослойных сред. – М.: ВЦ АН СССР. – 1970.

[4] Торская Е.В. Анализ влияния трения на напряженное состояние тел с покрытиями // Трение и износ. – 2002 (23) № 2, 130-138.

[5] Tian X., Kennedy F. E. Temperature rise at the sliding contact interface for a coated semi- infinite body// Trans. ASME. J. Tribology. – 2005 (46) № 3, 85-97.

[6] Евтушенко А. А., Иваник Е. Г., Евтушенко Е. А. Евтушенко. Приближенный метод определения максимальной температуры при квазистационарном нагреве кусочно-однородного полупространства // Прикладная механика и техническая физика. – 2005 (46) № 3, 85-97.

ИССЛЕДОВАНИЕ СРУКТУРНО-ФАЗОВЫХ ИЗМЕНЕНИЙ И ИЗНОСТОЙКОСТИ НАНОСТРУКТУРНЫХ МНОГОКОМПОНЕНТНЫХ ПОКРЫТИЙ

[1]Мигранов М.Ш., Мухамадеев В.Р., Мигранов А.М.

E-mail: Migmars@mail.ru

[1]Уфимский государственный авиационный технический университет, Уфа, Россия.

В статье представлены результаты экспериментальных исследований и показано влияние температуры и пластической деформации на структурно-фазовые изменения, происходящие на границе "наноструктурное покрытие-подложка".

Ключевые слова: дефекты, покрытие, структура, наноматериалы, кристаллическая решетка, поверхность, углерод, азот.

THE RESEARCH OF STRUCTURAL-PHASE CHANGES OF NANOSTRUCTURAL COMPOUND COATINGS

Migranov M.SH., Mukhamadeev V.R, Migranov A.M.

The article represents the results of experimental researches and shows the influence of temperature and plastic deformation on structural-phase changes taking place on the border "nanostructured coating-supporting plate".

Keywords: diffusion, defects, coating, structure, nanomaterials, crystal lattice, surface, carbon, nitrogen.

Введение.

Повышение износостойкости режущего инструмента возможно за счет изменения состояния приповерхностных свойств, при которых наиболее эффективно режущий инструмент сопротивляется изнашиванию, особенно при повышенных температурах. При этом инструментальный материал в объеме тела режущего инструмента должно одновременно обладать достаточным запасом прочности при сжатии и изгибе, приложении ударных импульсов и знакопеременных напряжений. Широкое производственное применение режущих инструментов с покрытиями позволяет [1-4]: повысить стойкость и надежность инструмента; сократить расход дорогостоящих инструментальных материалов; расширить область использования и существенно сократить номенклатуру применяемых твердосплав-ных режущих инструментов.

Актуальность.

На сегодняшний день выполняется значительное количество экспериментальных исследований по проектированию инновационных многослойных мультиплексных покрытий, которые выполняют универсальные задачи по повышению работоспособности и эксплуатационных свойств режущего инструмента различного назначения, варьируя составом, структурой, архитектурой и свойствами покрытий. Наибольшее использование для решения указанных задач получили распространение многослойные композиционные наноструктурированные покрытия. Одним из наиболее перспективных направлений при этом является легирование покрытий различными элементами и соединениями (алюминий, иттрий [2], и т.д.) на основе учета явлений, возникающих в процессе эксплуатации.

Поэтому создание многослойных покрытий для режущего инструмента, очередной слой которых отвечал бы соответствующей текущей фазе изнашивания, является рациональной и вполне реализуемой задачей.

Теоретическая часть.

Нанесение покрытий методами вакуумно-дугового осаждения являются наиболее предпочтительными. Данные методы позволяют формировать покрытия с различными функциональными особенностями, соответствующих современным требованиям многокомпонентных, многослойных покрытий. В связи с этим знание о морфологии и структурно-фазовом состоянии конденсированных покрытий является необходимым требованием для понимания диффузионных и структурных изменений, проходящих не только в зоне контакта, но и на границе покрытие-подложка.

Основным отличием конденсированных наноструктурированных покрытий от соединений, образованных объемными частицами, является высокая дефектность и развитость поверхности, обладающая свойствами отличными от свойств объема. Удельная доля поверхностных частиц в объеме наноматериала доходит до десятков процентов и, следовательно, играют существенную роль. В настоящее время очень большое количество работ посвящено исследованию «размерного эффекта». Уменьшение размеров зерен до 100 нм и менее приводит к увеличению параметров кристаллической решетки[5].

Покрытия, нанесенные на режущие инструменты, позволяют увеличить его износостойкость за счет уменьшения силы трения [3,6], снижения деформации и силы резания [3,6], изменение направления и интенсивности тепловых потоков, при этом повышение износостойкости инструмента с покрытиями также объясняется экранирующим эффектом контактных поверхностей от внешних воздействий [1].

Повышение износостойкости режущего инструмента в настоящее время может быть достигнуто благодаря использованию покрытий из нитридов титана и алюминия (Ti, Al)N. Такие покрытия как (Ti,Al)N характеризуются уникальными комбинациями свойств: высокой твердостью при повышенных температурах в зоне контакта вместе с термической и химической устойчивостью и низкой термической проводимостью. Важным преимуществом (Ti, Al)N покрытий является их склонность к окислению и к образованию относительно устойчивых поверхностных оксидных пленок. Дальнейшее повышение износостойкости (Ti, Al)N покрытий при резании можно получить путем доведения измельчения зерна до уровня наношкалы (размер зерна менее 100 нм). Это можно осуществить легированием (Ti, Al)N покрытий на инструментальный материал с помощью магнитной дуговой фильтрацией (МДФ).

Экспериментальные исследования.

Исследования [7-10] свидетельствуют о том, что основное влияние на твердость покрытий, модуль упругости, и другие физико-химические свойства оказывают такие параметры как, размер зерна, составляющие компонентов покрытия; температура подложки; способы нанесения и возможность образования аморфной фазы из нитридов.

Целью исследования было определение возможных структурно-фазовых изменений между наноструктурным покрытием и микроструктурной подложкой, происходящих при пластической деформации и повышенных температурах в контактной зоне.

Для экспериментальных исследований использовались быстросменные многогранные пластины из твердосплавного титантанталкобальтового соединения ТТ8К6, предварительно подвергнутого азотирования (для лучшей адгезии покрытия и подложки), и нанесенными на них покрытием (Ti, Al)N. Толщина покрытия была измерена на приборе Calotest. Толщина покрытия составила $h_{покр} = 6{,}124$ мкм.

Покрытие (Ti, Al)N наносились при фильтрации с помощью сепаратора на модернизированной установке типа ННВ 6.6 – И1. Эти установки имеют до трех съемных подвижных мишеней, так называемых модулей. Параметры процесса нанесения покрытия с МДФ: ток в дуге 200 А, давление азота $5*10^{-3}$ Па, время 30 минут, ток в катушке 20 А, ток в сепараторе 20 А, напряжение в сепараторе, температура нанесения 340-370°С. Температурный режим на поверхности образца при нанесении покрытия контролировался с помощью оптического пирометра. Нагревание подложки до температуры нанесения покрытия выполнялось с помощью ионов аргона во время их осаждения при смещающем напряжении подложки в 1 кВ. При достижении требуемой температуры подложки величина смещающего напряжения понижалась, и в камеру подавался азот для нанесения покрытия (Ti, Al)N.

Такая схема позволяет воздействовать на физико-химические и плазмохимического процессы

при нанесении термостойких покрытий за счет увеличения скорости ионизации как металлов, так и химически активных газов. Модуль с магнитным фильтром включал в себя стальную полую трубу диаметром примерно 300 мм, которая представляла собой четверть сегмента тора. Эта труба устанавливалась на корпус обычной установки для физического осаждения покрытий (вместо обычного дугового испарителя). Индукционная катушка помещалась в трубе для создания магнитного поля, необходимого для контроля траектории плазмы ионов.

Использовались литые монолитные титано-алюминиевые катоды, изготовленные методом дугового плавления в аргоне алюминия и титана с соотношением 1:1.

Два основных улучшения в характеристиках поверхностей покрытия можно приписать методу магнитной фильтрации. Первое улучшение связано с полной или частичной фильтрацией микрокапель. В результате образуется поверхность с меньшей шероховатостью, которая влияет на уменьшение адгезии (сцепляемости) обрабатываемого материала с инструментальной поверхностью.

Второе улучшение связано с уменьшением сил трения и износа фильтрованных покрытий. Уменьшение сил трения важно для условий низкоскоростной обработки в области образования нароста. Но для условий высокоскоростной обработки, когда доминируют окислительно-диффузионные процессы, способность покрытий образовывать защитные поверхностные пленки во время трения становятся особенно важными. Эта способность повышается для (Ti, Al)N фильтрованных покрытий вследствие их нанокристаллической структуры. Нанокристаллические покрытия способствует образованию на поверхности защитного слоя из оксида алюминия. Покрытия с мелкой зернистой структурой имеют большую протяженность границ зерен. В связи с этим необходимы большие пробеги атомов для внешней диффузии алюминия Al и внутренней диффузии кислорода.

Для исследования химического состава были изготовлены образцы в виде косых шлифов под углом 5^0 к верхней части режущих пластинок. Эти образцы позволили исследовать гетерогенность состава на небольшой глубине под поверхностью, включая образовавшиеся пленки.

Серия образцов подвергалась отжигу при 700°С под давлением 0,5 ГПа в течении 20 минут в условиях окружающей среды для определения возможного влияния атмосферы на режущий инструмент.

Эти образцы позволили исследовать гетерогенность состава на небольшой глубине под поверхностью, включая образовавшиеся пленки. В связи с этим ширина исследуемой области увеличивается в 9,57 раза, т.е. $h_{иссл}=9,57*h_{покр}=58,61$ мкм.

На следующем этапе экспериментального исследования было выполнено измерение микротвердости по ГОСТ 9450-76 на микро-твердомере Struers Duramin при силе в 5 Н и при выдержки в течении 10 с. Измерение микротвердости проводилось согласно схеме, указанной на рис. 1.

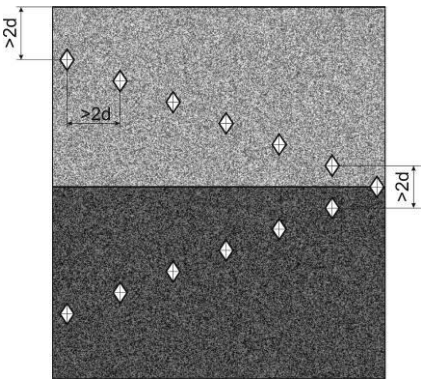


Рис. 1. **Схема измерения микротвердости**

Значения микротвердости получали на равном расстоянии от края покрытия на косом шлейфе. Выполнялось 12 значений в области покрытия и еще 12 на таких же расстояниях в подложке. Были получены следующие средние значения микротвердости.

По полученным значениям микротвердости были построены графики зависимости $H_v=f(h_{иссл})$.

Согласно графику и табличным результатам, наглядно видно, что происходит скачок твердости на границе покрытие-подложка на исходном образце. Предположительно за счет повышенной концентрации азота. Рассматривая график твердости образца после отжига под давлением, наблюдается выравнивание твердости, но при этом эти значения выше твердости подложки. И по мере углубления в основу значение твердости приближается к твердости основы. Это, по-видимому, связано со структурными изменениями, происходящими на подложке. Происходит внедрение структурных элементов покрытия в подложку, что приводит к уменьшению среднего значения зерна, приводящее к увеличению микротвердости.

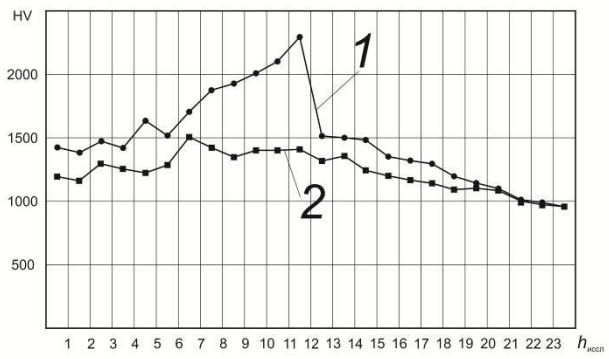


Рис. 2. **Изменение микротвердости в зависимости от глубины измерения (1 – исходное состояние; 2 – оттоженное состояние)**

На следующем этапе исследований косые шлифы были рассмотрены с помощью растрового

электронного микроскопа Vega3 фирмы Tescan при ускоряющем напряжении 20kV при увеличении 5000 и 20000 крат. Изображения были получены с помощью детектора отраженных электронов (BSE – backscattered electrons), предназначенный для получения изображений с информацией о вариациях состава на основе контраста по атомному номеру. На рис. 3, 4 представлены изображения исходного образца и отожженного.

Выводы.

На основе проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

– увеличение микротвердости в исходном образце на «границе» «покрытие-подложка» предположительно связано с высоким содержанием азота, полученного азотированием поверхности перед нанесением покрытия. Подобное увеличение твердости может являться концентратором напряжений или других внутренних факторов, которые могут привести к отслоению покрытия (рис. 2);

– изменение микротвердости происходит за счет принудительного внедрения структурных элементов покрытия в кобальтовую связку подложки, которое приводит к увеличению среднего значения микротвердости в приповерхностных слоях (рисунок 3, 4), внедрение структурных

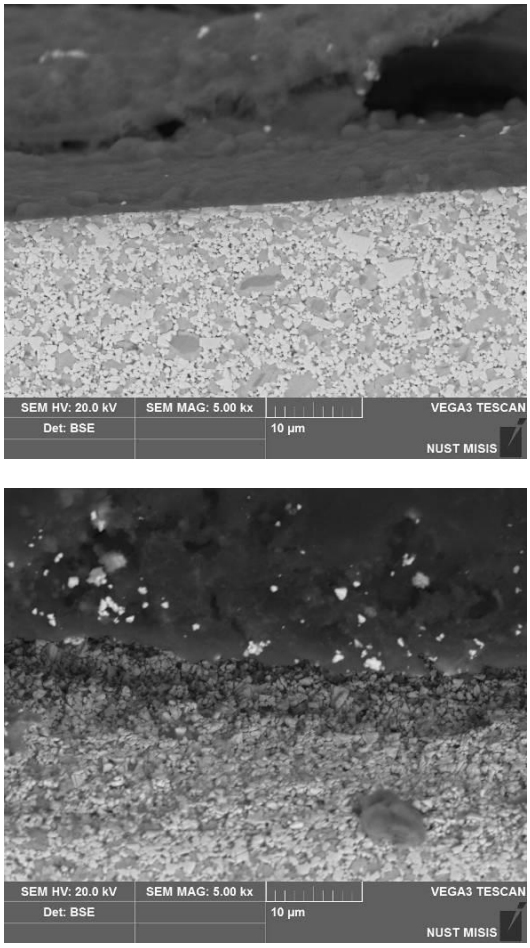


Рис. 3. **Изображение шлифа (20 kV, BSE, увеличение 5000 крат): а – исходный образец; б – отожженный образец**

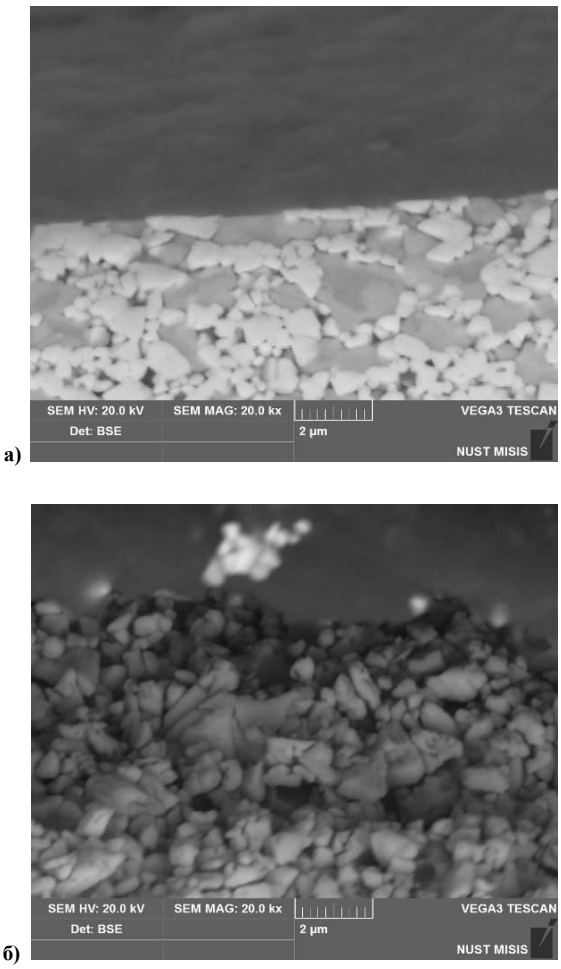


Рис. 4. **Изображение шлифа (20 kV, BSE, увеличение 20000 крат): а – исходный образец; б – отожженный образец**

элементов покрытия в подложку в процессе резания предположительно является структурной самоорга-низацией системы "покрытие-подложка";

– снятие напряжений приводит к выравниванию свойств покрытия в приповерхностных слоях инструмента, за счет чего происходит увеличение работоспособности режущего инструмента;

– при 427°С происходит переход кобальта от α–модификации к β–модификации вследствие чего происходит изменение кристаллической решетки (из гексагональной в кубическую гранецентрированную). В свою очередь перестройка решетки является диффузионным процессом, что способствует проникновению покрытия в кобальтовую связку подложки. Возможно, предположить, что перед возникновением диффузионных потоков в зоне резания, происходят структурные изменения между покрытием и подложкой.

[1] Мигранов М.Ш. Повышение износостойкости инструментов на основе прогнозирования процессов адаптации поверхностей трения при резании металлов. Дис. д-р техн. наук. Москва, РУДН. 2007. 328с.

[2] Мигранов М.Ш. Повышение износостойкости инструментов на основе интенсификации процессов адаптации поверхностей трения при резании металлов. Уфа, «Гилем», 2011. – 229 с.

[3] Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. М.: Машиностроение, 1993. – 336 с.

[4] Криони Н.К., Мигранов М.Ш., Дементьева М.С., Мухамадеев В.Р. Износостойкость многофункциональных покрытий при

лезвийной обработке резанием // Вестник УГАТУ, 2016. Т.20. № 2(72). с. 29–33.
[5] J. Maier, S. Prill, B. Reichert. Space charge effects in polycrysialline, micropolycrystalline and thin film samples: Application to AgCl and AgBr. Solid state ionics. 1988. V. 28-30. Part. 2. pp. 1465-1469
[6] Шустер Л.Ш., Криони Н.К., Шолом В.Ю., Мигранов М.Ш. Покрытия и смазка в высокотемпературных подвижных сопряжениях и металлообработке. М.: Машиностроение, 2008. – 318 с.
[7] Ovchinnikov S. V., et al. Thermal Stability of Nanostructured Superhard Coatings on the Basic of TiN // 9 Inter. Conference on Modification on Materials with Particles Beams and Plasma Flows. Eds. N. Koval, A. Ryabchikov, Tomsk, Russia. 2008. - P. 472-478.
[8] Mitterer C., Mayrhofer P.H., Musil J. Thermal stability of PVD hard coatings // Vacuum. 2005. Vol. 71. - P. 279-284.
[9] Johnson D.l. Ultra Rapid Sintering / Sintering and Heterogeneous Catalysis (G.C. Kuczynski, A.E. Miller, G.A. Sargent, eds.), Plenum Publ. Corp. New-York, 1984. P. 243-252.
[10] А Згалат-Лозинский О.Б., Рагуля А.В., Дуб Н.В. Свойства нанокристаллических материалов на основе нитрида титана. Наноструктурное материаловедение, 2010, №1. с. 30-38.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАТЕРИАЛОВ И ПОКРЫТИЙ ДЛЯ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

[1]Мигранов М.Ш., Мухамадеев В.Р., Мигранов А.М.

E-mail: Migmars@mail.ru

[1]Уфимский государственный авиационный технический университет, Уфа, Россия.

Представлены результаты экспериментальных исследований триботехнических характеристик (прочность адгезионных связей, износостойкость и т.д.) спеченных инструментальных материалов дополнительно легированные присадками и многослойных композиционных износостойких покрытий, позволяющие за счет формирования вторичных структур при трении существенно повысить эксплуатационные свойства режущего инструмента для лезвийной обработки резанием.

Ключевые слова: износостойкие покрытия, спеченные порошковые инструментальные материалы, триботехнические характеристики, режущий инструмент.

THE RESEARCH OF THE TRIBOTECHNICAL PROPERTIES OF MATERIALS AND COATINGS FOR METAL CUTTING TOOL

Migranov M.SH., Mukhamadeev V.R, Migranov A.M.

The paper represents the results of the experimental research of tribotechnical properties (the strength of adhesive bindings, wear-resistance etc.) of sintered tool materials supplementary alloyed by additives and multilayer wear-resistant coatings allowing to increase significantly the performance properties of the cutting tool for edge cutting machining by means of the formation of secondary structures at friction.

Keywords: wear-resistant coatings, sintered powder tool materials, tribotechnical properties, cutting tool.

Введение.

В системе мероприятий по совершенствованию процесса резания наиболее действенным звеном является режущий инструмент [1–10], так как именно инструмент в значительной мере определяет полноту использования технических возможностей современных мехатронных систем, оснащенных высокоскоростным оборудованием с дорогостоящим микропроцессорным управлением (ЧПУ и АдСУ), а также сроки их окупаемости. Поэтому проблема совершенствования режущего инструмента является актуальной. Вместе с тем, в настоящее время в машиностроении еще не нашли широкого применения инструментальные материалы и покрытия с регулируемой адаптацией поверхностей трения (РАПТ), которые с учетом условий резания (управляемой переменности элементов режима резания, СОТС и др.) позволяют повысить износостойкость инструмента за счет протекания неравновесных процессов при трении в процессе резания металлов [1, 4–7]. Связано это с недостаточной изученностью вопросов по структурно-фазовой адаптации приповерхностных слоев на подвижном фрикционном контакте «инструмент – деталь», что затрудняет практическое использование этого явления для решения конкретных технологических задач.

Актуальность.

Известно [3–9], что основные явления при трении концентрируются в тонком приповерхностном слое. Представляет научный и практический интерес термодинамические аспекты состояния этого слоя и связь изнашивания с этим состоянием. В работах Костецкого Б.И. и Бершадского Л.И. показано, что любую трибосистему следует рассматривать как открытую неравновесную термодинамическую систему; в этих работах сформулирован принцип вторичной диссипативной гетерогенности, согласно которому в процессе трения происходят явления структурной

приспосабливаемости (адаптации) контактирующих материалов, при которых все виды взаимодействия тел локализуются в тонкопленочном объекте–вторичных структурах (ВС). В соответствии с этим принципом вторичные структуры необходимы для рассеяния энергии при ее переходе из зоны трения в трущиеся тела, причем, рассеяние энергии должно происходить с наименьшей скоростью прироста энтропии. Вторичные структуры выполняют защитные функции, ограничивая распространение взаимодействия внутри трущихся тел и снижая интенсивность этого взаимодействия.

Экспериментальные исследования.

Для исследований были выбраны характерные представители обрабатываемых материалов, обладающих существенно различными физико-механическими свойствами, химическим и структурно-фазовым составами: конструкционные стали 45 (НВ 180–200) и 40Х (НВ 200–220); коррозионностойкие стали–14Х17Н2, 07Х16Н6, 12Х18Н10Т, а также жаропрочные и жаростойкие стали и сплавы–15Х18Н12С4ТЮ, ХН73МБТЮ–ВД.

Из инструментальных материалов были выбраны, широко используемые в современном машиностроительном производстве – быстрорежущие стали: Р6М5, Р6М5К5, Р9К5, спеченные порошковые инструментальные материалы (СПИМ) на основе быстрорежущей стали Р6М5; твердые сплавы группы ВК: ВК8, ВК6-М, ВК10-ОМ, ТК: Т15К6 и ТТК: ТТ8К6. При натурных испытаниях использовались четырехгранные пластины (12×12 мм) и цельные резцы, фрезы и сверла. Цилинд-рическое фрезерование осуществлялось концевыми фрезами как из быстрорежущей стали, так и из твердосплавного материала (d = 12; 13 мм; z = 4; 5), а торцевое фрезерование однорезцовыми фрезами (d = 90 мм), оснащенными четырехгранными пластинами. В работе рассматриваются некоторые подходы воздействия на условия трения при резании металлов путем дополнительного легирования СПИМ нового поколения на основе быстрорежущей стали. Первый подход предполагает снижение уровня триботехнических характеристик благодаря уменьшению коэффициента трения при рабочих температурах.

Установлено, что СПИМы на основе быстрорежущей стали, легированные карбидом титана, обладают высокой износостойкостью и их можно классифицировать как новый класс самоорганизующихся инструментальных материалов. В частности, к таковым можно отнести СПИМы, содержащие в качестве твердой основы карбид титана, а быстрорежущую сталь (Р6М5) – как связующее (СПИМ + 20% TiC). При помощи ОЭС и ВИМС было обнаружено, что в процессе резания карбиды титана превращаются в тонкие поверхностные пленки в виде соединения титана с кислородом (рис. 1 и 2). Это значительно улучшает фрикционные свойства при рабочих температурах резания (рисунок 3) и повышает износостойкость режущего инструмента (рис. 4).

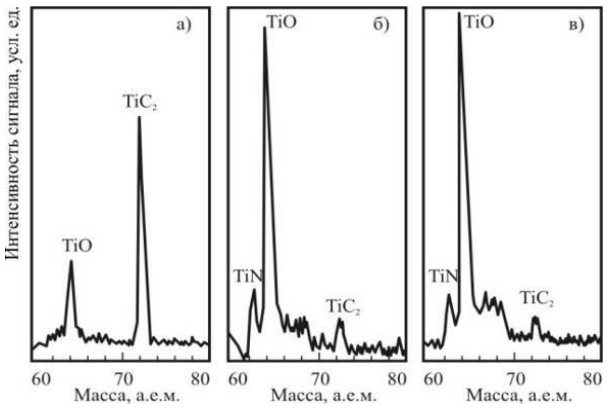


Рис. 1**. Спектры ВИМС поверхности инструмента из СПИМ (Р6М5 + 20% TiC) в зависимости от времени резания (точение стали 45; V = 60 м/мин; t = 0,5 мм; S = 0,28 мм/об): а – после 4 мин.; б – после 20 мин.; в – после 24 мин**

Как показали исследования, износостойкость такого инструмента в 2–3,5 раза выше износостойкости обычных инструментов из быстрорежущей стали.

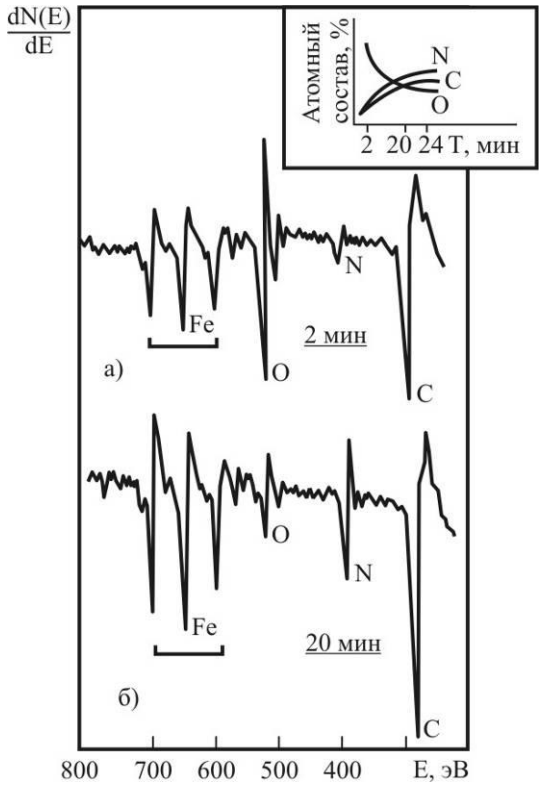


Рис. 2**. Оже-спектры поверхности обрабатываемого материала (сталь 45): а) – после 2 минут резания; б) – после 20 минут резания**

Суть второго принципа легирования состоит в повышении экранирующего эффекта с помощью устойчивой высокопрочной вторичной структуры (простых и сложных кислородосодержащих фаз на основе титана и бора), появляющейся на поверхности инструмента, что достигается, например, с помощью дополнительной присадки 2 % BN. Дополнительная присадка 5% Al_2O_3

практически не повлияла на состав вторичных структур. Легирование осуществлялось не добавлением того или иного элемента, а добавлением соединений нужной плотности и неустойчивости при рабочих температурах, что позволило использовать соединения в относительно небольших количествах, с минимально возможным воздействием на качество объема. Применение обоих принципов дает возможность значительного увеличения износостойкости инструмента (например, с помощью присадки 20 % TiCN) (рисунок 5).

Дальнейшим совершенствованием режущих инструментов является нанесение на их рабочие поверхности многослойных износостойких покрытий. При этом каждый слой такого покрытия должен формироваться с учетом изменения механизма изнашивания в периоды приработочного, нормального (устойчивого) и катастрофического износа.

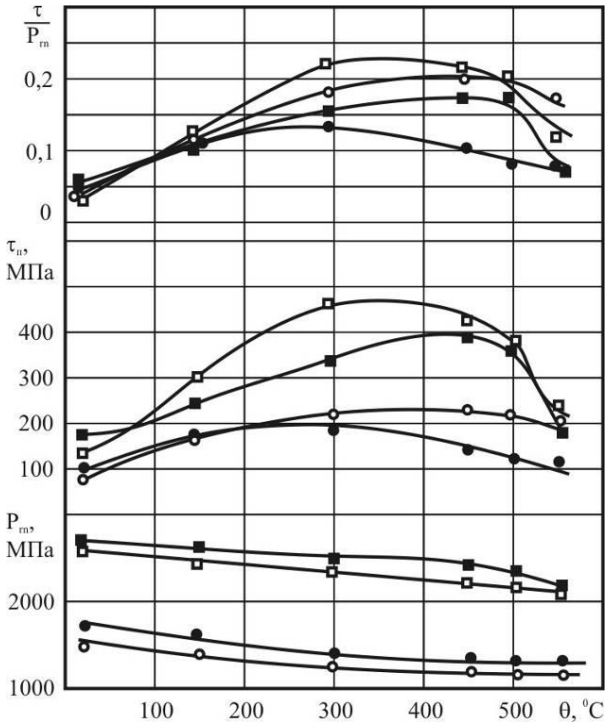


Рис. 3. **Влияние температуры на триботехнические свойства материалов: ● ■ – СПИМ (Р6М5 + 20% TiC); ○ ● – Сталь 45 (*HB* 180…200); ○ □ – Р6М5; □ ■ – Сталь 45 (*HRC* 30..32)**

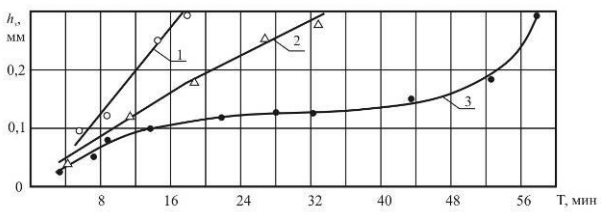


Рис. 4. **Влияние времени обработки на износ режущего инструмента по задней поверхности инструмента при точении стали 45 (*HB* 180…200), *V* = 60 м/мин; *t* = 0,5 мм; *S* = 0,2 мм/об: 1 – Р6М5; 2 – Р12М3Ф2К5; 3 – СПИМ (Р6М5 + 20% TiC)**

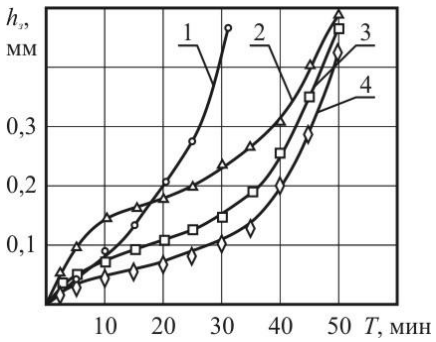


Рис. 5. **Влияние времени обработки на износ концевой фрезы ∅12 мм по задней поверхности: 1 – СПИМ (Р6М5 + 20% TiC); 2 – СПИМ (Р6М5 + 20% TiC + 2% BN); 3 – СПИМ (Р6М5 + 15% TiC + 5% Al_2O_3); 4 – СПИМ (Р6М5 + 20% TiCN) (обрабатываемый материал сталь 40Х; *V* = 65 м/мин; $S_м$ = 63 мм/мин; *t* = 3 мм; *b* = 10 мм)**

Состояние поверхности подложки перед нанесением твердых покрытий влияет на прохождение нормальной стадии износа инструмента и на прочность сцепления с подложкой. Исследовано влияние 16-ти химических элементов и четырех антифрикционных материалов, имплантированных в подложку, на износостойкость резца из быстрорежущей стали с (Ti,Cr)N-покрытием поверхности.

Установлено, что компромисс между высокой износостойкостью и надежностью достигается в многослойном покрытии, нанесенном на подложку, обогащенную индием. Индий присутствует в нижнем слое покрытия как в металлическом, так и в связанном состояниях (In – N). Положительное воздействие индия на износостойкость связано с двумя типами явлений, возникающих на трущейся поверхности. Индий при нагреве в процессе резания частично переходит в жидкое состояние и частично окисляется (о чем свидетельствуют данные металлографических исследований). Жидкая фаза как смазка ведет к уменьшению коэффициента трения. Кислородосодержащие фазы, защищающие поверхность, способствуют продлению стадии нормального износа, значительно повышая износостойкость инструментов.

Для исследования возможности снижения приработочной стадии изнашивания быстрорежущую сталь Р6М5 упрочняли по «дуплексной» технологии (ионное азотирование, а за ним – TiN - покрытие). «Дуплексное» покрытие затем было модифицировано нанесением на поверхность ПФПЭ (перфторполиэфир Z-DOL) слоя.

Исследован процесс самоорганизации такого покрытия, который происходит во время обработки металлов резанием на стадии приработочного износа поверхности режущего инструмента. Установлено, что при этом происходят одновременно следующие явления: а – триборасщепление (распад) тонкого поверхностного слоя; б – формирование устойчивого аморфо-подобного защитного слоя (типа Ti – O и Ti – F) на инструментальной поверхности. Процессы самоорганизации способствуют улучшению износостойкости во время приработочной стадии износа,

что ведет к повышению в 2 – 3 раза износостойкости резцов и концевых фрез.

В последнее время все большее применение в технике получают нанотехнологии, повышающие эксплуатационные качества изделий. Выявлено, что основное преимущество метода физического осаждения покрытия (ФОП) с магнитно-дуговой фильтрацией (МДФ) состоит в значительном измельчении зерна, которое ведет к формированию нанокристаллических структур (с размером зерна примерно 60 – 80 нм) покрытий. Данный метод позволяет повысить износостойкость покрытий из композита нитрида титана и алюминия (TiAl)N в условиях высокоскоростной обработки (рисунок 6), когда преобладает окислительный износ режущего инструмента.

Образование пленок оксида алюминия на поверхности резца значительно изменяет тепловые потоки и отвод тепла в стружку, что можно проиллюстрировать на изображении поперечных сечений стружек после сканирования на электронном микроскопе. На этих сечениях стружки можно выделить три различные зоны. Известно, что динамическая рекристаллизация контактной области стружки происходит во время резания. Большая часть теплового потока, которая переходит в стружку, вызывает интенсивную рекристаллизацию материала в этой зоне, что находит свое выражение в укрупнении зерен стружки внутри приконтактной зоны.

Выводы.

1. Установлено, что СПИМы на основе быстрорежущей стали, дополнительно легированные карбидом титана, обладают высокой износостойкостью и могут рассматриваться как новый класс самоорганизующихся инструментальных материалов. В процессе резания наблюдается преобразование карбидной фазы в устойчивые вторичные структуры, имеющие форму соединений из титана и кислорода, что способствует значительному улучшению фрикционных свойств при рабочих температурах и приводит к повышению износостойкости режущего инструмента в 2,0 – 3,5 раза по сравнению с износостойкостью инструмента из обычных быстрорежущих сталей.

2. Установлено, что оптимальное сочетание прочности и надежности (характеризующихся высокой адгезией покрытия (TiCr)N к подложке) проявляется в многослойном покрытии с нижним слоем, обогащенным индием (имплантированным в поверхность подложки), который способствует образованию на поверхностях трения аморфно – подобных структур In – N и In – O и продлению стадии нормального износа, повышая в 2,1 – 2,4 раза износостойкость инструментов.

3. Установлено, что многослойные покрытия, включающие ионное азотирование нижнего слоя из быстрорежущей стали с последующим нанесением ФОП TiN покрытия, верхний слой которого модифицирован с помощью с ПФПЭ (перфторполиэфира), обеспечивают высокую износостойкость режущего инструмента. На начальной стадии износа режущего инструмента ПФПЭ как смазка уменьшает фрикционный параметр и значительно уменьшает повреждение поверхности инструмента. В процессе резания нитрид титана твердого покрытия окисляется, образуя защитный экранированный слой. Триборазложение «Z-DOL» ведет к появлению фтористого соединения на основе титана, который повышает защитную способность поверхностного слоя. Оба эти эффекта приводят к повышению износостойкости «дуплексного» покрытия.

4. Показано, что основное преимущество магнитно-дуговой фильтрации при нанесении покрытия методом ФОП – значительное измельчение зерен (TiAl)N, которое приводит к образованию поверхностного слоя с размером зерен около 60 – 80 нм, т.е. в пределах наношкалы, и обеспечивает возможность использования режущего инструмента с таким покрытием в условиях высокоскоростной обработки резанием с увеличением износостойкости режущего инструмента в 3-4 раза. Оксидные слои, которые образуются на поверхности нанокристаллических фильтрованных (TiAl)N покрытий при высокоскоростном резании, в основном состоят из защитных тонких пленок, подобных оксиду алюминия, и имеющих аморфно-кристаллические структуры. Сложная структура этих пленок оказывает благотворное влияние на снижение износа режущих инструментов.

[1] Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. / А.С. Верещака. – М: Машиностроение. 1993. – 336 с.

[2] Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел. / Л.Ш. Шустер. – Уфа: Гилем, 1999. – 199 с.

[3] G.S. Fox-Rabinovich and other. Characteristic features of alloying HSS – based deformed compound powder materials with consideration for tool self – organization at cutting. // Wear. 206. 1997. P .214.

[4] Криони Н.К., Мигранов М.Ш. Покрытия и смазки для высокотемпературных трибосопряжений. / Н.К. Криони, М.Ш. Мигранов. – М. Издательство «Инновационное машиностроение», 2016. – 327 с.

[5] Migranov M., Migranova, R. Tool coatings with the effect of adaptation to cutting conditions. // Key Engineering Materials. 2012. Vol. 496, pp. 75-79.

[6] Vereschaka A.A., Migranov M.S. Study of wear resistance of sintered powder tool materials. // Advanced Materials Research. 2014. Vol. 871, pp. 159-163.

[7] Vereschaka A., Migranov M., Vereschaka A., Sharipov O. Study of wear of tools made of pressed and sintered heterogeneous composite powder materials based on hss with high melting point compounds. // ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. 2015. Vol. 10, №20 p. 9282-9286.

[8] A.A. Vereschaka, M.A. Volosova, S.N. Grigoriev, A.S. Vereschaka. Development of wear-resistant complex for high-speed steel tool when using process of combined cathodic vacuum arc deposition. Procedia CIRP 9 (2013) 8–12.

[9] A.A. Vereschaka, M.A. Volosova, A.D. Batako, A.S. Vereshchaka, B.Y. Mokritskii. Development of wear-resistant coatings compounds for high-speed steel tool using a combined cathodic vacuum arc deposition. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 84 (2016) 1471–1482.

[10] A.A Vereschaka, A.S. Vereschaka, J.I. Bublikov, A.Y. Aksenenko, N.N. Sitnikov. Study of properties of nanostructured multilayer composite coatings of Ti-TiN-(TiCrAl)N and Zr-ZrN-(ZrNbCrAl)N. Journal of Nano Research 40 (2016) 90–9.

ИЗНОСОКОНТАКТНАЯ ЗАДАЧА О ВДАВЛИВАНИИ КОЛОДКИ С ФРИКЦИОННОЙ НАКЛАДКОЙ В ПОВЕРХНОСТЬ БАРАБАНА

Мирсалимов В.М., Гасанов Ш.Г., Гейдаров Ш.Г.

E-mail: mir-vagif@mail.ru

Азербайджанский технический университет, Баку, Азербайджан.

Предложена расчетная схема, согласно которой наложение накладки с колодкой на поверхность барабана имеет ударный характер, в местах контакта действуют распределенные нормальные нагрузки и соответствующие им неизвестные силы трения, возникающие при торможении. Учитываются силы инерции барабана, шероховатость поверхности трения и теплообразование при трении и износе поверхности фрикционных материалов.

Ключевые слова: тормозной барабан, фрикционная накладка, износ, ударное взаимодействие, контактное давление.

WEAR-CONTACT PROBLEM OF PRESSING OF BRAKE SHOE WITH FRICTION LINING INTO DRUM SURFACE

Mirsalimov V.M., Hasanov Sh.G., Heidarov Sh.G.

A design scheme is proposed according to which the overlapping of a lining with a brake shoe on a drum surface has impact character; distributed normal loads and corresponding to it unknown frictional forces, that arise during the braking, act in the contact place. The drum inertial forces, roughness of the friction surface, and the heat formation under friction and wear of the friction materials surface are accounted.

Keywords: brake drum, friction lining, wear, impact interaction, contact pressure.

В существующих методах расчёта тормозов априори принимается три закона контактного давления: постоянное, синусоидальное $g = g_{\max}\sin\beta$ и квадрат синуса $g = g_{\max}\sin^2\beta$ по длине колодки. Игнорируется, что при торможении автомобиля процесс наложения фрикционной накладки на тормозной барабан характеризуется ударным приложением нагрузки. На самом деле же, истинное распределение контактного давления заранее неизвестно и должно быть определено из решения износоконтактной задачи об ударном взаимодействии фрикционной накладки и барабана.

О характере соударения принимается два допущения: 1) удар чисто упругий, т.е. диссипацией энергии (вязкой или пластической) можно пренебречь по сравнению с потенциальной энергией упругих деформаций; 2) энергия упругих волн мала по сравнению с энергией упругих деформаций.

Для силы удара при контакте (торможении) барабана и колодки с накладкой имеем

$$m_1\frac{dv_1}{dt} = -P\,, \quad m_2\frac{dv_2}{dt} = -P\,,$$

где m_1 и v_1 – масса и скорость накладки с колодкой, m_2 и v_2 – масса и скорость барабана.

Скорость сближения накладки и барабана, вызванного торможением, будет

$$\frac{d\delta}{dt} = v_1 + v_2\,.$$

Для силы удара имеем

$$P = \frac{1}{M}\frac{d^2\delta}{dt^2}\,, \qquad M = \frac{m_1 + m_2}{m_1 m_2}\,.$$

Распределение ударных давлений на поверхности металла барабана и фрикционной накладки при торможении автомобиля можно найти аналитически, комбинируя решение динамической задачи о соударении твердых тел с решением статической задачи о контактных давлениях между барабаном и накладкой.

Для интегрирования уравнений движения соударяющихся тел (барабан и накладка) необходимо установить зависимость силы удара от функции сближения. Для определения недостающей зависимости рассмотрим износоконтактную задачу о вдавливании колодки с фрикционной накладкой в поверхность барабана.

Пусть к шероховатой поверхности барабана с механическими характеристиками G_2 (модуль сдвига) и μ_2 (коэффициент Пуассона материала) на некотором участке прижимается фрикционная накладка с механическими характеристиками G_1 и μ_1. Считается, что область контакта распространяется на всю ширину фрикционной накладки и не изменяется со временем в процессе торможения.

Условие, связывающее перемещения барабана и фрикционной накладки запишется в виде

$$\delta_1 + \delta_2 = \delta(\theta) \qquad (|\theta| \le \theta_0\ ). \qquad (1)$$

Здесь $\delta(\theta)$ – осадка точек поверхности барабана и накладки, определяемая формой внутренней поверхности барабана и фрикционной накладки, а также величиной прижимающей силы P, $2\theta_0$ – угол обхвата фрикционных накладок.

В области контакта, кроме контактных давлений, действует касательное напряжение, связанное с контактным давлением $g(\theta,t)$ по закону Амонтона-

Кулона. Касательные усилия способствуют тепловыделению в области контакта. Считается, что под действием удельных усилий $g(\theta,t)$ и $\tau_{r\theta}(\theta,t)$ барабан и фрикционная накладка находятся в состоянии плоской деформации. Перемещения накладки v_1 и барабана v_2 ищем в виде:

$$\nu_1 = \nu_{1y} + \nu_{1u} + \nu_{1m} + \nu_{1u},$$
$$\nu_2 = \nu_{2y} + \nu_{2u} + \nu_{2m} + \nu_{2u}$$

Здесь ν_{1y} – радиальные упругие перемещения точек контактной поверхности фрикционной накладки при торможении, ν_{1u} – перемещения, вызванные смятием микровыступов (неровностей) внешней поверхности накладки, ν_{1m} – термоупругие радиальные перемещения контактной поверхности накладки, вызванные перепадом температуры в накладке, ν_{1u} – перемещения, вызванные износом поверхности накладки; ν_{2y}, ν_{2u}, ν_{2m}, ν_{2u} – то же для контактной поверхности барабана. Полагается, что износ носит абразивный характер.

Для определения v_1 и v_2 решались задачи о напряженно-деформированном состоянии для фрикционной накладки и барабана при торможении автомобиля. Фрикционную накладку моделируем кривым (круговым) брусом с сечением, близким к узкому прямоугольнику. Считается, что наружный контур накладки близок к круговому. Внутренняя вогнутая поверхность накладки неподвижна, т.е. жестко скреплена с твердой колодкой

$$v_2 = 0, \qquad v_1 = 0 \qquad \text{при} \quad r = R_0.$$

Выпуклая, наружная поверхность фрикционной накладки в процессе торможения находится под действием контактного давления и касательных напряжений.

$$\sigma_n = g(\theta), \quad \tau_{nt} = -fg(\theta),$$

где f – коэффициент трения пары.

Для прямолинейных концов накладки принимается, что напряжения, действующие на концах статически эквивалентны главному вектору и главному моменту усилий, равному нулю. Итак, на прямолинейных концах накладки граничные условия приняты в виде:

$$\int_{r_0}^{r_1} \sigma_\theta dr = 0, \quad \int_{R_0}^{R_1} \tau_{r\theta} dr = 0,$$
$$\int_{R_0}^{R_1} \sigma_\theta r dr = 0 \quad \text{при} \quad \theta = \pm\theta_0.$$

Граничные условия задачи о напряженно-деформированном состоянии барабана имеют вид:

$\sigma_n = 0$, $\tau_{r\theta} = 0$ на внешней поверхности барабана;

$\sigma_n = 0$, $\tau_{nt} = 0$ вне площади контакта;

$\sigma_n = -g(\theta)$, $\tau_{nt} = -fg(\theta)$ $|\theta| \le \theta_0$ на площадке контакта.

Напряжения и перемещения ищутся в виде разложений по малому параметру.

В качестве кинетического уравнения изнашивания накладки и барабана принято

$$v_{1u} = K_1 \int_0^t g(\theta,\tau)d\tau, \qquad v_{2u} = K_2 \int_0^t g(\theta,\tau)d\tau.$$

здесь K_1 и K_2 коэффициенты изнашивания материала накладки и барабана, соответственно.

Найденные величины v_1 и v_2 подставлялись в основное контактное уравнение (1).

Для алгебраизации основного контактного уравнения искомые функции контактного давления искались в виде разложений. При построении алгебраических систем для определения искомых коэффициентов приравнивали коэффициенты при одинаковых тригонометрических функциях. В результате получена бесконечная алгебраическая система относительно искомых коэффициентов. Линейные алгебраические системы относительно искомых коэффициентов решались методом Гаусса с выбором главного элемента.

Найдено распределение температуры в накладке в процессе торможения. При многократном торможении температура фрикционной накладки может достигнуть нескольких сотен градусов. Для этого случая учитывается зависимость коэффициентов теплопроводности от температуры. Дан расчет термоупругих напряжений и деформаций при торможении автомобиля. Для нахождения решения задачи термоупругости использовали в каждом приближении термоупругий потенциал перемещений и метод степенных рядов. Найдены смещения, вызванные износом поверхности накладки.

Полученные системы позволяют численными расчётами найти контактное давление, а затем с использованием кинетического уравнения изнашивания определить износ фрикционной накладки и внутренней поверхности барабана.

Расчеты выполнялись применительно к тормозным механизмам грузовых автомобилей марки КамАз. Расчеты проводились для различных классов шероховатости. После определения контактного давления как функции полярного угла и времени, находим величину сближения накладки и барабана за счёт местного сжатия. Установлена зависимость силы удара от времени. Вычисления показывают, что шероховатость может не менее, чем на 15-20% изменять значение контактной силы и времени соударения накладки о поверхность барабана.

ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ И СПЕКТРАЛЬНАЯ ОЦЕНКА ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ЭЛАСТОМЕРОВ, ПОДВЕРГШИХСЯ ИСПЫТАНИЯМ НА ИЗНОС

[1]Морозов А.В., [1]Цуканов И.Ю., [2,3]Миньков К.Н.

E-mail: morozovalexei@mail.ru

[1] Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского Российской академии наук, Москва, Россия;
[2] Всероссийский научно-исследовательский институт оптико-физических измерений, Москва, Россия;
[3] Московский институт электроники и математики Национальный исследовательский университет «Высшая школа экономики», г. Москва, Россия.

Проведено исследование износостойкости протекторной резины грузовой шины при различных температурах -25, +20 и +80 °С при постоянной скорости скольжения 20 мм/с и нормальном давлении 0,7 МПа. Поверхность изношенной резины исследуется методом бесконтактного профилографирования. В работе показано, как изменяется интенсивность износа и микрорельеф поверхности при изменении объемной температуры исследуемой резины.

Ключевые слова: износ резины, шероховатость, протектор шины.

PARAMETRIC AND SPECTRAL EVALUATION OF ROUGHNESS OF THE ELASTOMERS SURFACE EXPOSED TO THE WEAR TESTS

Morozov A.V., Tsukanov I.Yu., Min'kov K.N.

The wear resistance of the tire rubber of the truck tire has been studied at various temperatures -25, +20 and +80 °C at a constant sliding speed of 20 mm/s and a normal pressure of 0.7 MPa. The surface of worn-out rubber is investigated by the method of non-contact profiling. The study shows how the wear rate and surface microrelief vary with the volume temperature of the tested rubber.

Keywords: rubber wear, roughness, tire protector.

Введение. Исследования, связанные с задачами управления трением и минимизации износа протекторных эластомеров, работающих в условиях фрикционного взаимодействия, являются актуальными при изготовлении новых резин в современном шинном производстве. Одной из причин такой актуальности является непрерывное совершенствование резин, которое вызвано не только повышением ее эксплуатационных свойств, но и возрастающие экологические требования (шины с пониженным уровнем шума из экологически безопасных материалов), а также экономические требования: шины с низким сопротивлением качению для экономии топлива; шины, изготовленные из материалов, позволяющих их вторичную переработку. Для выполнения этих исследований требуется как проведение испытаний для определения физико-механических свойств, так и проведение исследования трибологических характеристик разрабатываемых резин. Следует отметим, что температура оказывает значительное влияние на трибологические свойства исследуемых резин.

Материалы. Для исследований была выбрана протекторная резина, применяемая в магистральных приводных цельнометаллокордных шинах, основу которой составляет комбинация натурального каучука и синтетического каучука дивинильного. Испытуемый образец представляет из себя кольцевой образец *1* приклеенный к стальному диску, который в свою очередь фиксируется на самоустанавливающемся держателе трибометра (рис. 1). Кольцо из резины имеет внутренний диаметр 41 мм, наружный 55 мм и высоту 7 мм. В качестве контробразца *2* использовался диск с наклеенной на его поверхность наждачной бумагой из карбида кремния с зернистостью 120 мкм (наждачная бумага марки NorZon R823 Z120 GB3). Контробразец крепится к вращающемуся предметному столику трибометра, внутри термокамеры *3*.

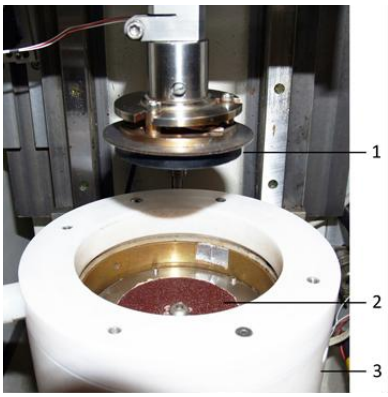


Рис. 1. **Трибометр: 1 – образец, 2 – контртело, 3 - термокамера.**

Эксперимент. Экспериментальное изучение трибологических свойств (в данной работе приведены результаты по износостойкости) проводилось на лабораторном трибометре по схеме контакта резиновое кольцо – диск. Принцип работы трибометра и детальное описание методики проведения тестов представлены в работе [1], ниже приведены основные особенности.

Предметный столик прибора (рис. 1), с закрепленной наждачной бумагой, может совершать

вращательное движение с заданной постоянной угловой скоростью в диапазоне от 0,001 до 90 об/мин. Показателями процесса фрикционного взаимодействия в измерительной системе прибора являются непрерывная запись нормальной нагрузки, момента трения и числа совершенных оборотов.

Испытание резиновых образцов осуществляется по заданной оператором программе в автоматическом режиме, при этом в процессе теста нормальная нагрузка Q = 740 Н и скорость скольжения V = 20 мм/с поддерживаются постоянными. В данном исследовании выбрано три температуры (+80, 20 и -25 °С) для оценки интенсивности износа резиновых образцов. Перед началом теста испытуемая пара трения выдерживается в термокамере прибора в течении двух часов, по истечении которых выполняется истирание образца на пути трения равном 0,4 м. Следует отметить, что образцы резины предварительно прирабатываются при заданной температуре. После проведения испытаний образцы термостатируются при комнатной температуре, а затем взвешиваются. По результатам взвешивания образцов до и после испытания определяется интенсивность изнашивания.

Оценка шероховатости поверхности резины после испытаний. Измерение микрогеометрии поверхностей эластомеров проводилось на оптическом конфокальном профилометре DCM 3D фирмы Leica (Германия) при увеличении 5х. Обработка данных проводилась в свободно распространяемой программе Gwyddion [2]. Были проведены параметрическая и статистическая оценки высот волнистости и шероховатости в соответствии со стандартами ГОСТ 25142-82 и ISO 4287-1997. Размеры измеряемой области составляли 1,9 х 2,5 мм.

Для проведения параметрической оценки использовались параметры *Wa* и *Ra* в продольном и поперечном направлении, а также среднее арифметическое отклонение текстуры *Sa*. Одномерные параметры оценивались в пяти сечениях. При статистическом анализе использовались функции распределения высот неровностей, и спектральные плотности мощности. Спектральная плотность мощности определяется преобразованием Фурье автокорреляционной функции координат точек шероховатой поверхности.

Результаты и их обсуждение. На рис. 2 представлены трехмерные изображения микро-геометрии исследуемой поверхности резины, полученные при помощи профилографа. Усредненные параметры измерений сведены в таблицу 1.

Приведенные в таблицы результаты показали, что все контролируемые высотные параметры шероховатости увеличивались с ростом объемной температуры испытаний.

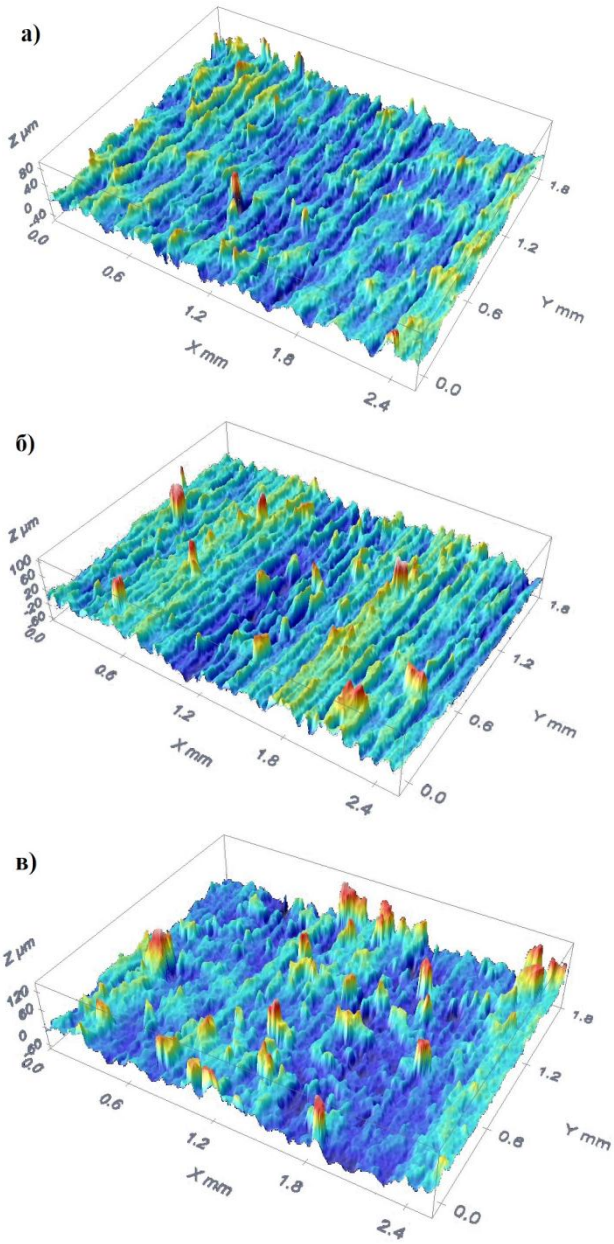


Рис. 2. **Шероховатость поверхности резины после испытаний на износ при температуре -25°С (а), 20 °С (б) и 80 °С (с).**

Таблица 1. **Результаты измерений текстуры поверхностей**

Объемная температура, °С	**$Wa_{поп}$, мкм**	**$Wa_{прод}$, мкм**	**$Ra_{поп}$, мкм**	**$Ra_{прод}$, мкм**	**Sa, мкм**
-20	4,26	4,07	7,94	10,7	14,8
20	6,07	8,05	13,6	7,6	18,9
80	8,4	8,7	18,0	14,3	26,7

Все кривые распределения высот текстуры поверхности соответствовали нормальному распределению с различными значениями характеристик – среднеквадратического отклонения, асимметрии и эксцесса. С ростом объемной температуры среднеквадратическое отклонение высоты текстуры увеличивалось. Этот результат соответствует и параметрической оценке текстуры поверхности. Четкой взаимосвязи между значе-

ниями асимметрии, эксцесса и объемной температурой образцов при испытаниях не выявлено.

Спектры плотности мощности шероховатых поверхностей образцов $C(q)$ в логарифмических координатах представлены на рис. 3, из анализа которого следует, что объемная температура испытаний оказывает влияние главным образом на низкочастотные и высокочастотные гармоники спектра. При этом соотношение амплитуд и частот в области средних частот практически не зависит от объемной температуры. Общий рост амплитуд гармоник с увеличением объемной температуры соответствует параметрическому и статистическому анализу. В области средних частот текстура поверхности обладает самоподобием (фрактальными свойствами). График в этой области представляет собой прямую, угол наклона которой позволяет определить фрактальную размерность структуры. Влияние объемной температуры на фрактальную размерность носит незначительный характер, однако с ее увеличением самоподобные свойства текстуры обнаруживаются в более широком диапазоне частот.

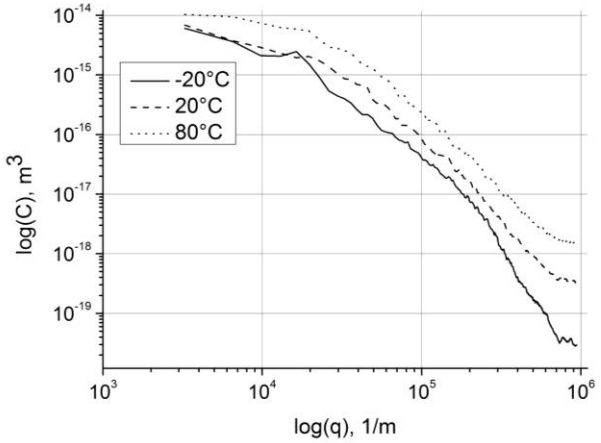


Рис. 3. **Спектры плотности мощности поверхностей образцов при различной объемной температуре испытаний.**

На рис. 4 представлены результаты оценки интенсивности износа резины, рассчитанной на основе измерений потери веса из 3-х опытов, для трех объемных температур: -25, 22 и +80 °C. Все представленные результаты получены в условиях сухого трения и определенного зернистостью наждачной бумаги шероховатого основания. Анализ представленных данных показывает, что с увеличением температуры образцов наблюдается увеличение износостойкости. Следует отметить, что природа такого поведения главным образом связана с изменением вязкоупругих свойств эластомеров за счет температуры.

Исследование поверхностей эластомеров при помощи метода бесконтактной (конфокальной) профилометрии с последующим математическим анализом позволяет выделить их характеристические особенности в зависимости от объемной температуры, не смотря на визуально кажущуюся близость изношенных поверхностей. Сравнение полученных данных об износе резины и микрогеометрии ее поверхности показала, что повышение износа с увеличением температуры, приводит к росту высотных параметров неровностей, однако в целом не меняет геометрическую структуру поверхности, что может свидетельствовать о сохранении механизма износа при изменении температуры.

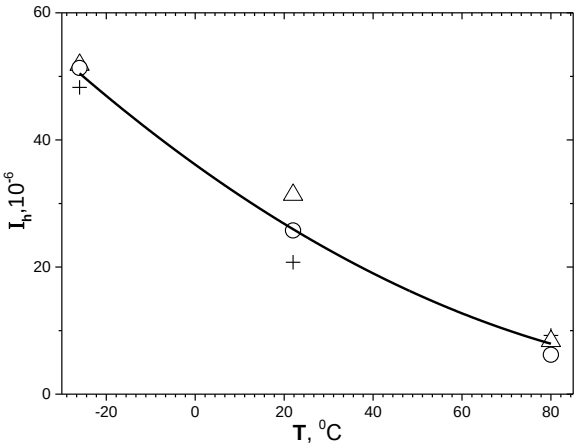


Рис. 4. **Зависимость интенсивности износа I_h от объемной температуры T.**

Работа выполнена с использованием оборудования лаборатории трибологии ИПМех РАН и Центра коллективного пользования высокоточных измерительных технологий в области фотоники, созданного на базе ФГУП «ВНИИОФИ» (ckp.vniiofi.ru).

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (номер проекта 14-29-00198-П).

[1] Горячева И.Г., Маховская Ю.Ю, Морозов А.В., Степанов Ф.И. Трение эластомеров. Моделирование и эксперимент. – М.-Ижевск: Институт компьютерных исследований. – 2017, 204 с.
[2] Nečas D., Klapetek P. Gwyddion: an open-source software for SPM data analysis // Open Physics, V. 10, Issue 1, P. 181–188.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕКИХ СВОЙСТВ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ КАРБИДА ТИТАНА ПРИ КОНТАКТНОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С МЕДЬЮ

[1]Муканов С.К., [1]Петржик М.И.

E-mail: sam-mukanov@mail.ru

[1]Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», Москва, Россия.

Проведена оценка адгезионного взаимодействия меди и покрытий на основе TiC, осажденных методом электроискрового легирования (ЭИЛ) с использованием электродов марки СТИМ. Установлено, что наименьшим коэффициентом трения (0,07) обладает покрытие, осажденное методом ЭИЛ, используя электродный материал с добавками вольфрама. После испытаний выявлено, что у образцов с покрытиями отсутствуют налипания продуктов износа медного контртела.

Ключевые слова: функциональные свойства, износостойкость, налипание, электроискровое легирование, упрочнение.

EVALUATION OF WEAR RESISTANCE OF COPPER AT SLIDING AGAINST TIC BASED COATINGS UNDER LOAD

Mukanov S.K., Petrzhik M.I.

An evaluation of the adhesion interaction of copper and TiC-based coatings formed by electrospark deposition using TiC based electrodes (SHIM mark) was carried out. Tribological tests of the samples were carried out using Pin-on-Disk testing machine. It is established that the least (0.07) coefficient of friction has an electrospark coating deposited of electrode material contained tungsten additives. After tests on the optical profilometer, it was found out that some coatings do not have adherence of the wear products of the copper counterbody.

Keywords: functional properties, wear resistance, adherence, electrospark deposition, coating.

Введение

Медь обладает высокой электро- и теплопроводностью, пластичностью и коррозионностойкостью. Поэтому она приобрела широкое применение в электротехнике, строительстве и машиностроении и др. Из-за высокого роста промышленности развивается большой спрос на качественную медную продукцию с высокой механической прочностью. Упрочнение медных материалов обеспечивается при добавлении легирующих элементов за счет термической или механической обработки. В то же время легирующие элементы [1] снижают электропроводность медных сплавов. В связи с этим возник большой интерес к изготовлению ультрамелкозернистых материалов методами на основе методов интенсивной пластической деформации (ИПД) [2, 3].

При пластической деформации медные сплавы подвергаются высоким нагрузкам, что приводит к изменению структуры сплавов и тем самым к повышению прочностных характеристик. Однако при обработке медной продукции давлением происходит адгезионное взаимодействие частиц меди с поверхностью деформирующего инструмента, что приводит к чрезмерному износу инструмента, а также к снижению качества выпускаемой продукции. Для предотвращения схватывания металлических поверхностей используют смазочный слой, тем не менее, использование смазки приводит к загрязнению окружающей среды. Поэтому особой задачей для улучшения качества и снижения себестоимости медной продукции является увеличение ресурса деформирующего инструмента, а именно обеспечение повышенной износостойкости, прочности и адгезионностойкости.

Существующие методы повышения стойкости деформирующего инструмента разделяются на конструкторские, смешанные, металловедческие, технологические и эксплуатационные группы [4]. Наиболее значимым для увеличения стойкости деформирующих инструментов на производстве является методы из металловедческой группы. На данную группу распространяется выбор новых материалов для штампов, обработка штампов технологиями поверхностной инженерии [4]. Большой вклад в развитие устранения адгезионного взаимодействия материалов заготовки и инструмента внесли следующие отечественные и зарубежные ученные: И.В. Крагельский, Б.В. Дерягин, Д. Бакли, И.М. Любарский и др.

На актуальность проблемы схватывания меди с деформирующим инструментом указывает предприятие ЗАО СП «Катур-Инвест». В работе [5] описаны производственные методы борьбы с налипанием меди на поверхность инструмента, связанные с улучшением качества эмульсии.

Известным способом для повышения износостойкости и предотвращения налипания является нанесение композиционных покрытий на основе карбида вольфрама. Однако из-за дороговизны вольфрама его применение экономически не целесообразно. Поэтому для разработки антиадгезионной поверхности следует использовать трибологические пары «металл – керамика».

Для производства медного провода возможно применение композиционного покрытия на основе самофлюсующихся никелевых сплавов с нейтральной оксидной керамикой Al_2O_3 методом плазменного напыления. [6]

В работе [7] исследовано адгезионное взаимодействие медного провода и нитрида кремния. Предложен керамический сплав в качестве прокатного валка, изготовленного из порошка нитрида кремния (Si_3N_4, CeramTec AG, Германия). Судя по публикации, у данного сплава, сродство к меди значительно меньше, чем у инструментов на основе железа.

Чтобы устранить схватывание материала заготовки и поверхности инструмента, на рабочую поверхность инструмента наносят слой, который не имеет склонности к свариванию с материалом заготовки. Учитывая, что инструменты для прокатно-прессового производства имеют сложную геометрическую форму, и рабочая поверхность этих инструментов занимают большую площадь, следовательно, для увеличения адгезионной стойкости стоит применять метод электроискрового легирования (ЭИЛ). В работах [8] глубоко изучен механизм адгезионного взаимодействия и его физической сущности. При выборе материала электрода главное учитывать, что формируемое защитное покрытие должно быть химически инертным к материалу заготовки, противостоять реальным давлениям, а также обладать низкой теплопроводностью. Наиболее подходящие к этим условиям являются вольфрамосодержащие твердые сплавы марок ВК, ТК, ТТК. Однако эти сплавы отличаются высокой эрозионной стойкостью и дороговизной.

Целью данной работы является установление закономерности контактного взаимодействия меди с износостойкими покрытиями на основе карбида титана.

Материалы и методы

Объектами исследования были маркированные образцы в форме плоских пластин инструментальной стали марки Х12МФ [9] (состав, масс. %: Fe — основа; 11 Cr, 1.45 C, 0.4 Mo, 0.35 Ni, 0.3 Cu, 0.15 V, 0.15 Mn, 0.1 Si, 0.03 P; 0.03 S) с износостойкими покрытиями. Покрытия были получены методом электроискрового легирования (ЭИЛ) при использовании электродов из сплава марки СТИМ-2/40НЖ (60%TiC - 40%ХН70Ю) согласно ТУ 1984-012-11301236–2008, а также этого сплава, модифицированного наночастицами вольфрама (таблица 1).

Лабораторных испытания проводились в Исследовательской лаборатории функциональных поверхностей (ИЛФП) с использованием машины трения «TRIBOMETER» («CSM Instruments», Швейцария) по схеме «стержень-пластина» с возвратно - поступательным движением, которые соответствуют международным стандартам ASTM G 99-17, DIN 50324. Чтобы выполнялись условия задачи Герца [10], которая описывает механический контакт полусфера – плоскость, было изготовлено медное контртело в виде стержня диаметром 6 мм с закруглённым торцом.

Таблица 1. **Маркировка образцов**

№	Образец
СТ1	Сталь Х12МФ (подложка)
СТ2	СТИМ-2/40НЖ (TiC-ХН70Ю)
СТ3	СТИМ-40НЖВн (TiC-ХН70Ю + $W^{нано}$)

Дорожки износа на образце и пятна износа на контртеле изучали в оптическом микроскопе X200 AXIOVERT CA25 («Karl Zeiss», Германия) и оптическом профилометре WYKO NT1100 (Veeco, США). Перед проведением исследований образцы были подвергнуты ультразвуковой очистке в изопропиловом спирте. Исследование наличия меди в дорожке износа после трибологического испытания проводили с помощью растрового электронного микроскопа высокого разрешения S - 3400N (Hitachi, Япония).

Трибологические испытания образцов проведены при следующих условиях:

Длина дорожки	6 мм
Прикладываемая нагрузка	5 Н
Максимальная скорость для образцов	10 см/с
Среда испытания	воздух
Количество циклов	10000

Результаты и их обсуждение

Зависимость коэффициента трения ($K_{тр}$) пары от длины пробега контртела приведена на рисунке 1. Исходя из графика типичных экспериментальных кривых видно, что для образцов СТ2, СТ3 было прервано испытание из-за быстрого износа медного контртела. Испытания показали стабильно низкий коэффициент трения ~0,08.

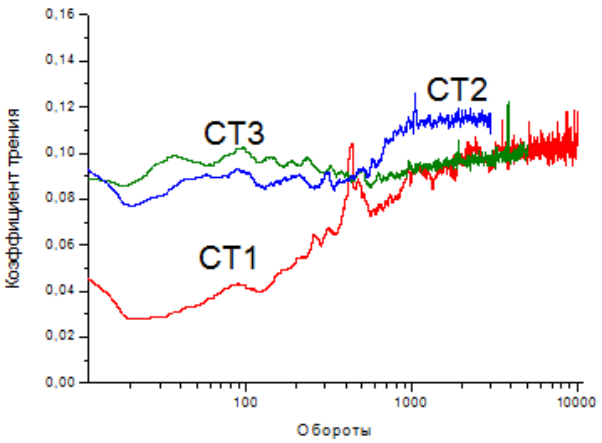


Рис. 1. **Зависимость коэффициента трения от количества циклов**

Из таблицы 2 видно, что значения коэффициента трения для образцов, полученных при помощи СВС электродов меньше, чем у стали марки Х12МФ. Отсюда следует, что в большинстве случаев введения в состав электродного материала добавки нанодисперсного порошка приводит к снижению коэфициента трения. Однако, согласно

полученным данным, наименьшим приведенным износом обладает контртело при испытании с образцом СТ1. По-видимому, это связано с повышенной шероховатостью покрытий по сравнению с неупрочненной поверхностью.

Таблица 2. **Результаты испытаний.**

№	Диаметр пятна износа d, [мм]	Приведенный износ контрела $K_{износ}$, [10^{-3} мм^{3}Н$^{-1}$м$^{-1}$]	Средний коэффициент трения
СТ1	2,18	0,96	0,09
СТ2	1,77	1,38	0,1
СТ3	2,24	2,16	0,07

На рисунке 2 видно, что покрытия у образцов СТ2, СТ3 обладают высокой шероховатостью ~2,35. Однако присутствие такой неровной поверхности, препятствует определению площади налипшего медного контртела. Следует отметить, что высокая исходная шероховатость поверхности и отклонения от плоскостности типична для всех образцов с покрытием. У образца СТ1 прослеживается образование явного налипания медного контртела. Согласно рис. 2 (б, в), у образцов СТ2, СТ3 отсутствуют налипания продуктов износа медного контртела.

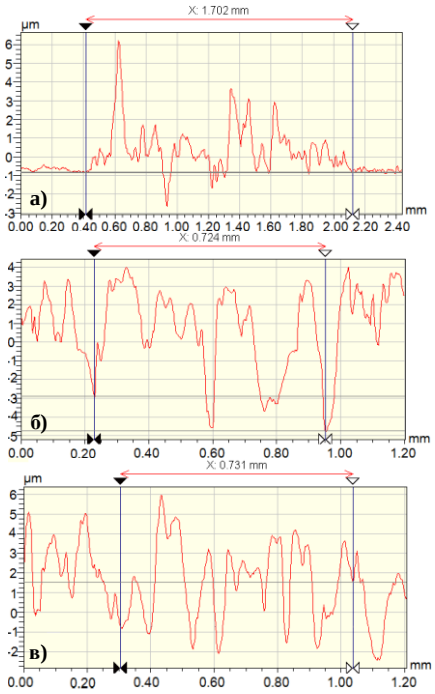


Рис. 2. **Профилограммы бороздки износа для образцов: а) СТ1; б) СТ2; в) СТ3**

Результаты исследований образцов методом растровой электронной микроскопии (рис. 3 а) позволили проследить следы налипания медного контртела на стальной образец. Как показывает карта распределения элементов в образце Х12МФ в области трибологического контакта образуется слой, состоящий из продуктов износа меди. В образцах с покрытиями (рис. 3 б, в) дорожка износа не очень заметна, что связано с низким коэффициентом трения. Карта распределения элементов показала, что у образца СТ3 (в) в зоне трибологических контакта нет следов налипания частиц меди.

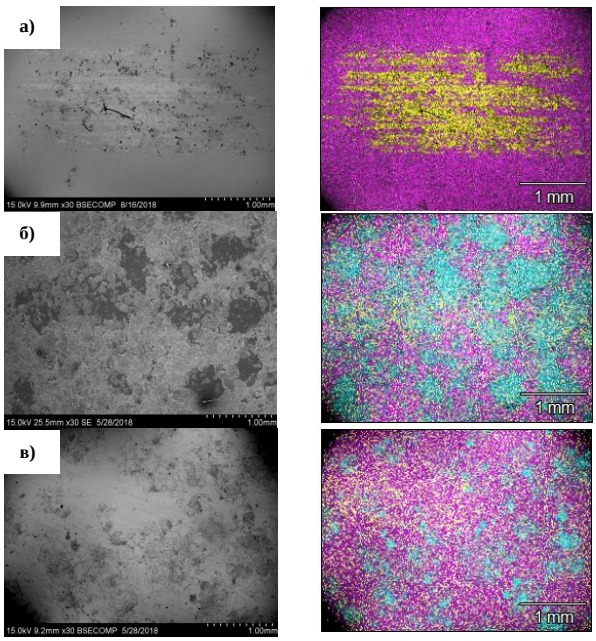


Рис. 3. **РЭМ изображения дорожек износа после трибологических испытаний: а) СТ1; б) СТ2; в) СТ3**

Выводы

Было найдено два разных типа взаимодействия медного контртела с образцами – с налипанием и без налипания. После испытания на инструментальной стали без покрытия прослеживаются следы налипшего медного контртела, в то время как на образцах с покрытиями на основе TiC отсутствует налипание. Это доказывается данными исследования на оптическом профилометре. Таким образом, экспериментальные трибологические результаты показали, что наименьшим (0,07) коэффициентом трения обладает покрытие, осажденное методом ЭИЛ, используя электродный материал с добавками вольфрама. Для этой пары «медь-покрытие» отмечен безызносный характер скольжения, что позволяет использовать покрытия для улучшения ресурса деформирующего инструмента.

[1] Yu.N. Loginov, R.K. Mysik Continuous Casting and Rolling Methods in the Manufacture of Contact wire for Railway Transport // Journal of Siberian Federal University. Engineering & Technologies. – 2014. – V 3. – P. 316-326.
[2] R.Z. Valiev, T.G. Langdon Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement // Progress in Materials Science. – 2006. –V. 51.– P. 881-981.
[3] R.K. Islamgaliev, K.M. Nesterov, J. Bourgon, Y. Champion, R.Z. Valiev. Nanostructured Cu-Cr alloy with high strength and electrical conductivity. J. Appl. Phys. 115, 194301 (2014).
[4] Е.А. Левашов, А.Е. Кудряшов, Л.Б. Аксенов, В.М. Петров Применение технологии ЭИЛ и перспективных наноструктурированных электродных материалов для повышения стойкости штамповой оснастки Металлург, №8, 2010, с. 44-50.
[5] Логинов Ю.Н., Зуев А.Ю. Особенности производства медной катанки методом Contirod и повышение качества проката // Изд-

во Урал. ун-та, 2012. — С. 399-401.
[6] A.S. Kalinichenko, O.G. Devoino, V.V. Meshkova Development of wear resistant coatings formed by plasma spraying of alloy Ni–Fe–Cr–Si–B–C system reinforced with ceramics Al_2O_3 // Science & Technique.– 2016. – V. 15. – P. 365-370.
[7] I. Khader, A. Hashibon, J.-M. Albina Wear and corrosion of silicon nitride rolling tools in copper rolling // Wear. – 2011. – V. 271, Issue 9-10. – P. 2531-2541.
[8] V.I. Ivanov Increasing the wear resistance of the forging tool by applying electrospray coatings // Science and Technologies, №5, 2009, с. 50-55.
[9] ГОСТ 5950-2000 Прутки, полосы и мотки из инструментальной легированной стали. Общие технические условия. - Введ. 2002-01-01. М.: Госстандарт России: Изд-во стандартов, 2002.
[10] Petrzhik M.I., Levashov E.A. Modern methods for investigating functional surfaces of advanced materials by mechanical contact testing // Crystallography Reports. - 2007. 52. № 6. P. 966-974.

ПРОБЛЕМЫ АНАЛИЗА МЕХАНИЗМОВ ТРЕНИЯ

Мышкин Н.К., Григорьев А.Я.

E-mail: nkmyshkin@mail.ru

Институт механики металлополимерных систем имени В.А. Белого НАН Беларуси, Гомель, Беларусь.

Рассмотрены проблемы, связанные с созданием единой теории трения, которые обусловлены взаимодействием механических факторов и физической природой поверхностных сил в условиях фрикционного контакта. При этом отмечено, что проблемы теории не тормозят развитие трибологии в практических приложениях.

Ключевые слова: трение, деформация, адгезия, масштабный фактор.

PROBLEMS IN ANALYSIS OF FRICTION MECHANISMS

Myshkin N.K., Grigoriev A.Ya.

Problems of friction theory development related to interaction of mechanical factors and physical nature of surfaces forces in a friction contact are considered. It is mentioned that the problems in theory are not damping the progress of tribology in its practical aspects.

Keywords: friction, deformation, adhesion, scale factor.

Введение. Создание теории трении тесно связано с именем И.В. Крагельского, 110-летний юбилей которого отмечается в 2018 г. Игорь Викторович – это один из плеяды выдающихся ученых, которые заложили основы современной трибологии в первой половине прошлого века на плечах гигантов античности, эпохи Возрождения и промышленной революции 17-19 веков [1]. ИМАШ, внесший огромный вклад в развитие современной трибологии, заслуженно гордится им [2, 3]. Игорь Викторович стоял у истоков таких начинаний, как основание Совета по трению и смазкам и Всесоюзного журнала «Трение и износ». Он стал одним из основателей Международного совета и первым российским Лауреатом Золотой медали по трибологии. Его международный авторитет очень высок, книги остаются среди наиболее цитируемых источников литературы по трибологии, а научная школа представляет собой разветвленное древо учеников во всех уголках бывшего СССР и далеко за его пределами.

Цель работы заключалась в оценке состояния вопроса об итогах развития основ теории трения и параллельного прогресса в практических приложениях трибологии.

Некоторые итоги развития трибологии.

Теория трения развивалась по двум направлениям: механическому (деформационному) и молекулярному (адгезионному). Однако, несмотря на усилия выдающихся физиков, механиков и химиков единая теория трения пока не создана. Причина, на наш взгляд, в сложности явления трения, различия масштабов, в которых процессы трения протекают, а также природы этих процессов, причем все эти факторы взаимосвязаны. Нагрузка на контакт, его геометрия и микрогеометрия, механические характеристики материалов определяют деформацию. Коэффициент трения используется как удобная инженерная характеристика, но если силы адгезии в контакте сравнимы с нагрузкой, то он теряет физический смысл. Поверхностные силы и адгезия зависят от масштаба, на котором их рассматривают и от своей природы. Потери энергии, сопровождающие трение, преобразуются в тепло, а закономерности этого процесса зависят, как от масштаба рассмотрения, так и от механизма генерации тепла.

Отсутствие общей теории не остановило разработку эффективных узлов трения благодаря успехам в конструировании, новым материалам, смазкам и покрытиям, методам лабораторных, стендовых и натурных испытаний на трение и износ. Экономические выгоды от развития трибологии имеют огромные резервы роста (Рис. 1) [4,5].

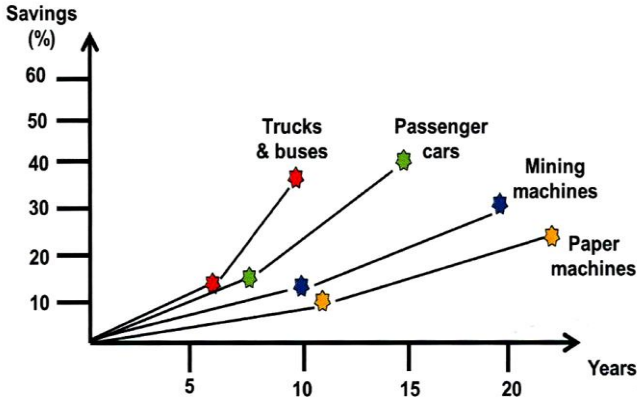


Рис. 1. **Прогноз экономических выгод (ордината) на будущее по годам (абсцисса) от снижения трения в различных видах машин (слева направо линии для грузовиков и автобусов, легковых, горных и бумагоделательных машин).**

Состояние вопроса.

Сегодня мы можем лишь схематически представить факторы, действующие на фрикционном контакте, и их влияние на разных масштабных уровнях, хотя механизмы действия оценены многими исследователями, и ключевым остается вопрос соотношения механической и молекулярной компонент силы трения (Рис. 2) [6].

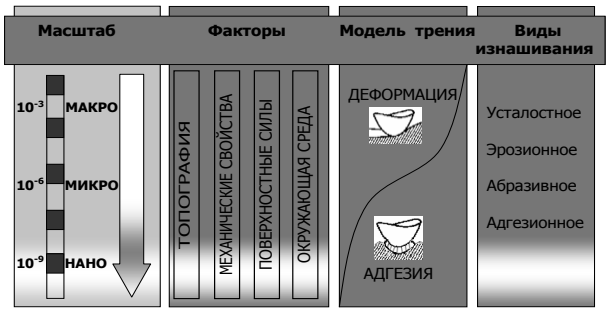


Рис. 2. **Факторы, действующие при трении**

Эта схема поясняет взаимодействие различных факторов в зависимости от масштаба рассмотрения процесса. На микроуровне трение и изнашивание реализуются на очень гладких площадках контакта, и поэтому роль адгезии и поверхностных сил очень велика. При взаимном скольжении механические свойства контактирующих материалов могут изменяться под действием тепла, генерируемого при трении. Известные виды изнашивания связаны с доминирующей составляющей силы трения. Усталостное изнашивание определяется в основном деформацией материала при трении, в то время как адгезионное изнашивание обусловлено действием поверхностных сил в процессах разрушения материала и его переноса между трущимися телами.

Одной из главных причин возникновения силы трения считается деформация, происходящая при вступлении в контакт неровностей двух скользящих поверхностей. Она сопровождается диссипацией механической энергии, которая определяется условиями трения, свойствами контактирующих материалов, составом окружающей среды и другими факторами.

Между атомами и молекулами двух поверхностей, приведенных в контакт, действуют силы притяжения и отталкивания. Действие этих сил приводит к формированию пятен фактического контакта. Процессы образования и разрыва связей определяют адгезионную составляющую трения.

Критерий Фуллера-Тэйбора связывает свойства материалов (E - приведенный модуль упругости), адгезию (γ-поверхностная энергия) и шероховатость (σ - среднеквадратичная высота неровности а β - радиус), определяя условие доминирования адгезии $\Delta_c \geq 0.1$ и шероховатость $R_a = (R_{a1}+R_{a2})^{1/2}$, ниже которой это условие действует [6]:

$$\Delta_C = \frac{1}{3\sigma}\left(\frac{9\pi\beta^2\Delta\gamma}{8E}\right)^{2/3}$$

Рисунок 3 иллюстрирует взаимосвязь свойств материалов в контакте, шероховатости и поверхностной энергии.

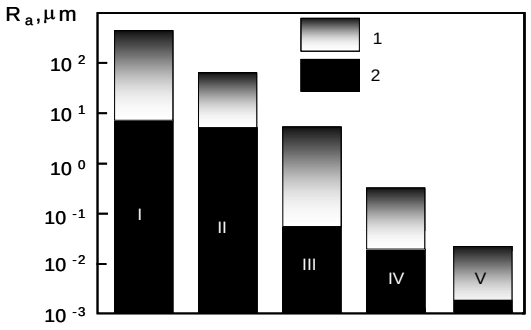


Рис. 3. **Схема взаимосвязи свойств материалов, адгезии и шероховатости контакта материалов: I – эластомер-эластомер; II -- металл-эластомер; III -- полимер-полимер; IV -- металл-полимер; V -- металл-металл. Переходная зона и зона преобладания адгезии обозначены цифрами 1 и 2.**

Измерение молекулярных сил, действующих между твердыми телами, представляет собой одну из наиболее сложных экспериментальных задач из-за быстрого их возрастания с уменьшением расстояния между исследуемыми поверхностями. Прогресс в научном приборостроении позволяет успешно решить эту задачу и к настоящему времени разработано несколько приборов, обеспечивающих измерения сил и перемещений в наномасштабе.

Работа силы трения равна энергии разрушения межповерхностных связей. В общем случае образование, рост и разрушение связей определяются природой контактирующих поверхностей, химическими процессами, протекающими на них, и напряженным состоянием поверхностных слоев под нагрузкой. Весьма полезным явилось введение И.В. Крагельским понятия «третьего» тела в контакте, которое позволило рассмотреть граничный слой из продуктов разрушения и реакций, как отдельный объект трибосистемы, существующий в поле поверхностных сил.

Перспективы теории трения.

Использование методов молекулярной динамики и метода частиц для решения задач фрикционного контакта позволяет постоянно расширять масштаб рассмотрения взаимодействий коллективов атомов и молекул с приближением к адекватному анализу простейших трибосистем.

Механика контакта твердых тел быстро развивается, и решения контактных задач были получены для трибосистем с учетом адгезионных взаимодействий на реальной площади контакта, эффектов взаимовлияния отдельных пятен контакта и масштабного фактора [7]. Экспериментальные исследования на модельных системах позволили в значительной мере продвинуться в решении проблемы дуализма механического и молекулярного механизмов внешнего трения [8]. Однако остается актуальной оценка роли адгезии и третьего тела в опытах с контактами из разных материалов в различных средах.

Тем не менее, приложение теории к практическим задачам трибологии является весьма сложной задачей, а инженерам-конструкторам и материаловедам приходится полагаться в огромной мере на данные триботехнических испытаний в широком диапазоне от лабораторных методов до натурных проверок на реальных узлах трения.

Испытания материалов на трение и износ можно считать одной из наиболее сложных задач трибологии, как в реализации, так и в интерпретации полученных данных. Это объясняется тем, что не существует (и не может существовать) универсального метода испытаний. Помимо того, что каждый класс материалов и тип узла трения в котором он используется, требует своей схемы и условий нагружения, возникает целый ряд вопросов соответствия лабораторных данных натурным, действующим в узлах трения конкретных механизмов. Еще более усложняет эту задачу общая тенденция расширения диапазона сил и скоростей работы механизмов – от сверхмалых значений в микроэлектромеханических системах, до экстремальных условий работы узлов трения космической техники, атомных реакторов или морских буровых платформ.

Один из методов преодоления описанных выше проблем основан на оценке параметрической эквивалентности условий натурных и лабораторных испытаний [9]. Решение этой задачи позволяет более эффективно использовать классические походы корифеев трибологии, использовавших наглядные и простые методы наклонной плоскости и маятника.

Перспективы инженерной практики.

Прогресс в материаловедении и инженерии поверхности позволяет получить покрытия или модифицировать поверхностные слой материалов, чтобы реализовать сверхнизкое трение без смазки (Рис. 4) [10] .

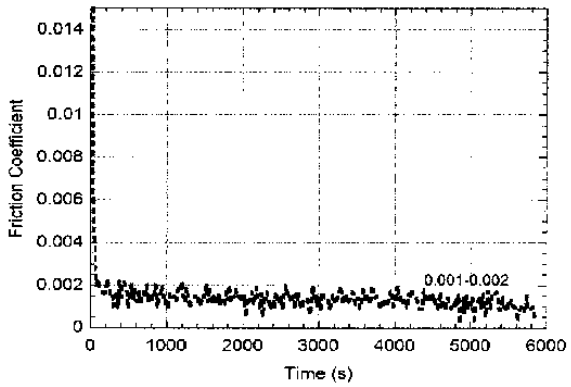


Рис.4. **Эффект «суперсмазки» алмазоподобного покрытия при 40 at.% H_2 в сухом азоте.**

Современные технологии инженерии поверхности позволяют получить заданную текстуру поверхностей контакта (Рис. 5) [11].

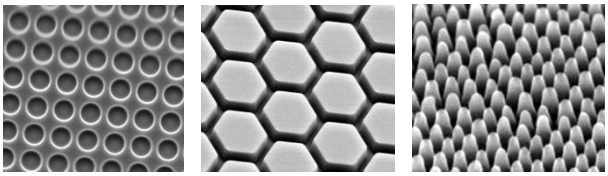


Рис. 5. **Примеры текстур, полученных методами инженерии поверхности**

Идея получения поверхностей с заданным типом рельефа и формой неровностей далеко не нова. Данный подход традиционно использовался в различных теоретических работах для моделирования поверхностей набором сферических, прямоугольных и других правильных геометрических примитивов, расположенных упорядоченно или произвольно. Это позволяло существенно упростить анализ различных свойств поверхностей, но довольно долго этот подход был лишь полезной теоретической абстракцией шероховатой поверхности.

По-видимому, одним из первых советских ученых, реализовавших на практике идею оптимизации поверхностей деталей машин путем нанесения на них регулярных микрорельефов, был Ю.Г. Шнейдер [12]. В рамках существующих на тот момент технологий им были разработаны методы вибронакатывания, формирующие на поверхностях неровности заданной формы, расположенные регулярным образом. Сегодня эти технологии включают методы лазерной обработки, литографии, травления и 3D печати.

Регулярные рельефы поверхностей уже используются, например, при изготовлении скользящих электрических контактов (Рис 6) [13]. Оптимизация слаботочного контакта при нанесении регулярного рельефа позволяет равномерно распределить механическую и электрическую нагрузку и собирать частицы износа во впадинах. Сильноточный контакт, в котором пучки волокон золота упакованы и спрессованы в медной матрице позволяет переда-

вать большие токи на высоких скоростях с малым трением.

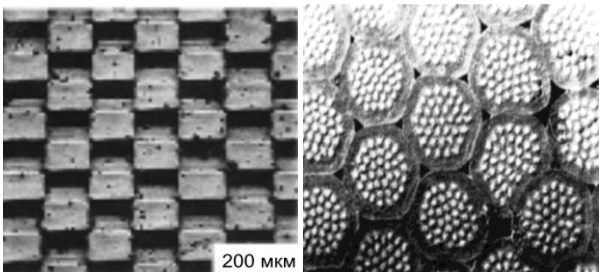


Рис. 6. **Рельеф поверхности слаботочного (слева) и сильноточного скоростного электрического контакта (справа), где белым выделены сечения волокон золота (d~20 мкм), а серым - медная матрица.**

Нанесение регулярных микрорельефов широко используется при создании оптимальных поверхностей подшипников с гидродинамической смазкой и других узлов трения. Прогресс аддитивных технологий открывает новые перспективы в этом направлении.

Большие резервы для практической трибологии заключены в совершенствовании методов и средств испытаний на трение и износ, остающихся наиболее эффективным методом решения инженерных проблем. Методология испытаний на трение и износ требует постоянного развития, а прогресс методов обработки и хранения информации обеспечивает возможность развития баз данных и экспертных систем. Требуются дополнительные усилия для обеспечения параметрической эквивалентности лабораторных и натурных триботехнических испытаний. Все большее практическое значение имеют методы машинного зрения и обработки изображений для оценки морфологии поверхностей и частиц износа, составление атласов и баз данных этих объектов, средств и методов активного мониторинга процессов трения и изнашивания.

«Зеленая» трибология.

До XX века смазки были по природе в основном растительного или животного происхождения. Минеральные масла и смазки стали доминировать в результате развития нефтехимии и разработки присадок. Начиная с 1990х годов, экологические нормы начали резко ограничивать использование минеральных смазок в сельском и лесном хозяйстве. В 2003-2009 гг. ЕЭС приняло директивы по «зеленой технологии» стимулирующие использование растительных масел и уже около 150 марок производятся в промышленном масштабе.

Растительные масла демонстрируют хорошие показатели смазочной способности в сравнении с маслом минеральным. Рисунок 7 иллюстрирует высокие индексы задира растительных масел, для индустриального масла И-20 он равен 15 и этот индекс для льняного масла почти в 4 раза выше при показателе износа меньшем в два раза и при критической нагрузке в два раза большей [14].

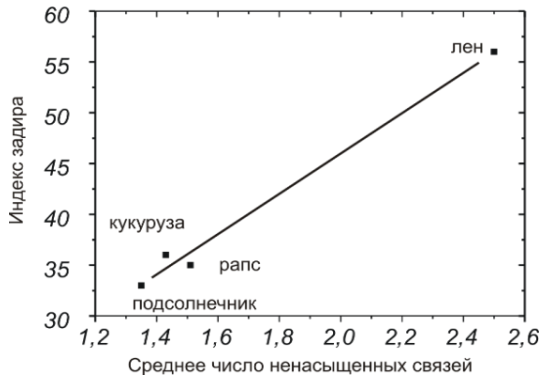


Рис. 7. **Индексы задира растительных масел в зависимости от их молекулярной структуры**

Большие перспективы для зеленой трибологии имеют и полимерные композиты, которые стремительно проникают во все области триботехники, заменяя традиционные смазки и металлы в самосмазывающихся узлах трения. Использование эффективных природных наполнителей, например наноглин и растительных компонентов, а также разработка биоразлагаемых полимеров позволяет решить актуальную проблему рециклинга полимерных изделий.

Выводы.

Трибология уже пережила молодость и возмужала в переходе от отдельных научных направлений к синтетическому подходу. Возможно, нам не дано увидеть общую теорию трения, но прогресс в методах анализа и расчетов позволяет быть оптимистами. Практические результаты и инженерные достижения позволяют уже сейчас говорить о значительных успехах в экономии энергии, материалов и людского труда, достигающих нескольких процентов ВВП развитых стран. «Зеленая» трибология развивается очень быстро с ее экологическими и биомедицинскими направлениями. Информационная составляющая трибологии, количество статей, книг и международных конференций растет взрывным образом, включая новые страны Азии, Латинской Америки, Африки и Австралию.

Работа выполнена при финансовой поддержке Белорусского фонда фундаментальных исследований (номер проекта Т18Р-061).

[1] Крагельский И.В., Щедров, В.С. Развитие науки о трении, М., Изд. АН СССР,1956.
[2] Буяновский И.А, Фукс И.Г. Шабалина Т.Н., ГРАНИЧНАЯ СМАЗКА: этапы развития трибологии, М., 2002.
[3] Дроздов Ю.Н., Юдин Е.Г., Белов А.И., Прикладная трибология, Москва, Эко-Пресс, 2010.
[4] Мышкин Н.К., Горячева И.Г., Трение и износ, т. 37, № 6, 2016.
[5] Holmberg K., Int. Conf. 50th anniversary of the “JOST Report”, London, 2016.
[6] Петроковец М.И., Мышкин Н.К., Чижик С.А.. Трение и износ, т.18, № 2, 1997, с 147-154.

[7] Горячева И.Г. Механика фрикционного взаимодействия, М., Наука, 2001.
[8] Горячева И.Г., Добычин М.Н., Трение и износ, т. 29, № 4, 2008.
[9] Мышкин Н.К., Григорьев А.Я., Кудрицкий В.Г., Зозуля А.П.. Информатика. – 2007. - № 3. - С. 41-50.
[10] Superlubricity, ed. by A.Erdemir and J.-M, Martin, Elsevier, 2007.
[11] Григорьев А.Я., Физика и микрогеометрия технических поверхностей, Минск, Беларуская навука, 2016.
[12] Шнейдер А.Ю. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом. — 2 изд. — Л.: Машиностроение, 1982. – с. 247.
[13] Мышкин Н.К., Кончиц В.В., Браунович М., Электрические контакты, Москва, Интеллект, 2008.
[14] Григорьев А.Я., и др., Трение и износ, т 37, №6, 2016, С. 755-759.

РАСЧЕТ КИНЕТИКИ ФОРМИРОВАНИЯ СМАЗОЧНОЙ ПЛЕНКИ ПРИ РЕЗАНИИ СТАЛИ В КОНТРОЛИРУЕМОЙ АТМОСФЕРЕ

Новиков В.В., Наумов А.Г., Раднюк В.С.

E-mail: novikov-ww@mail.ru

Ивановский государственный университет, Иваново, Россия.

Построена теоретическая модель, позволяющей оценивать кинетику формирования оксидной смазочной плёнки при резании стали и оптимизировать процесс резания, обеспечив снижение сил резания и износа инструмента. Установлено, что для смазочного действия чистого кислорода за счёт формирования разделительной защитной плёнки адсорбированного кислорода необходимо поддерживать давление более 10^{-2} торр.

Ключевые слова: силы резания, смазочно-охлаждающие технологические средства, смазывание, оксидная плёнка, кинетика.

CALCULATION OF THE KINETICS OF THE FILMS FORMATION FOR LUBRICATION WHEN CUTTING STEEL IN A CONTROLLED ATMOSPHERE

Novikov V. V., Naumov A. G., Radnuk V. S.

A theoretical model was constructed which based on these results. It allows to evaluate the kinetics of oxide formation of the lubricating film in the cutting of steel and to make the optimization of the cutting process for ensuring the reduction of cutting forces and tool wear. Studies have shown that for the manifestation of effective lubricating action of pure oxygen due to the formation of the separation of the protective film of adsorbed oxygen is necessary to maintain a pressure of more than 0.01 Torr.

Keywords: cutting, metalworking fluids, MWFs, lubricating, oxide films, kinetics.

Введение. В последнее время большое внимание уделяется применению в качестве СОТС атмосферного воздуха, в том числе подвергнутого предварительной активации [1, 2 и др.]. Наблюдаемый эффект объясняется облегчением условий трибосопряжения между инструментом и обрабатываемым материалом смазочным действием оксидных структур, инициатором образования которых являются активный кислород и гидроксильные группы, образующиеся в результате деструкции кислорода воздуха и водяных паров.

Авторами настоящей работы были проведены исследования по изучению смазочной способности наноразмерных йодсодержащих структур, предварительно сформированных в поверхности инструментов [3], эффективности применения микрокапсулированных СОТС [4], ионизированных воздушных потоков, имеющих в своем составе нанодозы органических и неорганических веществ [5] и другие. При этом установлено, что во всех случаях минимизированная подача СОТС не ухудшала стойкостные показатели инструментов и качество обработанных поверхностей. Кроме этого, зафиксировано существование определённого оптимального диапазона концентраций микродоз СОТС, в котором достигалась максимальная стойкость инструментов.

Вместе с тем, несмотря на большое количество исследований в настоящее время остаётся невыясненной кинетика формирования смазочной плёнки при резании металлов, что затрудняет теоретическое описание процесса формирования плёнки с достаточной несущей способностью.

Цель работы — построение математической модели, позволяющей оценивать кинетику формирования оксидной смазочной плёнки при резании металлов и оптимизировать процесс резания, обеспечив снижение сил резания и износа инструмента.

Теоретическая модель. Для первом этапе построения теоретической модели нам было необходимо описать характер контактного взаимодействия стружки с передней поверхностью инструмента. Схема процессов трения и смазывания при резании изображена на рис 1.

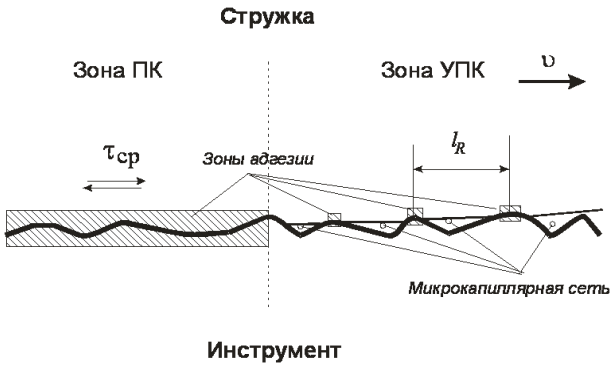


Рис. 1. **Схема процессов на контакте «стружка—инструмент»**

Условно зона контакта может быть разделена на два участка — участок пластического контакта и участок упруго-пластического контакта. На участке пластического контакта (ПК) поверхности стружки и инструмента плотно соприкасаются друг с другом, площадь фактического контакта равна номинальной площади контакта. В зоне упругопластического контакта (УПК) стружка начинает отрываться от поверхности инструмента. Плотный контакт со стружкой происходит только по вершинам микронеровностей поверхности инструмента. В зоне УПК возникают полости, которые объединяются в микрокапиллярную сеть, заполненную внешней средой. Молекулы среды адсорбируются на вновь образовавшуюся (ювенильную) поверхность движущейся стружки, формируя на ней смазочную пленку.

Для моделирования примем, что формирование пленки на поверхности стружки возможно только на свободных участках. Когда движущаяся стружка набегает на микронеровность, из-за процессов пластической деформации, вызванной трением, пленка разрушается. Поэтому процесс формирования пленки носит циклический характер. Время между периодическим разрушением пленки можно оценить по формуле

$$\tau_R = \frac{l_R}{\upsilon}, \qquad (1)$$

где υ — скорость движения стружки, l_R, — среднее расстояние между микронеровностями.

Важным является вопрос, какими свойствами будет обладать формирующаяся смазочная пленка. Если время цикла мало, то молекулы среды не успеют полностью заполнить свободную поверхность стружки. Тогда смазочная пленка не будет сплошной, что очевидно снизить ее прочностные свойства. Поэтому для смазочного действия важно, чтобы время контактного цикла «формирование — разрушение» было больше, чем время, при котором успевает сформироваться монослой.

Будем считать, что внешняя среда находится в газообразном состоянии и состоит из одинаковых молекул, представляющих собой идеальные сферы. Для оценки времени, необходимого для осаждения монослоя этих молекул из внешней среды за счет диффузии, мы воспользовались выражением, полученным нами ранее [6]:

$$\tau = \left[\frac{a_m}{C}\right]^2 \frac{1}{4D}, \qquad (2)$$

где C — объёмная доля, занимаемая молекулами газа в общем объёме среды, D — коэффициент самодиффузии молекул газа, a_m — диаметр молекулы.

Считая смазочную среду идеальным газом для вычисления величин, входящих в формулу (2), мы воспользовались известными соотношениями из теории газов [7].

После упрощений и сокращений было получено выражение для расчёта зависимости времени образования мономолекулярного адсорбированного слоя от давления, температуры, размеров и молярной массы молекул газа:

$$\tau = \frac{27}{a_m^2 p}\sqrt{\frac{kT\mu}{4\pi N_a}}, \qquad (3)$$

где k = 1,38·10^{-23} Дж/К — постоянная Больцмана; μ — молярная масса газа; N_a = 6,02·10^{23} моль$^{-1}$ — число Авогадро, T — абсолютная температура в зоне резания в Кельвина, p — давление в газе.

Графическое представление зависимости (3) при T = 300 К, диаметре молекулы a_m = 0,36 нм и молекулярной массе μ = 32 г/моль (кислород) дано на рис. 2

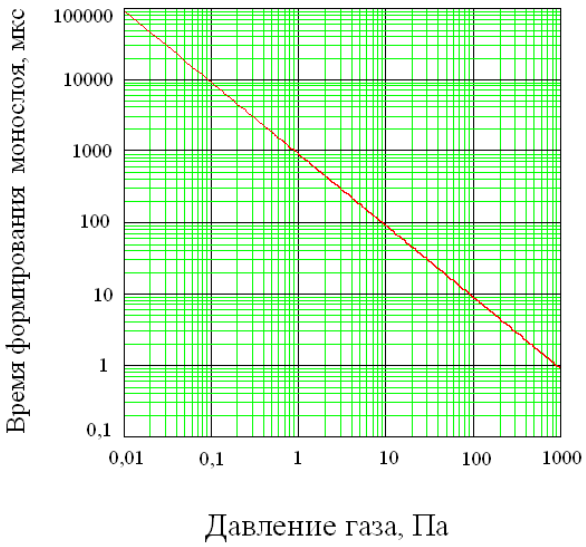


Рис. 2. **Зависимость времени, необходимого для формирования адсорбированного монослоя молекул кислорода на ювенильной поверхности от давления газа**

Например, при давлении p = 10^{-2} торр (1,32 Па) вычисляемое время формирования сплошной пленки адсорбцированного кислорода равно $\tau \approx 0{,}65$ мс. С ростом давления газа, время формирования слоя существенно снижается. При атмосферном давлении (10^5 Па) слой формируется за 10^{-8} *с*.

Эксперимент. Для проверки адекватности модели был проведен эксперимент по строганию пластин их стали 45 резцами из быстрорежущей стали Р6М5 при скорости резания υ = 2 *мм/с* и глубине резания t = 0, 05 *мм*. Станок был размещен в вакуумном посте ВУП-4, котором контролировался состав и давление газа.

Анализ полученных результатов показал, что в рассматриваемом случае силы резания (рис. 3) при использовании в качестве СОТС чистого кислорода уже при давлении 10^{-2} *торр* имели одинаковую величину по сравнению с использованием воздуха при более высоком давлении 10^{-1} *торр*, что обусловлено более низкой концентрацией кислорода в воздухе. При уменьшении давления силы резания возрастали, что очевидно обусловлено недостатком образующихся оксидных плёнок, в результате чего адгезионные взаимодействия между рабочими поверхностями инструмента и обрабатываемым материалом увеличивались. Таким образом, проведённые исследования показали, что при давлении 10^{-2} торр и более в рассматриваемых условиях резания, количество кислорода вполне достаточно для образования смазочных плёнок, способных оказать эффективное действие на процесс резания.

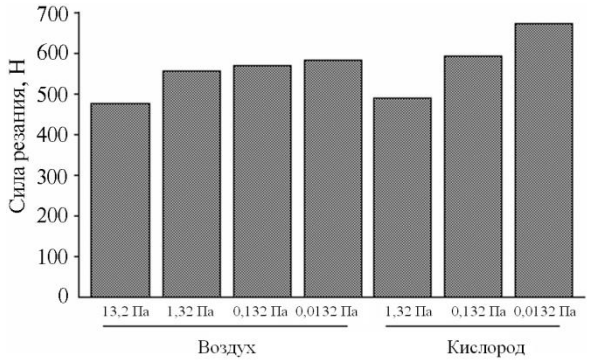


Рис. 3. **Влияние давления газа на силы резания при строгании стали 45**

Ранее из построенной модели мы вычислили, что при давлении 10^{-2} *торр* время формирования мономолекулярного слоя составляет 0,65 *мс*. Подставляя в формулу (1) скорость резания эксперимента υ = 2 *мм/с* и расстояние между микронеровностями l_R = 1 *мкм*, получаем $\tau_R \approx 0{,}5$ *мс*.

Можно видеть, что полученная оценка времени формирования монослоя кислорода на ювенильной поверхности за счет диффузии при пониженном давлении, достаточном для эффективного смазывания при резании, практически совпадает оценкой промежутка времени между воздействиями на участок поверхности единичных микронеровностей инструмента.

Таким образом, построенная теоретическая модель позволяет объяснить, почему именно при давлении кислорода в 0,01 *торр* начинает наблюдаться эффективное смазочное действие кислорода и почему его не наблюдается при более низких давлениях. Снижение давления газа приведёт к ситуации, когда адсорбированная смазочная кислородная плёнка на ювенильной поверхности не будет успевать покрывать ювенильную поверхность полностью, не будет сплошной. Её антиадгезионные свойства будут резко снижаться, силы трения возрастать, что и наблюдается в эксперименте.

Для условий реального резания при обработке со скоростью резания в 1 *м/с* и характерной для этой скорости температуры в зоне резания 800 *К* давление кислорода в газовой смеси должно быть не менее 1,4 *кПа* или около 1,4 % от атмосферного (рис. 4).

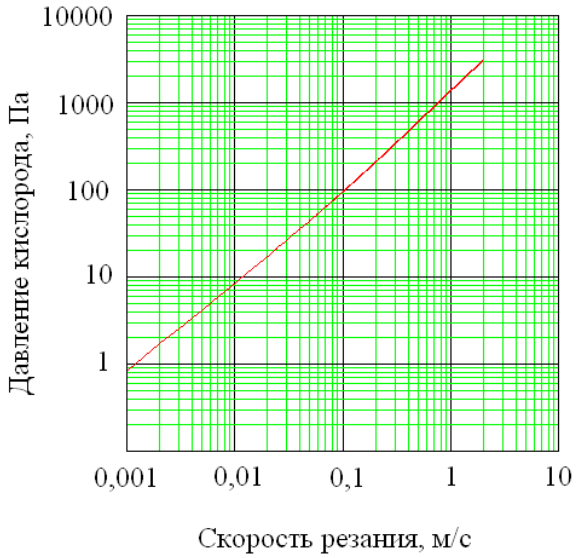


Рис. 4. **Влияние скорости резания на давление кислорода, необходимое для формирования сплошной смазочной пленки**

Известно, что концентрация кислорода в воздухе составляет около 21 %. Поэтому, на основании расчета можно сделать вывод о том, что при резании в нормальных условиях при атмосферном давлении поверхность элементов стружки с нарушенным смазочным слоем будет успевать покрываться мономолекулярной пленкой адсорбированного кислорода в промежуток до следующего контакта с микронеровностями.

Вывод. Построенная модель позволяет адекватно объяснить результаты эксперимента по резанию в контролируемой атмосфере при низких давлениях газа.

Расчет показал, что при резании на воздухе в нормальных условиях кислорода в воздухе достаточного, чтобы в процессе резания на поверхности формировалась смазочная пленка из адсорбированных молекул кислорода.

[1] Бедункевич В.В. Повышение эффективности применения режущих инструментов из сверхтвёрдых материалов и металлокерамики на основе метода сухого электростатичекого охлаждения // Изв. ВУЗов. Машиностроение. 2003, № 7, 41-47.

[2] Курносов Н.Е., Тарнопольский А.В., Асосков А.С. Совершенствование технологии механической обработки с использованием вихревой ионизации воздуха // Известия ВУЗов. Поволжский регион. Технические науки. — 2013, № 1, 85-93.

[3] Латышев В. Н., Наумов А. Г., Раднюк В. С. Трибологические свойства соединений йода, предварительно сформированных в поверхности быстрорежущих инструментов // Трение и износ. — 2007 (28), № 5, 441-448.
[4] Наумов А. Г. Улучшение экологии процессов лезвийной обработки металлов // Станки и инструмент. — 2002, № 7, 913.
[5] Наумов А.Г., Латышев В.Н., Комельков В.А. Влияние микродоз масла И-20А на эффективность ионизированной воздушной СОТС // Металлообработка. 2006. № 5-6. С. 18-20.
[6] Новиков В. В., Сырбу С. А. Кинетика формирования граничного смазочного слоя в зоне контакта стружка-инструмент при резании металлов // Трение и износ. — 2016 (37), № 3, 318-327.
[7] Физические величины: Справочник / Под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. — М: Энергоатомиздат. — 1991.

ТЕХНОЛОГИЯ БЕЗЫЗНОСНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ - ИТОГИ 15 ЛЕТ ПРИМЕНЕНИЯ

Новиков В.И.

E-mail: info@venchur-n.ru

ООО "Венчур-Н", Москва, Россия.

В 80-х годах прошлого века в СССР были открыты уникальные способности природных минералов серпентинитов и трибополимеробразующих присадок противостоять трению и износу. Россия получила шанс раз и навсегда решить свои финансовые проблемы за счет прорывного вывода на мировой инновационный рынок технологии безызносной эксплуатации. В условиях нарастающего давления внешних санкций возможно - это единственный шанс защитить российскую экономику.

Ключевые слова: безызносность, продажи, маркетинг, сеть, экспорт, контрсанкция.

THE WEARLESS OPERATION TECHNOLOGY - 15 YEARS APPLICATION RESULTS

Novikov V.I.

In the last century eighties in the USSR natural serpentinites and tribopolymer-forming additives friction and wear withstanding unique abilities were discovered. Russia has got chance once and for al to solve its financial problems due to the wearless operation technology breakthrough launch to the world innovative market. In the external sanctions increasing pressure conditions - perhaps it is the only ability to protect the Russian economy.

Keywords: wearlessness, sales, marketing, network, export, countersanction.

Нет пророков в своем Отечестве!

Судьба подарила России уникальный шанс раз и навсегда решить свои финансовые и экономические проблемы за счет мощного, действительно прорывного выхода на мировой инновационный рынок. Однако мы не ищем легких путей.

Наиболее естественным и наиболее эффективным способом добиться успеха на инновационном рынке было бы:

- проведение инновационной рационализации хозяйственной деятельности российских предприятий путем массового внедрения ресурсо, энерго, топливо сберегающих продуктов и технологий, что даст уменьшение на 50% удельных расходов на эксплуатацию оборудования и автотракторной техники с годовым экономическим эффектом, достигающим 200 рублей на рубль затрат;
- вывод на мировой рынок своего опыта финансового оздоровления в качестве инновационного товара.

Наш многолетний опыт работы с российскими предприятиями всех форм собственности во всех секторах экономики свидетельствует о том, что такой путь к успеху на инновационном рынке вызывает ожесточенное сопротивление технического персонала во главе с техническим директором, главным инженером, главным механиком и главным энергетиком, поскольку сопровождается "обнулением" финансовой базы для получения "откатов".

Повсеместное безумное увлечение "откатами" сделало нашу экономику абсолютно неэффективной. За последние 26 лет повсеместно затраты на капитальный, текущий ремонт и обслуживание оборудования и техники были увеличены в 2 раза относительно нормативов 1991 года для того, чтобы получать 10% от неоправданно раздутых издержек в виде «откатов», выбрасывая 90%, буквально, на ветер.

Бюджет страны недополучает налоги, поскольку завышение издержек уменьшает налогооблагаемую базу. Масштаб бедствия хорошо понимал А. Л. Кудрин, который в 2011 г., при средней цене нефти в $110, предсказывал дефицит бюджета РФ в 2015-2016 годах.

Исправить ситуацию можно очень быстро, заставив предприятия вернуться к нормативам 1991 г. под угрозой уголовного наказания за уход от уплаты

налогов. Реально накопившийся износ механических узлов всех видов оборудования, автотракторной техники и электрического транспорта можно устранить с помощью нашей технологии безызносной эксплуатации (ТБЭ) и смазочных материалов с восстановительным эффектом, содержащих антифрикционную ресурсовосстанавливающую композицию (АРВК).

АРВК и ТБЭ прошли с 2000 г. успешную апробацию на предприятиях ОАО «Мосэнерго», ГУП «Мостеплоэнерго», ГУП «Мосгортранс», ГУП "Мосавтотранс", АО «Мосводоканал»; на предприятиях Минобороны, Минсельхоза, Росавиакосмоса, ОАО «НК «Роснефть»» (Удмуртнефть), ОАО «ЕВРОЦЕМЕНТ груп» и многих других.

В 2004 г. Департамент топливно-энергетического хозяйства (ДТЭХ) города Москвы рекомендовал более широко использовать нашу технологию на предприятиях ДТЭХ, в том числе, на автотранспорте.

Мы экспортируем АРВК в Европу, восстановлено 11000 двигателей легковых автомобилей. АРВК прошла успешные испытания на предприятиях Беларуси, Украины, Узбекистана, Болгарии, Чили, Афганистана, США, Индии.

АРВК и ТБЭ - что это?

В 80-х годах прошлого века в СССР были открыты уникальные способности природных минералов серпентинитов и трибополи-меробразующих (ТПО) присадок противостоять трению и износу.

Порошок серпентинита - гидролизованного силиката магния - с размером частиц, примерно, 5 мкм размешивается в любом масле до образования суспензии. С помощью масла серпентинит попадает в зазоры между всеми трущимися деталями и внедряется в контактирующие поверхности под действием взаимного контактного давления.

Интенсивность внедрения серпентинита в поверхность пропорциональна локальному давлению в пятне контакта. Поэтому вызванные износом деталей биения стимулируют внедрение силиката магния именно в наиболее изношенные участки поверхности, что приводит к восстановлению правильной формы и размеров деталей. Процесс внедрения автоматически прекращается при достижении исходных формы и размеров и при снижении шероховатости, поскольку контактное давление уменьшается более, чем в 30 раз, и принимает значение ниже порогового.

Зафиксировано восстановление размеров и формы изношенных деталей из стали и чугуна на величину порядка 1000 мкм. Одновременно происходит "остекловывание" поверхности, которое сопровождается повышением твердости поверхностей до HRC 56-60 и снижением шероховатости до Ra = 0.1-0.15 мкм.

В результате, достигается оптимальное сочетание твердости и гладкости поверхности, коэффициент трения снижается до 0.001, минимизируются энергетические потери на трение, резко уменьшается температура само разогрева поверхностей трения.

ТПО - присадки способны мгновенно прекращать зацепление вершин микронеровностей и развитие царапин на любых металлических поверхностях вследствие способности трибополимеров формировать «заплатку» на поверхности царапин, надежно закрывающую начавшее формироваться пятно износа.

В 2003 г. исследования, проведенные специалистами Института машиноведения РАН и *ООО «Венчур-Н», показали, что в композиции триботехнические свойства серпентинита и ТПО-присадок синергетически усиливаются.

Новую композицию назвали антифрикционной ресурсовосстанавливающей композицией (АРВК) Antifriction regenerative composition (ARC) [1,2]. На АРВК получен российский патент, принадлежащий Институту машиноведения РАН и ООО «Венчур-Н». АРВК производится промышленно в количествах, определяемых спросом, в соответствии с ТУ 0254-001-29439337-2003.

АРВК добавляют в любое смазочное масло (20 мл на литр масла). На восстановление двигателя легкового автомобиля необходимо потратить не более 680 руб. Этот факт дает общее представление о стоимости обработки.

Однократного добавления АРВК достаточно для пробега **60-80 тыс. км** автотракторной техники, независимо от замены масла, или для работы в течение **18 месяцев** других видов оборудования. Затем АРВК добавляют повторно. Сочетание рекордной износостойкости с периодической восстановительной обработкой обеспечивает **реально безызносный** режим эксплуатации механического оборудования и автотракторной техники.

Разработаны и производятся все виды смазочных материалов с АРВК, включая основные:

1. Универсальная смазка **"Политерм-многоцелевая-АРВК",** содержащая АРВК, работает до замены 5 лет, восстанавливает изношенные детали, уменьшает вибрацию и температуру саморазогрева. Рабочий температурный диапазон -60 – +130; -30 – +250 ^{o}C, повышенная стойкость к вымыванию и к агрессивным воздействиям, рекордная несущая способность.
2. АРВК для топлива
3. Суспензия с АРВК для нанесения твердых смазочных покрытий (ТСП).
4. По согласованному заданию мы можем поставлять СОЖ с АРВК, самосмазывающиеся уплотнения с АРВК на основе полиуретановых эластомеров, высокотемпературные пасты с АРВК и многое другое.

*ООО "Венчур-Н" является головным предприятием международного инновационного холдинга "Homo responsabilis", специализируется на разработке, производстве и организации продаж

инновационной продукции и технологий только по рекомендациям своего центра маркетингового анализа, с гарантированным спросом на мировом инновационном рынке.

Основная цель холдинга - насыщение экономик развивающихся стран инновационными продуктами и технологиями для ресурсосбережения, энергосбережения и экономии топлива, позволяющими удерживать интенсивность загрязнения окружающей среды на уровне, меньшем способности природы к самовосстановлению. Возможно, это единственная реальная возможность избежать всемирной экологической катастрофы.

Холдинг создает принципиально новый экологический инновационный рынок - рынок средств борьбы с катастрофическими последствиями деятельности традиционного рынка.

Технология безызносной эксплуатации

На основе смазочных материалов с восстановительным эффектом, содержащих АРВК, разработана технология безызносной эксплуатации (ТБЭ) всех видов механического оборудования, техники, транспорта [3-5].

Реальная возможность эксплуатации механических узлов без износа позволяет отказаться от режима планово-профилактического обслуживания оборудования с ежегодной, по регламенту, разборкой-сборкой. Обслуживание по фактическому состоянию, на основании диагностических показаний, уменьшает стоимость и повышает надежность эксплуатации оборудования.

В связи с этим, нами разработана оригинальная методика вибродиагностики [6]. Основное ее преимущество заключается в том, что она основана на применении недорогого компактного виброметра, а интерпретация результатов измерений становится доступной пониманию рядовых механиков и мастеров.

Универсальный характер технологии позволяет восстановить ресурс, продлить срок службы и обеспечить надежность эксплуатации предельно изношенного механического оборудования и техники во всех отраслях экономики: в энергетике, в ЖКХ, на транспорте, в сельском хозяйстве, в нефте, угле и газодобыче, в промышленности, в личном подсобном хозяйстве и т. д.

Восстанавливается, увеличивается и выравнивается по цилиндрам компрессия в ДВС и в компрессорах; устраняется износ, уменьшается шум, вибрация, температура само разогрева в трансмиссии, в редукторах, в мультипликаторах, в турбодетандерах, в гидравлических системах, во всех видах приводов и подшипников качения, вообще, в любых механических узлах; устраняется перегрев цапфовых и всех видов подшипников скольжения.

ТБЭ гарантирует восстановление в процессе эксплуатации изношенных механических деталей и уменьшение количества их ремонтов на 50%; увеличение срока их службы в 2-3 раза; уменьшение расхода электроэнергии на 10%, уменьшение расхода топлива и масел на 20%; увеличение производительности техники и оборудования на 20-30%.

В результате, ТБЭ обеспечивает **50%** уменьшение удельных расходов на эксплуатацию всех видов механического оборудования и автотракторной техники.

Экономические и финансовые выгоды от применения АРВК и ТБЭ

1. Экономика любой страны в результате повсеместного применения АРВК и ТБЭ получит экономическую выгоду в объеме 5% от ВВП страны.

Главное, страна получит источник постоянно нарастающих доходов в объеме, превышающем $10 млрд. в год, за счет:

- сначала, реэкспорта инновационных продуктов и технологий из России;
- затем, и экспорта путем совместной разработки, производства и организации продаж инновационной продукции и технологий только по рекомендациям центра маркетингового анализа, с гарантированным спросом на мировом инновационном рынке.

2. Города страны смогут преодолеть свои экологические проблемы.

Экологическая эффективность ТБЭ обусловлена 20% уменьшением расхода топлива, 50% уменьшением вредных выбросов по параметру СН и возможностью уменьшения количества автотранспорта.

Восстановление компрессии двигателей сопровождается 12% уменьшением расхода топлива (зафиксировано в Европе). Дополнительное 10% уменьшение расхода топлива обеспечивается применением АРВК для топлива - модификатора горения. Поэтому мы гарантируем 20% суммарное уменьшение расхода топлива.

50% уменьшение количества вредных выбросов обусловлено более полным сгоранием топлива при восстановлении компрессии и модификацией горения. Возможность уменьшения количества автомобилей обусловлена

- уменьшением простоев на ремонт;
- восстановлением мощности двигателей;
- сверх того, увеличением на 20% мощности двигателей за счет модификации горения.

Улучшат свое финансовое положение за счет:

- экспорта муниципальными предприятиями своего успешного опыта преодоления проблем загрязнения воздуха выбросами автомобилей и уменьшения расходов на энергетические и коммунальные нужды;
- организации реэкспорта инновационных продуктов и технологий из России.

3. Предприятия, предприниматели, индивидуальные владельцы механического оборудования, автотракторной, мото и электро техники получат выгоду в виде уменьшения в 2-3 раза расходов на эксплуатацию, ремонт и приобретение новой техники.

Предприятия улучшат свое финансовое состояние и значительно увеличат доходы от экспорта за счет:
- улучшения конкурентоспособности в результате уменьшения расходов;
- реэкспорта Российских инноваций;
- экспорта предприятиями своего успешного опыта инновационной рационализации хозяйственной деятельности.

Сейчас решается главный вопрос - какая страна первой получит выгоды от применения АРВК и ТБЭ: Россия, Индия, Китай или ...?

Заключение

Предлагаемая вниманию уважаемых коллег статья только на первый взгляд носит характер рекламы. Откатное безумие давно заставило нас отказаться от поиска покупателей в России.

Моя цель - убедить наиболее активных представителей научного сообщества освоить навыки инновационного маркетинга, научиться организовывать продажи наукоемких продуктов и технологий.

Каждая научная организация, каждое предприятие с мировой известностью может построить свой сектор сети продаж, используя потенциал доверия со стороны иностранных партнеров к своему бренду [7].

Следующим шагом будет создание региональных Центров инновационного экспорта (подробности в моей статье "Наука - главная производительная сила российской экономики - мечты или реальность"), интегрирующих потенциал доверия к брендам предприятий, организаций, городов и самого региона. Затем Вы поможете коллегам в зарубежных странах создать Центры реэкспорта российских инноваций.

Общими усилиями мы можем достаточно быстро построить международную сеть продаж, с помощью которой выведем на мировой инновационный рынок тысячи российских разработок.

В условиях нарастающего давления внешних санкций доходы с инновационного рынка - единственный шанс решить финансовые проблемы страны, единственный шанс гарантированно достигнуть объёма экспорта (в стоимостном выражении) несырьевых неэнергетических товаров в размере 250 млрд. долларов США в год.

Более того, ТБЭ дает возможность
- завоевания более 25% мирового рынка сервиса автотракторной техники и механического оборудования всех видов;
- завоевания более 25% мирового рынка смазочных материалов.

В результате, ведущие производители из стран G7 потеряют десятки миллиардов долларов США. Перспективы развития этой мощной контр санкции отрезвят всех любителей наказывать Россию.

Все прогрессивно мыслящие, патриотически настроенные, наконец, просто честные и порядочные руководители, специалисты, ученые, граждане должны осознать свою личную ответственность за будущее России.

В связи с этим, я предлагаю читателям этой статьи пройти тест на готовность к инновационному мышлению, а именно, преодолеть свою зависимость от привычек, стереотипов и предубеждений и постараться объективно оценить полезность и важность моих предложений для оздоровления экономики России.

[1] Повышение антифрикционных и противоизносных свойств смазочных материалов путем введения композиций присадок различной природы и происхождения – Ю.Н. Дроздов, И.А. Буяновский, Ю.В. Гостев, Р.Н. Заславский, В.И. Новиков // Сб. докладов международного конгресса «Механика и трибология транспортных систем - 2003». В 2-х т. т. 1. Ростов на Дону: РГУПС, 2003. с. 323-327.

[2] Новая противоизносная и антифрикционная ресурсовосстанавливающая композиция присадок к смазочным материалам. Ю.Н. Дроздов, И.А. Буяновский, М.Н. Зеленская, Ю.В. Гостев, В.И. Новиков, Р.Н. Заславский // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2004. № 5. с. 50-53.

[3] Новиков В.И. Новое поколение смазочных материалов с восстановительным эффектом, обеспечивающих реально безызносный режим эксплуатации механического оборудования. - В трудах Международной конференции «Нанотехнологии и их влияние на трение, износ и усталость в машинах», 14-15 декабря 2004 г, Москва, ИМАШ РАН.

[4] Новиков В.И. Противоизносное действие граничной смазки в новом поколении смазочных материалов с восстановительным эффектом // Сб. докладов научно-практической конференции «Трибология – машиностроению», 21 сентября 2006 г., Москва, ИМАШ РАН.

[5] Заславский Р.Н., Новиков В.И. Опыт практического применения технологии безызносной эксплуатации узлов трения // Сб. материалов научно-технической конференции «Трибология – машиностроению» с участием иностранных специалистов, посвящённая 70-летию Института машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, 1-2 октября 2008 г., Москва, ИМАШ РАН.

[6] Новиков В.И. Оригинальная методика вибродиагностики узлов трения как составная часть технологии безызносной эксплуатации // Сб. докладов научно-технической конференции «Трибология – машиностроению 2010», посвящённая 120-летию со дня рождения проф. М.М. Хрущова, 7-9 декабря 2010 г., Москва, ИМАШ РАН.

[7] Новиков В.И. Сетевой маркетинг как инструмент вывода российских инновационных продуктов на мировой рынок // Трибология – машиностроению: Труды десятой юбилейной Всероссийской научно-технической конференции с участием иностранных специалистов, 19-21 ноября 2014 г., Москва, ИМАШ РАН, издательство "Перо", М., 2014 г., с. 91.

НАУКА - ГЛАВНАЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНАЯ СИЛА РОССИЙСКОЙ ЭКОНОМИКИ - МЕЧТЫ ИЛИ РЕАЛЬНОСТЬ

Новиков В.И.

E-mail: info@venchur-n.ru

ООО "Венчур-Н", Москва, Россия.

Превращение науки в главную производительную силу российской экономики надо начинать с создания инфраструктуры организации продаж наукоемких продуктов и технологий, с освоения учеными навыков инновационного сетевого маркетинга. Необходимо создавать Центры инновационного экспорта, необходимы примеры организации продаж инновационных продуктов, чтобы этот успешный опыт стал достоянием масс.

Ключевые слова: продажи, маркетинг, сеть, экспорт, массовость.

SCIENCE - THE MAIN PRODUCTIVE FORCE OF THE RUSSIAN ECONOMY - DREAMS OR REALITY

Novikov V.I.

Transformation of science into the Russian economy main productive force should be begun with high-tech products and technologies sales organization infrastructure creation, with scientists' innovative network marketing skills mastering. It is necessary to create Innovation Export Centers, we need innovative products sales organizing examples so that this successful experience will become available to the masses.

Keywords: sales, marketing, network, export, large-scale participation.

Все знают, что наиболее эффективным решением российских экономических и финансовых проблем был бы перевод экономики с сырьевого на инновационный сценарий развития.

Сценарий инновационного развития экономики, представленный В.В. Путиным в выступлении 08.02.2008, затронул коррупционные интересы подавляющего большинства чиновников федеральных и региональных министерств и стал жертвой их саботажа. В результате, Россия лишилась главного резерва в решении своих экономических и финансовых проблем - доходов с инновационного рынка.

08.02.2008 было совершенно справедливо сказано: "Реальные результаты в построении инновационного общества должны стать главным критерием оценки работы всей государственной машины. Между тем сегодняшний госаппарат является в значительной степени забюрократизированной, коррумпированной системой, не мотивированной на позитивные изменения, а тем более на динамичное развитие".

За прошедшие годы ничего не изменилось. Это трагедия, когда великая страна не может прокормить себя своим интеллектом. Я со всей ответственностью эксперта по инновациям заявляю, что в России нет объективных препятствий на пути инновационных преобразований экономики. Есть искусственно созданные коррупционные препятствия. Пора положить конец коррупционному безумию.

Как пробудить спящих гигантов?

Это образное выражение О.В. Фомичев (бывший статс-секретарь – заместитель министра экономического развития РФ) применил в отношении инновационного развития крупных госкомпаний. Моя многолетняя практика (с 2001 года) позволяет мне утверждать, что к спящим гигантам можно отнести и федеральные министерства, правительства регионов, профильные комитеты ГД и СФ, ТПП РФ, «Опору России», "Деловую Россию", РЭЦ, РВК и все остальные организации, в какой-либо степени причастные к инновационной деятельности.

Более того, что в России считается инновационной деятельностью, к инновациям не имеет никакого отношения, поскольку еще в 1998 г. из официальной практики было исключено понятие нововведений.

Все ограничивается административной, финансовой, информационной поддержкой новых исследований и разработок и чем-то абстрактным, называемым коммерциализацией. В результате, общими усилиями чиновников всех уровней была создана удобная в употреблении схема "распиливания" немалых бюджетных поступлений.

По определению, инновация – это нововведение, введение нового наукоемкого товара на рынок, инновация и успех на рынке – неразделимы. Нововведению предшествует создание новшеств, т.е. новых разработок, технологий, изобретений. Трудоемкость этого процесса составляет, примерно, 5% от общего объема усилий. А 95% требуется, чтобы вывести новый товар на рынок.

С.Фокин образно оценил это соотношение: «Изобретение и инновация имеют столько же общего, сколько Божий дар с яичницей. Новшество или изобретение является лишь начальным пунктом инновационного процесса, который требует много

времени, денег, доступа к различным рынкам и блестящей интуиции».

Таким образом, инновация – это, прежде всего, маркетинг, т. е. грамотная организация продаж наукоемких товаров. Единственным объективным критерием успеха инновационной деятельности на предприятии, в холдинге, в стране является рост продаж на мировом рынке, соответственно, рост инновационного экспорта.

Начнем с того, что, по примеру развитых стран, мы должны вкладывать в науку, чтобы иметь достаточное количество новшеств, не менее 2% от ВВП, лучше 3%, где 75% от общей суммы должны составлять частные инвестиции. Мы тратим на науку 0.4 % от ВВП, при этом 63% приходится на долю государства. Частный бизнес не вкладывает деньги в науку потому, что нет продаж, нет нововведений.

Таким образом, превращение науки в главную производительную силу российской экономики, о чем много говорит Президент РАН А.М. Сергеев, и для чего, надо полагать, создано новое Министерство науки и высшего образования, надо начинать с создания инфраструктуры организации продаж наукоемких продуктов и технологий с максимально возможным участием научных организаций, с освоения учеными навыков инновационного маркетинга.

Мы должны осознать простую истину, что успехи развитых стран в развитии экономики по инновационному сценарию обусловлены прежде всего тем, что инфраструктура организации продаж в этих странах развивалась естественным путем, начиная с первой половины 19 века. У нас в стране такой инфраструктуры нет, и никто не занимается ее построением, поскольку понятия нововведения в официальных документах нет. Нам необходимо создать инфраструктуру организации продаж за 2-3 года, иначе Россию задушат санкциями.

Процесс организации продаж характеризуется двумя важными моментами:

- наиболее эффективное продвижение на мировой рынок готовых наукоемких разработок;
- грамотный анализ потребностей, тенденций развития мирового инновационного рынка и подготовка целеуказаний для отечественных исследователей и разработчиков, гарантирующих успех будущих продаж.

Добиваться успеха на инновационном рынке можно с помощью агрессивной массированной рекламы, требующей вложения миллионов долларов. А можно использовать преимущества сетевого маркетинга [1], когда каждое звено сети продвигает товар знакомым лицам, предприятиям или странам **на основе потенциала доверия и неформальных отношений.**

В каждой стране, каждый город, каждая организация, каждое предприятие с мировой известностью может построить свой сектор сети продаж, используя потенциал доверия со стороны иностранных партнеров к своему бренду, используя доверительные неформальные отношения. И никто другой не сможет обратить их потенциал доверия в золотую монету.

Можно начать с того, что несколько научных организаций с мировой известностью создадут у себя Центры инновационного экспорта (ЦИЭ). Для работы Центра необходимо подобрать 2-3 молодых энергичных сотрудников, владеющих английским языком, сочетающих знание естественных и технических наук и способность усвоить основы инновационного маркетинга. Задача сотрудников

- создать постоянно действующие презентационные площадки для демонстрации эффекта от применения инновационных продуктов и технологий;
- обобщать положительный опыт применения российских инноваций на предприятиях всех стран мира.

Необходимо привлечь внимание к работе презентационных площадок и к результатам проводимых испытаний посольств всех стран мира, потенциальных покупателей, административных структур всех уровней, всех видов СМИ, социальных сетей, сообществ и форумов в интернете; международных организаций.

Достаточно продемонстрировать хотя бы на одном российском предприятии пример успешной работы ЦИЭ и разработать механизм тиражирования этого успеха на остальных предприятиях.

На первом этапе, мы предоставим для экспорта апробированные на рынках Европы и других стран, не имеющие конкуренции в мире продукты и технологии.

Одновременно с началом работы ЦИЭ мы начнем обучение выделенных сотрудников этих организаций навыкам анализа перспектив продвижения на мировой рынок собственных разработок организаций и выяснения условий успешных продаж.

В нашем холдинге разработана концепция прорывного успеха России на мировом инновационном рынке. У нас с Вами есть возможность уже в 2018-2020 г.г., а не в отдаленном 2035 г. "обеспечить продвижение российских технологий и инновационных продуктов на новые рынки, рост доходов от экспорта высокотехнологичной продукции ... и, как следствие, усиление влияния и конкурентоспособности России в мире." (Стратегия научно-технологического развития Российской Федерации, раздел V, ст. 36, г).

Кому много дано, с того много и спрашивается

Сегодня интеллектуальная элита России - чиновники, ученые - проходит тест на разумность. Можно продолжать заниматься своими делами, делишками, не особенно задумываясь о судьбе страны, и остаться у разбитого корыта.

В свое время США добились развала СССР, реализовав свою профессионально подготовленную программу, включающую снижение цен на нефть, принятие санкций, подрывную деятельность и

многое другое. Сейчас они пытаются задушить Россию, действуя по отработанному и апробированному сценарию.

Россия находила ответы на многие, не менее серьезные вызовы. Мы обязаны достойно ответить и на этот вызов.

Я потратил годы, чтобы найти понимание в федеральных министерствах, в правительствах регионов, в администрациях городов, у владельцев и руководителей корпораций - без результата. Нет оснований думать, что чиновники захотят хоть на время забыть о своих коррупционных схемах и положат все силы на спасение страны.

Я вижу один выход из катастрофического положения - создавать как можно больше положительных примеров организации продаж инновационных продуктов и технологий, чтобы этот успешный опыт стал достоянием масс, чтобы его подхватили по всей стране.

Наше спасение - в наших руках!

[1] Новиков В.И. Сетевой маркетинг как инструмент вывода российских инновационных продуктов на мировой рынок// Трибология – машиностроению: ИМАШ РАН, М., 2014, 91.

СВЕРХНИЗКОЕ ТРЕНИЕ ЛЕГИРОВАНЫХ КОМПОЗИЦИЙ

[1]Ноженков М.В.

E-mail: technomt@technom-t.ru

[1]ЗАО “Техном-Т”, Москва, Россия.

Исследовано влияние технологических параметров на свойства покрытий, наносимых ионно-плазменными методами. Обнаружено явление сверхнизкого трения, получены композиционные покрытия, обладающие высокими антифрикционными свойствами. Предложена модель роста кристаллов при нанесении покрытий.

Ключевые слова: покрытия, вакуум, износ, рост кристаллов, диссипация, сверхнизкое трение.

SUPER LOW FRICTION OF DOPED COMPOSITION

Nozhenkov M.V.

The influence of technological parameters on the properties of coatings applied by ion-plasma methods is studied. The phenomenon of ultralow friction was discovered, composite coatings with high antifriction properties were obtained. A crystal growth model is proposed for the application of coatings.

Keywords: coating, vacuum, wear, crystal growth, dissipation of energy, super low friction.

С целью повышения износостойкости и антифрикционных свойств в технике применяются защитные покрытия, наносимые различными методами. Свойства рабочих поверхностей используемых в современном машиностроении нержавеющих сталей аустенитного класса и титановых сплавов можно улучшить путем применения многослойных покрытий. Композиционные покрытия на основе переходных металлов наносились магнетронным и высокочастотным катодным распылением. Явление сверхнизкого трением исследовано в работах [1-5], где было установлено подобие ряда явлений (сверхнизкое трение, сверхпроводимость, сверхтекучесть) и определены критерии подобия как соотношение количества двух фаз (потоков частиц) с различными свойствами.

В данной работе покрытия на основе переходных металлов IY-YI групп Периодической системы, в частности, оксидов хрома, нитридов молибдена, дихалькоге-нидов молибдена и вольфрама (MoS_2, $MoSe_2$, WS_2 и WSe_2) были нанесены вакуумными ионно-плазменными методами. Триботехнические испытания были проведены на воздухе при нормальных условиях на машинах трения УГС-1. Испытания по схеме диск—сфера (диаметр сферы 9,0 мм) производились при нагрузке 3,0 Н, скорость скольжения была постоянной и равной 0,019 м/с. Покрытия наносились при температурах подложки от 283 до 1573К на полированные образцы из компактной керамики Al_2O_3, стали ШХ-15, стали 12Х1810Т, титановые сплавы. Структура покрытий была исследована методом дифракции электронов на отражение в электронографе ЭМР-102М, морфологию поверхности изучали с помощью электронных микроскопов JXA-841 и JSM-35C. Исследования элементного состава полученных покрытий были проведены методом спектроскопии характеристического рентгеновского излучения (JEM-100C с приставкой CEVEX) и методом рентгеновской фотоэмиссионной спектроскопии (ESCALAB-5) (1-6). Исследованиями установлено, что при изменении температуры подложки происходило формирование аморфных, поликристаллических или текстурированных покрытий.

Ориентация кристаллитов с осью $[10\bar{1}0]$, перпендикулярной поверхности подложки, наблюдалась для MoS_2, $MoSe_2$, WS_2, WSe_2 в температурном диапазоне 473-973K и с осью $[11\bar{2}0]$ – для MoS_2 при T= 673-773K. Текстура роста с осью $[10\bar{1}0]$ формировалась во всех дихалькогенидах, тогда как текстура с осью $[11\bar{2}0]$ была обнаружена в покрытиях из дисульфида молибдена в температурном диапазоне 673-773K.

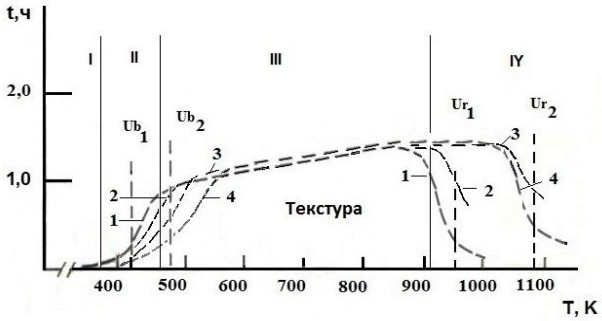


Рис. 1. **Зависимость долговечности покрытий на основе дихалькогенидов на образцах из Al_2O_3 от температуры подложки и триботехнических испытаниях по схеме диск-сфера.**
***1* – MoS_2; *2* – $MoSe_2$; *3* – WS_2; *4* – WSe_2; I – Аморфная структура; II - Поликристалл; III – Текстура; IY – Область разложения дихалькогенида MX_2 на металл и халькоген; $U_{b1,2}$ – потенциальный барьер поверхности MoS_2 и WSe_2; $U_{r1,2}$ – энергии разложения дихалькогенидов MoS_2 и WSe_2.**

Установлено, что наиболее высокими антифрикционными свойствами обладают покрытия на основе дихалькогенидов с кристаллической структурой (рис.1-4). Сочетание нанесения износостойкого слоя с легированием наружных антифрикционных слоев атомами дополнительного элемента позволяет существенно улучшить антифрикционные характеристики. Энергетически выгодным расположением частиц в кристаллической решетке для осуществления без диссипативного перемещения с отсутствием сил сопротивления являются пространства Ван-дер-Ваальса в слоистых системах, в которых возможно прогнозирование реализации исследованных явлений. Предложена модель роста покрытий и механизм сверхнизкого трения.

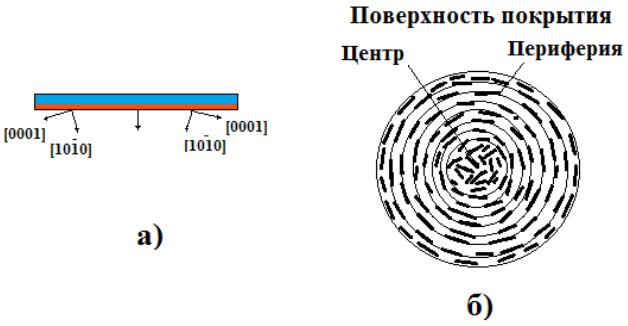


Рис. 2. **Поверхность покрытий:**
а) вид покрытия сбоку; б) вид поверхности покрытия сверху.

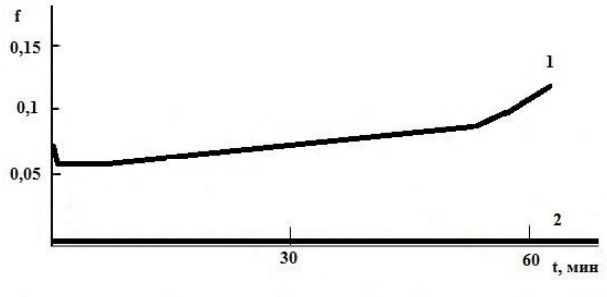
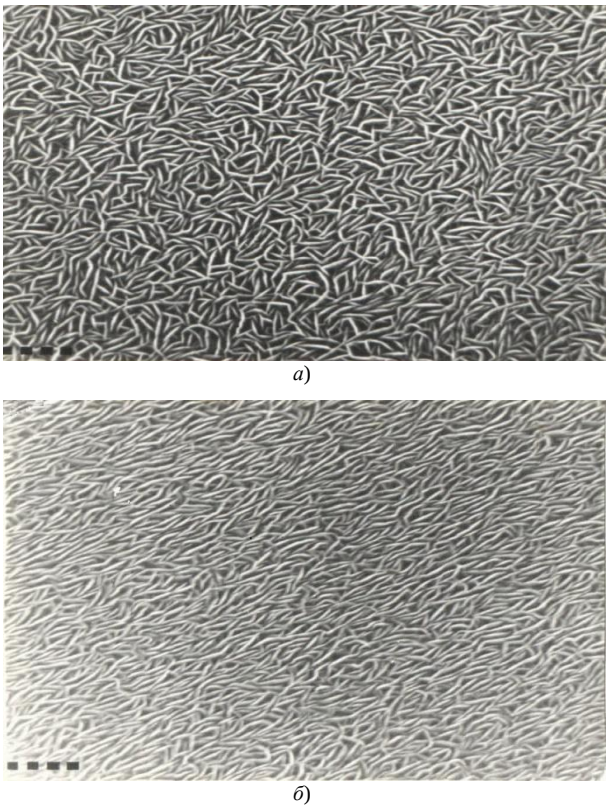


Рис.3. **Зависимость коэффициента трения от длительности испытаний легированных покрытий на основе дисульфида молибдена (*1* – MoS_2; *2* – MoS_2D_x).**

- Нанесение легированных покрытий дает возможность получения сверхнизкого трения при нормальных условиях и приводит к росту долговечности покрытия в несколько раз.
- Обнаружено явление без диссипативного переноса массы вдоль эквипотенциальных поверхностей слоистых анизотропных веществ.
- Осуществление движения вещества без диссипации энергии возможно по эквипотенциальным поверхностям слоистого твердого тела с особыми изоэнергетическими уровнями выше уровня Ферми, где образуется соответствующая энергетическая щель.
- Установлено, что сверхнизкое трение, сверхпроводимость и сверхтекучесть являются подобными явлениями, определены критерии подобия.



а)

б)

Рис. 4. **Микрофотографии поверхности покрытий $MoSe_2$, наносимых при температуре 553K толщиной 0,5 мкм при расположении образцов в центре платы (*а*) и на периферии (*б*).**

- Созданы легированные композиционные многослойные покрытия переменного по толщине состава от износостойкого слоя до легированного антифрикционного, обладающие высокими износостойкими свойствами.

[1] Ноженков М.В. Вихревые потоки в диссипативных системах // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2018.№2,77-91
[2] Ноженков М.В. Влияние структуры на сверхнизкое трение покрытий, нанесенных ионным распылением // Поверхность. - 2015, №5, 100-112.
[3] Ноженков М.В. Структура и свойства вакуумных ионно-плазменных покрытий // Поверхность.-2014. №1. 54-63.
[4] Nozhenkov M.V. Superlow interaction in layered structures // Global J. Res. Engineer.A. – 2014 (14), Is.2, 49-55.
[5] Ноженков М.В. Влияние кристаллической структуры на триботехнические свойства вакуумных ионно-плазменных покрытий // Трение и износ. - 2013, Т.34, №2, 188-198
[6] Nozhenkov M. V. The ultra-low friction of layer structures // Mechanical Engineering Research. – 2013 (3), N2, 73-90.

ТРИБОДИАГНОСТИКА И ВИБРОДИАГНОСТИКА МАШИННО-ТРАКТОРНОГО ПАРКА

Овчинникова М.С.

E-mail: ritik68rus@mail.ru

ФГБНУ ФНАЦ ВИМ, Москва, Россия.

Трибодиагностика – это оценка технического состояния двигателей внутреннего сгорания (ДВС), коробки передач и других агрегатов трансмиссии по составу и концентрации продуктов износа в рабочем масле с применением специальных технических средств (рентгенофлуоресцентных анализаторов, эмиссионных спектрометров, феррографов и т.д.). В статье рассмотрены две технологии диагностики МТП, такие как трибодиагностика и вибродиагностика.

Ключевые слова: диагностика МТП, мониторинг, износ, контроль качества.

TRIBODIAGNOSTICS AND VIBRODIAGNOSTICS OF FARM MACHINERY FLEET

Ovchinnikova M.S.

Tribodiagnostics is an assessment of the technical condition of internal combustion engines (ICE), gearbox and other transmission units by the composition and concentration of wear products in the working oil using special technical means (x-ray fluorescence analyzers, emission spectrometers, ferrographs, etc.). The article considers two techniques of diagnostics of the FMF, such as tribodiagnostics and vibrodiagnostics.

Keywords: diagnostics of FMF, monitoring, deterioration, quality control.

Введение

В настоящее время технологии диагностики машинно-тракторного парка претерпевают бурное развитие, причём преимуществом обладают методы безразборной диагностики.

Материалы и методы

Рассмотрим две наиболее интересные технологии диагностики машинно-тракторного парка: трибодиагностика и вибродиагностика. Основой трибодиагностики являются мониторинг износов узлов трения по анализу частиц износа в системе смазки и контроль качества смазочного масла в процессе эксплуатации. Механизмы системы двигателей внутреннего сгорания (ДВС) вызывают колебания, именно они и используются в вибродиагностике.

Как известно, смазочное масло, в которое попадают, накапливаются и циркулируют частицы износа в процессе эксплуатации машин и оборудования, является таким же источником информации о её техническом состоянии, как кровь человека при постановке диагноза о состоянии здоровья. Объектами трибодиагностики могут быть: ДВС, коробки передач и другие агрегаты трансмиссий, имеющие автономную систему смазки.

Общее содержание продуктов износа в масле характеризует суммарный износ компонентов данного трибосопряжения [1-3].

Скорость образования частиц износа в узле терния и их концентрацию в масле с учётом параметров связывает дифференциальное уравнение (1), полученное на основе уравнения материального баланса поступающих в масло частиц и удаляемых из него:

$$\frac{dC}{dt} + \frac{vy(C,t)C}{V_0 - qt} = \frac{v_m(t)}{V_0 - qt}, \qquad (1)$$

где v_m – массовая скорость образования частиц износа, мг/с;

V_0 – начальный объём масла в маслосистеме, мл;

v – скорость утечек масла из маслосистемы, мл/с;
q – расход масла, мл/с;
C – концентрация частиц износа в масле, мг/мл;
y – эффективность фильтрации;
t – время, с.

При условии постоянства как скорости образования частиц износа, так и эффективности фильтрации при достаточно большой длительности процесса, решение этого уравнения относительно v_m имеет вид (2) [4]::

$$v_m = C_p v y, \qquad (2)$$

где C_p – равновесная концентрация частиц износа в масле, мг/мл.

Таким образом, поддающаяся равновесная концентрация частиц износа в масле служит индикатором скорости образования этих частиц в трибосопряжении. Резкое её увеличение свидетельствует о переходе к катастрофическому изнашиванию.

Форма и размеры частиц износа позволяют определить ведущий вид изнашивания в трибосопряжении. приведены в табл. 1 [5].

Таблица 1. **Связь видов изнашивания смазываемых узлов трения с характеристиками частиц износа**

Вид изнашивания	**Форма и размеры частиц износа**
Изнашивание при заедании (задире) в условиях скольжения	Пластины, l = 200 мкм; l/h = 10:1, края часто заостренные, поверхности шероховатые
Адгезионное	Чешуйки с l < 15 мкм; A = 0,25-5-1,0 мкм
Усталостное выкрашивание (при разрушении деталей подшипников качения и зубчатых передач)	Хлопьевидные плоские частицы, l < 10 мкм (до 100 мкм); l/h = 10:1 Пластины, l = 20-5-50 мкм; l/h = 30:1 (в подшипниках качения) Пластины,); l/A = 4:1-5-10:1 (в зубчатых передачах)
Нормальное изнашивание отслаиванием	Гладкие пластины с l/h = 3:1 для частиц с l < 0,5 мкм и 10:1 для более крупных частиц
Сферические частицы	Мелкие (r < 5 мкм) образуются в усталостных микротрещинах подшипников качения; крупные (до 15 мкм) – в зубчатых зацеплениях
Абразивное изнашивание (микрорезание)	Стружки, спирали l = 25-5-150 мкм; a = 2+5 мкмк; A = 0,25 мкм

Обозначения: l – длина частицы, a – ширина, A – толщина, r – радиус сферической частицы.

Результаты и их обсуждение

Основными параметрами диагностики машинно-тракторного парка, а именно износа и контроля качества моторного масла являются: количество частиц износа в единице объема смазки и их химический состав. Размер и формы частиц и их изменение в процессе эксплуатации позволяют оценить интенсивность и механизм износа, что дает возможность предложить ряд рекомендаций по предотвращению износных аварийный отказов на самой ранней стадии их зарождения и развития за счет высокой чувствительности применяемых методов и технических средств.

Анализ физико-химических свойств самого масла (кислотное и щелочное число, вязкость, диспергирующая способность, состояние присадок) позволяет объективно оценить необходимость замены отработанного масла, эффективность работы масляных и воздушных фильтров, качество регенерации отработанного масла.

В сочетании трибодиагностики и контроля качества смазочного масла лежит залог успеха комплексной системы контроля за техническим состоянием машинно-тракторного парка, так как данная технология основана на таких современных физико-химических методах, как аналитическая феррография, плазменная эмиссионная спектроскопия, инфракрасная спектроскопия [6, 7].

[1] Жуков Л.В., Кравченко И.Н., Алмосов А.С. Влияние продуктов износа на техническое состояние двигателя // Сборник научных трудов XXXIX межвузовская научно-практическая конференция: Инновационные материалы, технологии и социально-экономические аспекты развития обороноспособности Российской Федерации. - Балашиха: Военно-технический университет Министерства обороны Российской Федерации (Балашиха), 2014. - С. 144-148.
[2] Стребков С.В., Бондарев А.В. Рабочая программа по дисциплине "основы трибологии" направление подготовки магистров 110800.68 Агроинженерия. - Белгород: Белгородская государственная сельскохозяйственная академия им. В.Я. Горина, 2012. - 27 с.
[3] Секреты диагностики легковых автомобилей // mashinika.ru URL: http://mashinika.ru/articles/sekrety-diagnostiki-legkovyh-avtomobilej/ (дата обращения: 03.08.2018).
[4] Трибодиагностика и мониторинг технического состояния смазанных узлов трения по анализу продуктов износа в масле // studref.com URL: https://studref.com/366833/stroitelstvo/tribodiagnostika_monitoring_tehnicheskogo_sostoyaniya_smazannyh_uzlov_treniya_analizu_produktov_iznosa_m (дата обращения: 08.08.2018)
[5] Степанов В.А. Диагностика технического состояния узлов трансмиссий двигателей по параметрам продуктов износа в масле. - Рыбинск: «НПО САТУРН» , 2002. - 232 с.
[6] Маленко П.И. Анализ современных методов диагностики состояния поверхностей трущихся элементов узлов трения машин // Новые материалы и технологии в машиностроении. - 2008. - № 8. - С. 44-47.
[7] Асцатуров Ю.Г., Семенов В.В., Ханжонков Ю.Б. Разработка оптико-электронного устройства для анализа загрязнённости моторного масла двигателя внутреннего сгорания дисперсными частицами // Инженерный вестник Дона. - 2014. - Т. 29. - № 2. - С. 63.

РОЛЬ КОНТАКТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК В ОБЕСПЕЧЕНИИ ГЕРМЕТИЧНОСТИ МЕТАЛЛО-ПОЛИМЕРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

[1]Огар П.М., [1]Кожевников А.С., [1]Хаертдинов К.В.

E-mail: ogar@brstu.ru

[1]Братский государственный университет, Братск, Россия.

Рассмотрены вопросы обеспечения гарантированной герметичности металло-полимерных уплотнительных соединений пневмогидравлических систем. С учетом взаимного влияния неровностей шероховатой поверхности определены зависимости относительной площади контакта, плотности зазоров в стыке и вероятности протекания среды от безразмерного комплексного силового параметра. Показана роль характеристик контакта в обеспечении герметичности уплотнительного стыка.

Ключевые слова: герметичность, функционал проницаемости, относительная площадь контакта, плотность зазоров, вероятность протекания среды.

THE ROLE OF CONTACT CHARACTERISTICS IN ENSURING THE TIGHTNESS OF METAL-POLYMER JOINTS

Ogar P.M., Kozhevnikov A.S., Haertdinov K.V.

The issues of ensuring the guaranteed tightness of metal-polymeric sealing joints of pneumohydraulic systems are considered. Taking into account the mutual influence of asperities in the rough surface, the dependences of the relative contact area, the gap density in the joint and the probability of the medium flowing from the dimensionless complex force parameter are determined. The role of the contact characteristics in sealing the sealing joint is shown.

Keywords: tightness, permeability functional, relative contact area, gap density, the probability of a medium flowing**.**

Введение.

Уплотнительные соединения находят широкое применение в трубопроводных коммуникациях гидропневматических систем оборудования, аппаратов и агрегатов, надежность которых во многом определяется качеством уплотнительных соединений. Обеспечение надежности уплотнительных соединений закладывается еще на стадии проектирования.

Герметичность уплотнительных соединений обеспечивается нагружением их сжимающим усилием (контактными давлениями герметизации) и в значительной мере определяется напряженно-деформированным состоянием в зоне контакта и зависит от контактного взаимодействия шероховатых поверхностей. Основными контактными характеристиками, обеспечивающими герметичность уплотнительных соединений, являются относительная площадь контакта, плотность зазоров в стыке, степень слияния пятен контактов отдельных неровностей, определяющая вероятность протекания среды [1, 2 и др.]. Широкое применение в уплотнительной технике находят низкомодульные полимерные материалы в виде покрытий, или отдельных деталей [3, 4].

Для количественной оценки герметичности используют скорость утечки – массу или объем среды в единицу времени. Для оценки герметизирующей способности уплотнительного стыка в работе [1] используется безразмерный функционал проницаемости:

$$C_u = \frac{\Lambda^3 \upsilon_k}{4(1-\eta)^2}, \qquad (1)$$

где Λ – плотность зазоров в стыке; η – относительная площадь контакта; υ_k – вероятность протекания среды, которая зависит от слияния отдельных пятен контакта.

Все параметры, входящие в выражение (1), зависят от параметров микрогеометрии и безразмерного силового упругогеометрического параметра f_q. Цель настоящих исследований – определение роли параметров, входящих в выражение (1), в обеспечении герметичности соединений и определить условия обеспечения гарантированной герметичности с учетом взаимного влияния микронеровностей.

Модель шероховатой поверхности.

Микронеровности представим в виде набора одинаковых сферических сегментов с радиусом $R = a_c^2/(2\omega R_{\max})$, основанием a_c и высотой $\omega R_{\max}$. Распределение неровностей по высоте соответствует опорной кривой профиля реальной поверхности, которая описывается регуляризованной бета-функцией [1, 2]:

$$\eta(\varepsilon) = \frac{\mathrm{B}_\varepsilon(p,q)}{\mathrm{B}(p,q)}, \qquad (2)$$

где $\mathrm{B}_\varepsilon(p,q)$, $\mathrm{B}(p,q)$ – соответственно неполная и полная бета-функции; значения параметров p и q определяются высотными параметры шероховатости.

Плотность функции распределения неровностей по высоте описывается выражением:

$$\varphi_n'(u)=\frac{u^{p-2}(1-u)^{q-2}\left[(p-1)(1-u)-(q-1)u\right]}{\varepsilon_s^{p-1}(1-\varepsilon_s)^{q-1}}, \qquad (3)$$

где u – расстояние от уровня вершин до вершины неровности; ε_s определяется из условия $\varphi_n(\varepsilon_s)=1$; $\omega=1-\varepsilon_s$.

Варьирование параметрами p и q позволяет эффективно управлять плотностью распределения неровностей по высоте шероховатого слоя [1, 2].

Контакт жесткой шероховатой поверхности с упругим полупространством.

а) Относительная площадь контакта

Как следует из работ [5, 6], а также из недавней публикации авторов [2] при определении относительной площади контакта, особенно с использованием низкомодульных материалов, следует учитывать взаимное влияние микронеровностей. Приведем систему уравнений [1, 2], решение которой позволяет определить зависимость относительной площади контакта η от безразмерного силового упругогеометрического параметра f_q:

$$f_q(\varepsilon)=\frac{q_c(\varepsilon)a_c}{E^*\omega R_{\max}}=\frac{\frac{8}{3\pi}\int\limits_0^{\min(\varepsilon,\varepsilon_s)}\eta_i^{1,5}\varphi_n'(u)du}{1-\int\limits_0^{\min(\varepsilon,\varepsilon_s)}\psi_\eta(\eta_i)\varphi_n'(u)du}, \qquad (4)$$

$$\psi_\eta(\eta_i)=\frac{2}{\pi}\left[\arcsin\eta_i^{0.5}-\sqrt{\eta_i(1-\eta_i)}\right], \qquad (5)$$

$$\eta(\varepsilon)=\int\limits_0^{\min(\varepsilon,\varepsilon_s)}\eta_i\varphi_n'(u)du. \qquad (6)$$

Зависимости $\eta(f_q)$, рассчитанные по (5) - (6), представлены на рис. 1 и обозначены точками. Линией обозначена аналогичная зависимость без учета взаимного влияния неровностей.

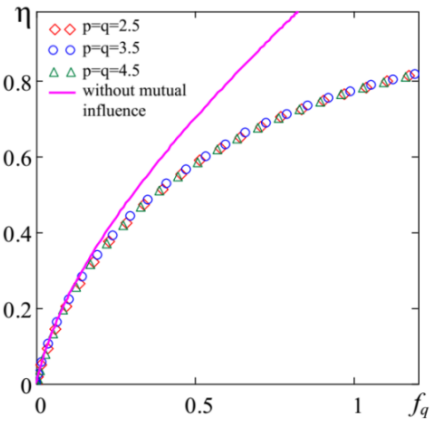


Рис. 1. **Зависимости $\eta(f_q)$ для разных значений** p и q

Из рис. 1 следует, что при использовании дискретной модели шероховатости возможен случай, когда $\eta=1$, что противоречит данным работы [7, 8], посвященной исследованию почти полного контакта между шероховатыми поверхностями.

Зависимости $\eta(f_q)$ для разных значений параметров p и q практически сливаются в одну линию, поэтому для инженерных расчетов целесообразно их описывать уравнением

$$\eta=1-\exp\left(-1{,}48\,f_q^{0{,}775}\right), \qquad (7)$$

б) Плотность зазоров в стыке

Для определения объема межконтактного пространства необходимо определить объемы зазоров, приходящиеся на отдельные контактирующие и не контактирующие неровности [1, 2, 9],

$$V_i=\begin{cases}V_{ri}=2\pi\int\limits_{a_{ri}}^{a_c}\left[z_{20}(\rho)-z_{10}(\rho)\right]\rho d\rho;\\ V_{0i}=2\pi\int\limits_0^{a_{ci}}\left[z_{2r}(\rho)-z_{1r}(\rho)\right]\rho d\rho,\end{cases} \qquad (8)$$

где z_{10}, z_{20} – уравнения, описывающие поверхности не контактирующих неровностей и полупространства; z_{1r}, z_{2r} – уравнения, описывающие поверхности контактирующих неровностей и полупространства.

Тогда общий объем межконтактного пространства в стыке

$$V_c=\sum_{i=1}^{n_r}V_{ri}+\sum_{i=1}^{n_c-n_r}V_{0i},$$

а соответствующая ему плотность зазоров

$$\Lambda(\varepsilon)=\frac{V_c}{A_cR_{\max}}=$$
$$=\frac{1}{A_{ci}R_{\max}}\left[\int\limits_0^{\min(\varepsilon,\varepsilon_s)}V_{ri}\varphi_n'(u)du+\int\limits_{\min(\varepsilon,\varepsilon_s)}^{\varepsilon_s}V_{0i}\varphi_n'(u)du\right]. \qquad (9)$$

Учитывая, что $V_{ri}=A_{ci}R_{\max}\Lambda_{ri}$ и $V_{0i}=A_{ci}R_{\max}\Lambda_{0i}$, выражение (12) можно представить в виде

$$\Lambda(\varepsilon)=\int\limits_0^{\min(\varepsilon,\varepsilon_S)}\Lambda_{ri}\varphi_n'(u)du+\int\limits_{\min(\varepsilon,\varepsilon_S)}^{\varepsilon_S}\Lambda_{0i}\varphi_n'(u)du. \qquad (10)$$

Выражения для $\Lambda_{ri}=\Lambda_{ri}(\varepsilon,u)$ и $\Lambda_{ri}=\Lambda_{ri}(\varepsilon,u)$ приведены в работах [1, 2, 7].

На рис. 2 представлены зависимости плотности зазоров Λ от комплексного безразмерного силового упругогеометрического параметра f_q. Линией обозначена зависимость без учета взаимного влияния неровностей.

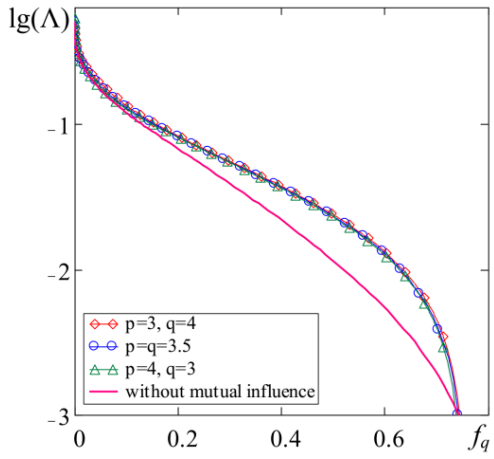


Рис. 2. **Зависимости $\Lambda(f_q)$ для разных значений** *p* и *q*

Из рис. 2 следует, что Λ зависит от условий влияния неровностей и в значительно меньшей мере зависит от значений параметров *p* и *q*.

в) Вероятность протекания среды.

Вероятность протекания среды определяется степенью слияния отдельных пятен контакта. В работах [1, 2] для этого использована модель отдельной неровности (рис. 3), которая описывается выражением

$$z(x,y)=v+\omega[f(x)+f(y)], \qquad (11)$$

где $x=\dfrac{2X}{S_{mx}}$, $y=\dfrac{2Y}{S_{my}}$, $z=\dfrac{Z}{R_{\max}}$,

$$S_{mx}=\sqrt{A_{ci}K_s}\,,\quad S_{my}=\sqrt{A_{ci}/K_s}\,,$$

$$K_s=S_{mx}/S_{my}\,,$$

$$f(t)=\begin{cases}0{,}5-t, & |t|\le 0{,}5,\\ (1-|t|)^2, & 0{,}5\le|t|\le 1.\end{cases}$$

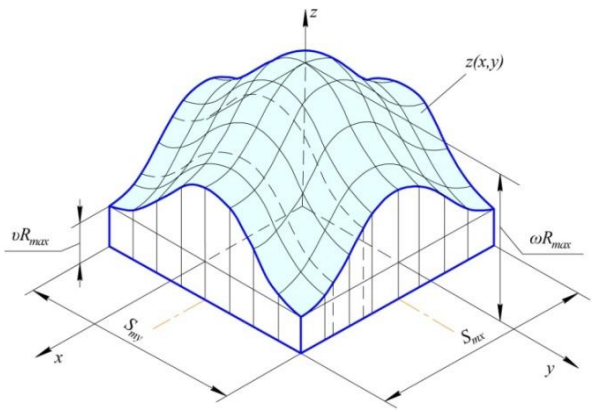


Рис. 3. **Модель отдельной неровности**

Для данной неровности распределение материала по высоте $\omega R_{\max}$ линейное, т.е. аналогично как для сферического сегмента при $r \gg R_{\max}$. Сечение неровности на относительном уровне $v+0.5\omega$ касается контура неровности. При $\eta_i > \eta_i^*$ для двух соседних неровностей будет происходить их слияние.

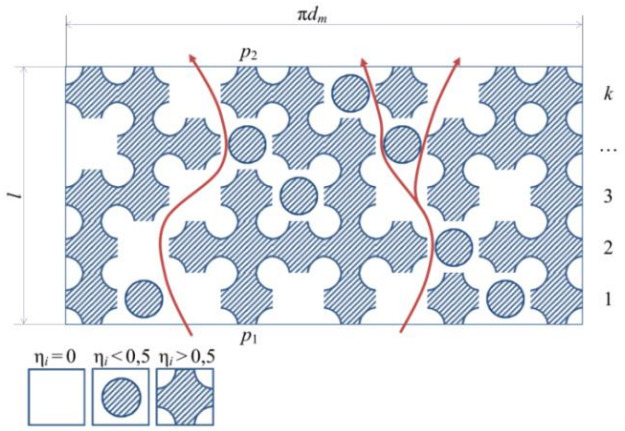


Рис. 4. **Схема уплотнительного стыка**

Допустим, что плоский уплотнительный стык длинной πd_m и шириной *l* состоит из *k* рядов неровностей (рис. 5). Вероятность протекания среды [1, 3]

$$\upsilon_k(\varepsilon)=\begin{cases}(1-x^*), & x^*<\dfrac{1}{3};\\ 3^{k-1}(1-x^*)^k, & x^*\ge\dfrac{1}{3};\end{cases}, \qquad (12)$$

где *k* – число рядов микронеровностей по ширине зоны уплотнения;

$$x^*(\varepsilon)=\int_0^{\varepsilon} x_i^*(\varepsilon,u)\,\varphi'(u)du\,;$$

$$x_i^*(\varepsilon,u)=\begin{cases}0, & \eta_i(\varepsilon,u)<\eta_i^*;\\ 1, & \eta_i(\varepsilon,u)\ge\eta_i^*;\end{cases}$$

$\eta_i^*=0{,}5\ldots0{,}52$ – критическое значение η_i.

Зависимости $\upsilon_k(f_q)$ представлены на рис. 5.

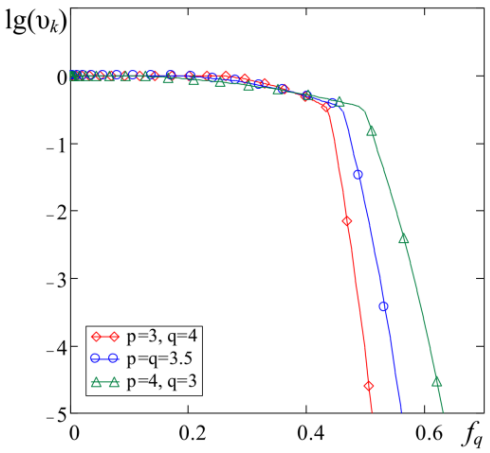


Рис. 5. **Зависимость вероятности протекания**

среды υ_k от безразмерного параметра f_q

Как следует из рис. 5, из-за слияния отдельных пятен контакта при $f_q > f_{qe}$ вероятность протекания среды резко уменьшается.

Результаты и обсуждение.

Подставляя уравнения (6), (10) и (12) в (1) получим зависимость функционала проницаемости C_u от безразмерного силового упругогеометрического параметра f_q.

Зависимости $C_u(f_q)$ представлены рис. 6, из которых следует наличие трех зон герметизации: а) начальной ($f_q \le 0.05$), за счет внедрения наиболее высоких неровностей; б) стабильной ($0.05 \le f_q \le f_{qe}$), за счет уменьшения плотности зазоров; в) эффективной ($f_q > f_{qe}$), за счет слияния отдельных пятен контакта.

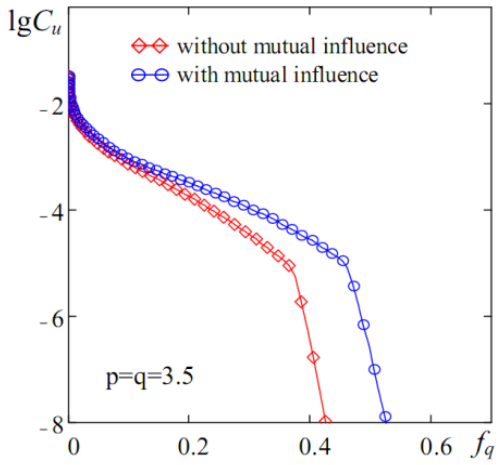


Рис. 6. **Зависимости функционала проницаемости C_u от силового упругогеометрического параметра f_q**

Значение f_{qe} характеризуется началом резкого уменьшения функционала проницаемости (рис. 7) из-за уменьшения вероятности проницания среды (рис. 6). Для заданного уровня вероятности протекания среды, например $\upsilon_k = 0.0001$, значения $f_{qe} = 0.50..0.60$. Как следует из выражения (7), это будет происходит при относительной площади контакта $\eta = 0.58..0.63$, для p=q=3.5 имеем $\eta = 0.60$. Данный результат хорошо согласуется с данными [10, 11], полученными с использованием теории перколяции (проницания), которые определяют значение относительной фактической площади контакта, при которой образуется непрерывный замкнутый кластер, т.е. обеспечивается перекрытие всех микроканалов в стыке.

Заключение.

1. Основными контактными характеристиками, определяющими герметизирующую способность соединений, являются относительная площадь контакта, плотность зазоров в стыке и степень слияния отдельных пятен контакта.

2. Плотность зазоров в стыке определена с учетом взаимного влияния неровностей, значения которой дают запас по герметичности в сравнении с значениями, полученными без учета взаимного влияния.

3. Вероятность протекания среды определяется степенью слияния отдельных пятен контакта и шириной зоны уплотнения. Слияние пятен контакта происходит при $\eta_i > \eta_i^*$ для двух смежных неровностей.

4. Гарантированная герметичность зависит от распределения неровностей по высоте шероховатого слоя и обеспечивается при относительной площади контакта в стыке $\eta = 0.58..0.63$. Этот результат хорошо согласуется с данными, полученными при использовании теории перколяции.

[1] Огар П.М., Горохов Д.Б., Кожевников А.С. Контактные задачи в герметологии неподвижных соединений. Братск: Изд-во БрГУ, 2017.
[2] Ogar P., Belokobylsky S., Gorokhov D. Contact mechanics of rough surfaces in hermetic sealing study. Chapter in: Contact and Fracture Mechanics, Pranav H. Darji, ed. 2018
[3] Уплотнения и уплотнительная техника: справочник / Под ред. А.И. Голубева и Л.А. Кондакова. М.: Машиностроение, 1994.
[4] Огар П.М., Шеремета Р.Н., Лханаг Д. Герметичность металло-полимерных стыков шероховатых поверхностей. Братск: БрГУ, 2006.
[5] Горячева И.Г., Добычин Н.М. Контактные задачи в трибологии. М.: Машиностроение, 1988/
[6] Горячева И.Г. Механика фрикционного контакта. М.: Наука, 2001.
[7] Yastrebov V.A.,' Anciaux G., Molinari J.-F. From infinitesimal to full contact between rough surfaces: Evolution of the contact area // Int. J. Solids & Structures. 2015 (52), 83-102.
[8] Xu Y., Jackson R.L. Statistical models of nearly complete elastic rough surface contact-comparison with numerical solutions // Tribology Int. 2017 (105), 274-291.
[9] Ogar P.M., Gorokhov D.B., Kozhevnikov A.S. The density of gaps in the seal joint in elastic contact of microasperities / in Proc. 2nd International Conference on Modelling, Identification and Control (MIC 2015). Paris, 177-180.
[10] Тихомиров В.П., Горленко О.А. Критерий герметичности плоских сопряжений // Трение и износ. 1989 (10). № 2, 214-218.
[11] Тихомиров В.П., Порошин В.В., Горленко О.А., Измеров М.А. Герметичность разъёмных неподвижных соединений. М: МГИУ, 2014.

КОНТАКТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ И ПОСЛЕДУЮЩЕЙ РАЗГРУЗКЕ СТЫКА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

[1]Огар П.М., [1]Угрюмова Е.В.

E-mail: ogar@brstu.ru

[1]Братский государственный университет, Братск, Россия.

С использованием дискретной модели описан контакт жесткой шероховатой поверхности с упругопластическим полупространством при нагружении и разгрузке. Упругопластические свойства материала описаны степенным законом Холломона. Получены зависимости относительных площадей контакта и плотностей зазоров в стыке от безразмерных нагрузок при нагружении и разгрузке для разных значений характеристик упрочнения материала.

Ключевые слова: шероховатая поверхность, нагружение, разгрузка, относительная площадь контакта, плотность зазоров, упругопластический контакт, герметичность соединений.

Введение.

Многие эксплуатационные свойства соединений деталей машин и аппаратов, в том числе и герметичность, определяются контактным взаимодействием шероховатых поверхностей. В большинстве случаях при контактировании металлических шероховатых поверхностей контакт является упругопластическим. Как следует из работы [1], герметизирующая способность уплотнительного стыка, определяется относительной площадью контакта, плотностью зазоров в стыке и вероятностью протекания среды. Практический интерес вызывает нагружение уплотнительных соединений при их сборке повышенным усилием и поддержание их герметичности более низким усилием, что приведет к снижению массогабаритных характеристик.

Для решения этой задачи необходимо знать, как изменяются контактные характеристики – относительная площадь контакта и плотность зазоров при разгрузке неподвижного стыка.

Нагружение и разгрузка сферического индентора.

Рассмотрим внедрение жесткой сферы (индентора) в упругопластическое упрочняемое полупространство и упругое восстановление отпечатка.

Для описания упругопластического упрочняемого материала используем степенной закон Холломона (Hollomon's pawer law)

CONTACT CHARACTERISTICS FOR ELASTIC PLASTIC LOADING AND FOLLOWING UNLOADING OF THE JOINTS OF ROUGH SURFACES

Ogar P.M., Ugryumova E.V.

Using the discrete model, the contact of a rigid rough surface with an elastoplastic half-space is described under loading and unloading. The elastic-plastic properties of the material are described by the Hollomon's power law. Dependences of the relative contact areas and gap densities at the junction on the dimensionless loads during loading and unloading for different values of the hardening characteristics of the material are obtained.

Keywords: rough surface, loading, unloading, relative contact area, gap density, elastoplastic contact, tightness of joints.

$$\sigma = \begin{cases} \varepsilon E, & \varepsilon \le \varepsilon_y; \\ \sigma_y^{1-n} E^n \varepsilon^n, & \varepsilon > \varepsilon_y, \end{cases} \qquad (1)$$

где n – экспонента упрочнения; $\varepsilon_y = \sigma_y / E$, σ_y – предел текучести, E – модуль упругости.

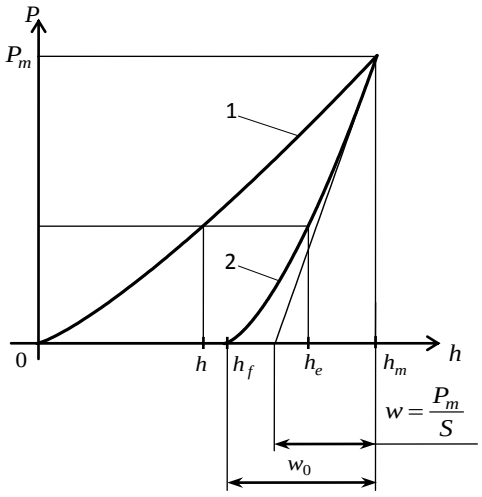


Рис. 1. **Типовая диаграмма кинетического индентирования 1 – нагружение, 2 – разгрузка**

При использовании сферического индентора степень деформации переменна на всем этапе вдавливания и первичным результатом такого испытания является диаграмма «нагружение – разгрузка» [2] или диаграмма кинетического

индентирования (рис. 1). Согласно данным [3] ветвь нагружения можно описать выражением

$$P = C_1 h^{\alpha}, \qquad (2)$$

а ветвь разгрузки –

$$P_e = P_m \left(\frac{h_e - h_f}{h_m - h_f} \right)^{\gamma}, \qquad (3)$$

где C_1 – константа; α, γ – показатели степени.

Контактная жесткость на начальном участке ветви разгрузки

$$S = \left. \frac{dP_e}{dh_e} \right|_{h_e = h_m} = \frac{P_m \cdot \gamma}{h_m - h_f} = \frac{P_m \cdot \gamma}{w_0}. \qquad (4)$$

Из диаграммы кинетического индентирования следует

$$w = \frac{P_m}{S} = \frac{w_0}{\gamma}, \qquad \gamma = \frac{w_0}{w}. \qquad (5)$$

В работе [3] параметр γ определен также расчетным путем:

$$\gamma = \frac{3 - 2c^2 \bar{h}_m}{2 - c^2 \bar{h}_m}, \qquad (6)$$

где $\bar{h}_m = h_m / R$, R – радиус сферы; $c^2 = h_c / h$, h_c – глубина, на которой происходит контакт индентора с материалом под нагрузкой P_m.

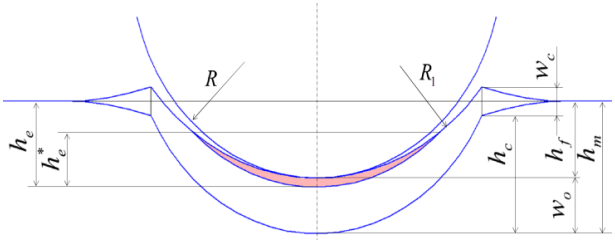


Рис. 2. **Схема упругого восстановления отпечатка при разгрузке сферического индентора**

Вопрос определения площади контакта при упругом восстановлении рассматривался в работе [4], однако автором не были учтены эффекты «sink-in / pile-up». При нагружении до контактной глубины h_e^* (рис. 2), последующее упругое восстановление будет $h_e - h_f$, аналогично при нагружении до контактной глубины h_c упругое восстановление будет $h_m - h_f$. Сделаем допущение, что имеет место пропорция

$$\frac{h_e^*}{h_e - h_f} = \frac{h_c}{h_m - h_f}. \qquad (7)$$

Тогда

$$h_e^* = h_c \frac{h_e - h_f}{h_m - h_f}, \quad h_f \le h_e \le h_m. \qquad (8)$$

При $h_e = h_f$ имеем $h_e^* = 0$, при $h_e = h_m$ $h_e^* = h_c$, т.е. граничные условия выполняются.

Площадь контакта при восстановлении отпечатка

$$A_e = \pi a_e^2 = 2\pi R h_e^*. \qquad (9)$$

Дискретная модель шероховатой поверхности

Воспользуемся дискретной моделью шероховатости, в которой микронеровности представлены в виде набора одинаковых сферических сегментов, плотность распределения которых по высоте описывается выражением

$$\varphi_n'(u) = \frac{u^{\alpha-2}(1-u)^{\beta-2}\left[(p-1)(1-u) - (q-1)u\right]}{\varepsilon_s^{\alpha-1}(1-\varepsilon_s)^{\beta-1}}, \qquad (10)$$

p и q – параметры регуляризованной бета-функции, ε_s, определяется из условия $\varphi_n(\varepsilon_s) = 1$ [1].

Геометрические параметры сферического сегмента: высота ωR_{max}, где $\omega = 1 - \varepsilon_s$; радиус основания a_c; радиус $R = a_c^2 / (2\omega R_{\max})$.

Для описания зависимости между относительной величиной внедрения i-ой неровности h_i / R и относительным усилием при упругопластическом контакте используем выражение из работы [5]:

$$\frac{P_{epi}}{E^* R^2} = e^{-B} \left(\frac{h_i}{R} \right)^A, \qquad (11)$$

где $A = A(\varepsilon_y, n)$, $B = B(\varepsilon_y, n)$; $\varepsilon_y = \sigma_y / E^*$, E^* – приведенный (контактный) модуль упругости.

При использовании выражения (11) для неровностей шероховатой поверхности следует учитывать, что

$$h_i = (\varepsilon - u) R_{\max}, \qquad (12)$$

$$\frac{h_i}{R} = \frac{(\varepsilon - u) \cdot 2\omega R_{\max}^2}{a_c^2} = \left(\frac{\varepsilon - u}{2\omega} \right) \cdot \left(\frac{2\omega R_{\max}}{a_c} \right)^2, \qquad (13)$$

где ε – относительное сближение шероховатой поверхности и полупространства; u – исходное расстояние до вершины i-ой неровности.

Относительная площадь контакта.

Проблема подробно рассмотрена в работе [6].

При внедрении жесткой шероховатой поверхности на величину ε общее усилие P определяется выражением

$$P = \int_0^{\varepsilon} P_{epi} dn_r, \qquad (14)$$

dn_r – число вершин в слое du,

$$dn_r = n_c \varphi_n'(u) du \;,\; n_c = \frac{A_c}{\pi a_c^2}. \qquad (15)$$

Подставляя выражение (15) в (14) и обозначая

$$\frac{q_c a_c}{\omega R_{\max} E^*} = F_q, \qquad (16)$$

получим

$$F_q(\varepsilon) = \frac{2^{2(A-1)} e^{-B}}{\pi} \left(\frac{\omega R_{\max}}{a_c} \right)^{2A-3} \cdot \int_0^{\varepsilon} \left(\frac{\varepsilon - u}{2\omega} \right)^A \varphi_n'(u) du. \quad (17)$$

Для фактической площади контакта, аналогично выражению (14), имеем

$$A_r = \int_0^{\varepsilon} A_{repi} dn_r \;. \qquad (18)$$

При определении A_{ri} учитываем, что $h_{ci} = c_i^2 h_i$.

По данным [7]:

$$c_i^2 = \frac{h_{ci}}{h_i} = M^{\frac{2}{N}} \left(2\frac{h_i}{R} \right)^{\frac{2}{N}-1}, \qquad (19)$$

где $M = M(\varepsilon_y, n)$, $N = N(\varepsilon_y, n)$ – коэффициенты.

Для относительной площади контакта $\eta = A_r / A_c$ окончательно получим

$$\eta(\varepsilon) = (2M)^{\frac{2}{N}} \left(\frac{2\omega R_{\max}}{a_c} \right)^{2\left(\frac{2}{N}-1\right)} \int_0^{\varepsilon} \left(\frac{\varepsilon - u}{2\omega} \right)^{\frac{2}{N}} \varphi_n'(u) du \;. (20)$$

Рассмотрим процесс разгрузки. Для отдельной сферической микронеровности. В соответствие с выражением (3) имеем

$$P_{ei} = P_{epi} \left(\frac{h_{ei} - h_{fi}}{h_i - h_{fi}} \right)^{1.5}. \qquad (21)$$

Учитывая, что $h_i - h_{fi} = w_{0i}$, выражение (21) можно представить в виде

$$P_{ei} = P_{epi} \left(\frac{h_i - \Delta h - h_{fi}}{h_i - h_{fi}} \right)^{\gamma} = P_{epi} \left(\frac{w_{0i} - \Delta h}{w_{0i}} \right)^{\gamma}. \qquad (22)$$

Аналогично уравнению (13) для $\Delta h / R$ имеем

$$\frac{\Delta h}{R} = \frac{\Delta_\varepsilon}{2\omega} \left(\frac{2\omega R_{\max}}{a_c} \right)^2. \qquad (23)$$

При разгрузке жесткой шероховатой поверхности величина Δh для всех неровностей одинакова.

Для определении w_{0i} используем данные [3]: Тогда для процесса разгрузки, аналогично выражению (17), получим

$$F_{qe}(\varepsilon_y, n, \xi, \Delta_\varepsilon) = \frac{2^{2(\alpha-1)} e^{-B}}{\pi} \left(\frac{\omega R_{\max}}{a_c} \right)^{2A-3} \times \times \int_0^{\varepsilon} \left(\frac{\xi - u}{2\omega} \right) \left(H(\varepsilon_y, n, \xi, u, \Delta_\varepsilon) \right)^m \varphi_n'(u) du \;, \qquad (24)$$

где

$$H(\varepsilon_y, n, \xi, u, \Delta_\varepsilon) = \begin{cases} \dfrac{w_{0i}(\varepsilon_y, n, \xi, u) - \Delta_\varepsilon}{w_{0i}(\varepsilon_y, n, \varepsilon, u)}, & w_0 > \Delta_\varepsilon \\ 0, & w_0 \le \Delta_\varepsilon \end{cases}. \qquad (25)$$

Используя выражения (7) и (8), аналогично (20) получим

$$\eta_e(\varepsilon_y, n, \xi, \Delta_e) = (2M)^{\frac{2}{N}} \left(\frac{2\omega R_{\max}}{a} \right)^{2\left(\frac{2}{N}-1\right)} \times \times \int_0^{\varepsilon} \left(\frac{\xi - u}{2\omega} \right)^{\frac{2}{N}} H(\varepsilon_y, n, \xi, u, \Delta_\varepsilon) \varphi_n'(u) du \;, \qquad (26)$$

где $H(\varepsilon_y, n, \xi, u, \Delta_\varepsilon)$ определяется выражением (25).

Плотность зазоров в стыке.

При внедрении шероховатой поверхности на величину $\varepsilon R_{\max}$ контакт каждой отдельной неровности будет сопровождаться эффектами «pile-up/sink-in», т. е. пластическим выдавливанием материала полупространства и его упругим продавливанием [8]. Для объема зазоров следует

$$V_c = A_c R_{\max} (1 - K_p) - A_c \varepsilon R_{\max} + V_e - V_p, \qquad (27)$$

где V_e – суммарное увеличение объема за счет упругого продавливания материала для всех контактирующих неровностей, V_p – суммарное уменьшение объема за счет пластического выдавливания материала для всех контактирующих неровностей.

Соответственно, для плотности зазоров в стыке имеем

$$\Lambda_c = \frac{V_3}{A_c R_{\max}} = 1 - K_p - \varepsilon + \Lambda_e - \Lambda_p, \qquad (28)$$

где $\Lambda_e = V_e / (A_c R_{\max})$, $\Lambda_p = V_p / (A_c R_{\max})$.

K_p – коэффициент заполнения профиля,

$$K_p = \int_0^1 \eta(\varepsilon) d\varepsilon \;. \qquad (29)$$

Общий объем за счет упругого продавливания всех неровностей

$$V_e(\varepsilon_y, n, \varepsilon) = \int_0^{\varepsilon} V_{ei}(\varepsilon_y, n, \varepsilon, u) n_c \cdot \varphi'(u) du \;, \qquad (30)$$

где

$$V_{ei} = 2\pi \int_{a_r}^{a_c} r u_{ze}(r) dr , \qquad (31)$$

u_{ze} – упругое перемещение точек поверхности вне площадки контакта [9].

Исходя из выражения для объема сферического сегмента высотой h_f и радиуса восстановленной лунки ρ_i, объем пластически вытесненного материала, приходящегося на отдельную лунку,

$$V_{pi}(\varepsilon_y, n, \varepsilon, u) = \pi \rho h_{fi}^2 - \frac{\pi}{3} h_{fi}^2 = \pi h_{fi}^2 \left(\rho_i - \frac{h_{fi}}{3} \right), \qquad (32)$$

а суммарный вытесненный объем

$$V_p(\varepsilon_y, n, \varepsilon) = \int_0^{\varepsilon} V_{pi}(\varepsilon_y, n, \varepsilon, u) n_c \varphi_n'(u) du . \qquad (33)$$

Подставляя выражения (33) и (30) в (28), определяем плотность зазоров в стыке при внедрении жесткой шероховатой поверхности в упругопластическое полупространство.

$$\Lambda_c(\varepsilon_y, n, \varepsilon) = 1 - K_p + \Lambda_{ee}(\varepsilon_y, n, \varepsilon) - \Lambda_p(\varepsilon_y, n, \varepsilon) . \qquad (34)$$

Аналогично для процесса разгрузки получим:

$$V_{ee}(\varepsilon_y, n, \xi, \Delta_\varepsilon) = \int_0^{\xi} V_{eei}(\varepsilon_y, n, \xi, u, \Delta_\varepsilon) n_c \cdot \varphi_n'(u) du . \qquad (35)$$

Плотность зазоров при разгрузке

$$\Lambda_{ce}(\varepsilon_y, n, \xi, \Delta_\varepsilon) = 1 - K_p - (\xi - \Delta_\varepsilon) + \\ + \Lambda_{ee}(\varepsilon_y, n, \xi, \Delta_\varepsilon) - \Lambda_p(\varepsilon_y, n, \xi) . \qquad (36)$$

Функционал проницаемости

Используя полученные выражения можно рассчитать функционал проницаемости при нагружении уплотнительного стыка:

$$C_u(\varepsilon_y, n, \varepsilon) = \frac{(\Lambda(\varepsilon_y, n, \varepsilon))^3 \cdot \nu_n(\varepsilon_y, n, \varepsilon)}{4(1 - \eta(\varepsilon_y, n, \varepsilon))^2}, \qquad (37)$$

где ν_n – вероятность протекания среды [10].

При разгрузке следует учитывать, что при определении $\nu_{ne}(\varepsilon_y, n, \xi, \Delta_\varepsilon)$:

$$\eta_{ei}(\varepsilon_y, n, \xi, u, \Delta_\varepsilon) = \eta_i(\varepsilon_y, n, \xi, u) \cdot H(\varepsilon_y, n, \xi, u, \Delta_\varepsilon) . \qquad (38)$$

Зависимости функционалов проницаемости C_u и C_{ue} от безразмерных параметров F_q и F_{qe} при нагружении и разгрузке представлены на рис. 3.

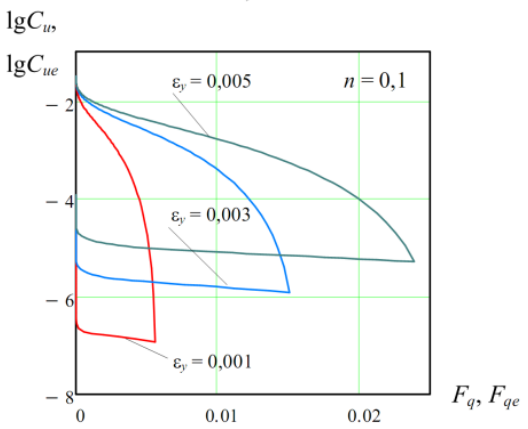


Рис. 3. **Зависимость функционалов проницаемости C_u, C_{ue} от силовых упругогеометрических параметров F_q, F_{qe}**

Заключение

1. Полученные зависимости для определения относительной площади контакта и плотности зазоров в стыке позволяют прогнозировать герметизирующую способность уплотнительного стыка при условиях эксплуатации, приводящих к разгрузке предварительно нагруженного уплотнительного соединения.

2. При полном снижении нагрузки функционал проницаемости, а значит и величина утечки, увеличивается всего примерно на половину порядка. Этот эффект можно использовать для снижения массогабаритных характеристик фланцевых соединений и затворов сосудов высокого давления путем нагружения их при сборке повышенным усилием и поддерживания требуемой герметичности более низким усилием.

[1] Огар П.М, Горохов Д.Б., Кожевников А.С. Контактные задачи в герметологии неподвижных соединений Братск: БрГУ, 2017.
[2] Булычев С.И., Алехин В.П. Испытания материалов непрерывным вдавливанием индентора. М.: Машиностроение, 1990.
[3] Ogar P.M. Tarasov V.A. Kinetic indentation application to determine contact characteristics of sphere and elastoplastic half-space // Advanced Materials Research. 2013. (664), 625-631.
[4] Ковалев А.П. Основные закономерности вдавливания сферического индентора и оценка физико-механических свойств поверхностного слоя деталей // Упрочняющие технологии и покрытия. 2007. № 1, 36-41.
[5] Collin J.-M., Mauvoisin G., Pilvin P. Materials characterization by instrumented indentation using two different approaches // Materials and Desing. 2010. (31), 636 – 640.
[6] Ogar P.M., Gorokhov D.B. Influence of materials hardenability parameters on the machine parts characteristics after unloading // Key Engineering Materials. 2017. (723), 369-375.
[7] Hernot X., Bartier O., Bekouche Y., El Abdi R., Mauvoisin G. Influence of penetration depth and mechanical properties on contact radius determination for spherical indentation // International Journal of Solids and Structures. 2006.(43), .4136–4153.
[8] Огар П.М., Тарасов В.А, Турченко А.В. Контакт жесткой шероховатой поверхности с упругопластическим полупространством // Системы. Методы. Технологии. 2012. № 1, 17-22.
[9] Огар П.М., Тарасов В.А. Влияние формы осесимметричной нагрузки на напряженно-деформированное состояние упругопластического полупространства // Системы. Методы. Технологии. 2010. № 5, 14-20.
[10] Алпатов Ю.Н., Тарасов В.А. Турченко А.В. Влияние характеристик упрочняемого материала на герметизирующую способность соединений // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2012, № 2, 83-88.

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ УПРУГОДЕФОРМИРУЕМОГО УПОРНОГО ПОДШИПНИКА С УЧЕТОМ ЗАВИСИМОСТИ ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТИ, ВЯЗКОСТИ СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА И ПРОНИЦАЕМОСТИ ПОРИСТОГО СЛОЯ ОТ ДАВЛЕНИЯ

Опацких А.Н., Черняев С.С., Солоп С.А.

E-mail: opatskih@yandex.ru

ФГБОУ ВО «Ростовский государственный университет путей сообщения», г. Ростов-на-Дону, Россия.

Статья посвящена формированию расчетных гидродинамических моделей упругодеформируемого с адаптированным к условиям трения профилем упорных подшипников скольжения с учетом зависимости проницаемости пористого покрытия на поверхности направляющей, электропроводности и вязкости жидкого смазочного материала от давления.

Ключевые слова: гидродинамика, упругая опорная поверхность, адаптированный профиль, зависимости проницаемости пористого покрытия, электропроводности и вязкости смазочного материала от давления.

THE ESTIMATED MODEL ELASTODEFORMED THRUST BEARING BASED ON THE DEPENDENCE OF ELECTRICAL CONDUCTIVITY OF THE LUBRICANT VISCOSITY AND PERMEABILITY OF THE POROUS LAYER FROM THE PRESSURE

Opatskih A.N., Chernyaev S.S., Solop S.A.

The article is devoted to the formation of the calculated hydrodynamic models of elastic-deformable with a profile of thrust bearings adapted to the friction conditions, taking into account the dependence of the permeability of the porous coating on the surface of the guide, the electrical conductivity and viscosity of the liquid lubricant on the pressure.

Keywords: hydrodynamics, elastic support surface adapted profile, based on the permeability of the porous coating, the electrical conductivity and the viscosity of the lubricant pressure.

Введение

Как известно, в современном машиностроении трибоузлы для новых машин как правило проектируются с учетом увеличения статических и ударных нагрузок, действующих на опоры скольжения, которое определяется задачами современной инженерной практики. Следует отметить, что одним из важнейшим равноправным конструктивным элементом подшипников является смазочная среда

В последнее время практический интерес вызывают исследования механических устройств с применением уплотнительно-смазочных материалов, как магнитные жидкости. Они широко используются в подшипниковых узлах в качестве смазочных материалов**,** обладающих электропроводящими свойствами.

Значительное количество исследований [1-2] посвящено подшипникам скольжения, работающим на электропроводящих смазочных материалах, обладающих демпфирующими свойствами. Анализ большинства публикаций [3-11] показывает, что в них не учитывается зависимость вязкости и электропроводности жидкого смазочного материала, а так же проницаемости пористого слоя от давления. Кроме того, не учитывается деформация опорной поверхности подшипниковой втулки и адаптированным к условиям трения профилем.

Ключ к решению проблемы лежит в возможном повышении несущей способности подшипников в результате уточнения их расчетных моделей. Это основано на формировании расчетных гидродинамических моделей упорных подшипников с учетом деформации опорной поверхности подшипниковой втулки и адаптированным к условиям терния профилем Решение реализуется для «тонкого слоя» при одновременном учете зависимости электропроводности, вязкости смазочного материала и проницаемости пористого покрытия от давления.

Постановка задачи

Рассматривается установившееся течение электропроводящего жидкого смазочного материала в рабочем зазоре упорного подшипника скольжения с наклонным вкладышем, работающего в режиме гидродинамического смазывания с пористым покрытием на поверхности направляющей в условиях действия электромагнитного поля. Предполагается, что вкладыш неподвижен, а направляющая движется зазора с постоянной скоростью u^* (рис.1).

В декартовой системе координат уравнения адаптированного и деформируемого контуров 1, 2 и 3 и направляющей с пористым слоем на ее поверхности запишем в виде:

$$C_1 : y' = h_0 + x' tg\alpha - a' \sin \omega' x' = H'(x')$$

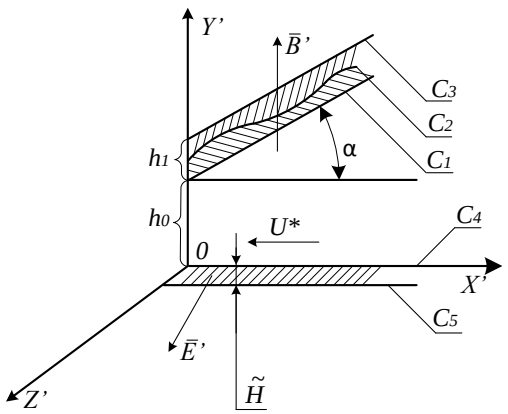


Рис. 1. **Схематическое изображение упругодеформируемого упорного подшипника скольжения с наклонным вкладышем адаптированного профиля**

$$C_2 : y' = h_0 + x'\mathrm{tg}\alpha - a'\sin\omega' x' + a\varphi\left(\frac{x'}{L}\right) \quad (1)$$

$$C_3 : y' = h_1 + x' tg\alpha\,,\ C_5 : y' = 0$$

Зависимость электропроводности, проницаемости пористого покрытия и вязкости жидкого смазочного материала от давления запишем в виде:

$$\mu' = \mu_0 e^{\beta' p'}, k' = k_0 e^{\beta' p'}, \sigma' = \sigma_0 e^{\beta' p'}, \quad (2)$$

Исходные уравнения и граничные условия

Движение электропроводящего жидкого смазочного материала в рабочем зазоре между наклонным ползуном и направляющей описывается следующим уравнением:

$$\frac{\partial^2 v_X}{\partial y'^2} = \frac{1}{\mu'}\frac{dp'}{dx'} - \frac{1}{\mu'}\sigma' B(E'_z - B' v_{x'}), \quad (3)$$

Где $\bar{B}' = \{0, B_y, 0\}$ – вектор магнитной индукции, $\bar{E}' = \{0, 0, E_z\}$ – вектор напряженности электрического поля; B – составляющая вектора магнитной индукции, E_z – составляющая вектора напряженности электрического поля. При анализе рассматриваемой задачи в качестве исходных уравнений берется системы уравнений (3) , неразрывности, Дарси и Ламэ для случая «тонкого слоя»

$$\frac{\partial^2 v_{x'}}{\partial y'^2} = \frac{1}{\mu'}\frac{dp'u}{dx'} - \frac{1}{\mu'}\sigma' B(E'_z - B' v_{x'}),$$

$$\frac{\partial v_{x'}}{\partial x'} + \frac{\partial v_{y'}}{\partial y'} = 0, \frac{\partial^2 P'}{\partial x'^2} + \frac{\partial^2 P'}{\partial y'^2} = 0 \quad (4)$$

$$(\lambda + G)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x'} + G\Delta u'_{x'} = 0, (\lambda + G)\frac{\partial \varepsilon}{\partial y'} + G\Delta u'_{y'} = 0.$$

При этом значения $B'(0, B, 0)$ и $E'(0, 0, E)$, считается заданными и удовлетворяющими уравнениям Максвелла ($B_y = B = \mathrm{const}$, $E_z = E = \mathrm{const}$),

$$div\bar{B}' = 0, rot\bar{E}' = 0. \quad (5)$$

Для описания процессов в смазочном, пористом и упругом слое размерные величины связаны с соответствующими безразмерными следующими соотношениями:

– в смазочном слое

$$v_{y'} = \varepsilon u^* u, v_{x'} = u^* v, \varepsilon = \frac{h_0}{L}, y = h_0 y',$$

$$x = Lx',\ p = p^* p',\ p^* = \frac{\mu_0 u^* L}{h_0^2},\ \sigma' = \sigma_0 \sigma,\ \mu' = \mu_0 \mu,$$

$$k' = k_0 k,\ \omega' = \omega L,\ \beta' = \beta p^* \quad (6)$$

– в пористом слое:

$$x = Lx^*, y = Ly^*, P = p^* P' \quad (7)$$

– в упругом слое:

$$y' = (h_1 - h_0)y, x' = Lx, u'_{y'} = \tilde{\tilde{u}} u_y, u'_{x'} = \tilde{\tilde{u}} u_x, \quad (8)$$

Где $\tilde{\tilde{u}}$ – характерная величина вектора перемещений.

С учетом перехода к безразмерным переменным в пористом, смазочном и упругом слое:

$$\frac{\partial p}{\partial y} = 0, \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} = \frac{dp}{dx} e^{-\beta p} + Nv - A, \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = 0,$$
$$\frac{\partial^2 P}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 P}{\partial y^{*2}} = 0, \frac{\partial^2 u_y}{\partial y^2} = 0, \frac{\partial^2 u_x}{\partial y^2} = 0 \quad (9)$$

Где $N = \frac{\sigma_0 B h_0^2}{\mu_0 u^*}$ – число Гартмана, $A = \frac{\sigma_0 B E h_0^2}{\mu_0 u^*}$ – величина, обусловленная наличием электрического поля.

И уравнений контуров:

$$y = 1 + \eta x = H_1(x),$$

$$y = 1 + \eta x + \eta_1 \varphi(x) - \eta_3 \sin\omega x = H_2(x), \quad (10)$$

$$y = \frac{h_1}{\delta_1} + \eta_2 x = H_3(x),\quad y = 0,\quad y = -\frac{\tilde{H}}{L}$$

Где $\eta = \frac{Ltg\alpha}{h_0}$, $\eta_1 = \frac{a}{h_0}$, $\eta_2 = \frac{Ltg\alpha}{\delta_1}$, $\eta_3 = \frac{a}{h_0}$,

$\delta_1 = h_1 - h_0$.

Уравнения (9) решаются с учетом:

– в смазочном слое: $v = 0$, $u = 0$ при

$y = 1 + \eta x + \eta_1 \varphi(x) - \eta_3 \sin\omega x = H_2(x)$, $v = -1$, $u = 0$

при $y = 0$, $p(0) = p(1) = \frac{p_a}{p^*}$ (11)

– в пористом слое:

$$p = P\Big|_{y^*=0},\ u\Big|_{y=0} = \tilde{M}\,\frac{\partial P}{\partial y^*}\Big|_{y^*=0},$$

$$\frac{\partial P}{\partial y^*}\Big|_{y^*=-\frac{\tilde{H}}{L}} = 0, \qquad (12)$$

– в упругом слое:

$$M\,\frac{\partial u_{y'}}{\partial y}\Big|_{y=H_2(x)} = -\tilde{p},$$

$$u_y\Big|_{y=H_2(x)} = 0, \quad u_x\Big|_{y=H_2(x)} = 0, \qquad (13)$$

Где $M = \frac{G(1+\alpha^*)\tilde{u}}{(1-\alpha^*)p_a\delta_1}$;

α^* – постоянная Мусхелишвили;

$$\tilde{p} = \max_{x\in[0,1]} p,$$

Значение *P* найдено в статье [11]

Решение задачи, связанной с определением поля скоростей и давлений в смазочном слое будем искать в виде:

$$u = -\frac{\partial\psi}{\partial x} + U(x,y), v = \frac{\partial\psi}{\partial y} + V(x,y), \psi=\tilde{\psi}(\xi),$$

$$U(x,y) = -\tilde{u}(\xi)h'(x), V(x,y) = \tilde{v}(\xi), \xi = \frac{y}{h(x)}, \qquad (14)$$

Подставляя (14) в первые четыре уравнения (9) с учетом граничных условий (11)-(12) для определения гидродинамического давления в упругом слое, получим:

$$e^{-\beta p}\,\frac{dp}{dx} = \frac{\tilde{C}_1}{H_2^{\,2}(x)} + \frac{\tilde{C}_2}{H_2^{\,3}(x)} + A + N \qquad (15)$$

Введение обозначение $z = e^{-\beta p}$ продифференцировав обе части равенства и интегрируя полученное уравнение (17) с точностью до членов второго порядка малости $O(\eta^2)$ и используя граничные условия $z = (0) = z(1) = e^{-\beta\frac{p_a}{p^*}}$, получим:

$$z = -\beta\left(\frac{\eta_4}{2}\left(x^2 - x\right) + \frac{\eta_5}{\omega}\left(\cos\omega x - 1 - (\cos\omega x - 1)x\right)\right)\times$$

$$\times\left(\frac{\tilde{C}_1}{\left(1+\frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3(A+N)\right) + e^{-\beta\frac{p_a}{p^*}} \qquad (16)$$

Выполним аналитическое разложение в ряд Тейлора для *P* получим следующее выражение:

$$P = \frac{p_a}{p^*} + \left(1 + \beta\,\frac{p_a}{p^*} - \frac{\beta^2}{2}\left(\frac{p_a}{p^*}\right)^2\right)\times$$

$$\left(\frac{\eta_4}{2}\left(x^2 - x\right) + \frac{\eta_5}{\omega}\left(\cos\omega x - 1 - x\left(\cos\omega - 1\right)\right)\right)\times$$

$$\times\left(\frac{\tilde{C}_1}{\left(1+\frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3(A+N)\right), \qquad (17)$$

С учетом (19) давление фильтрующегося смазочного материала в пористом слое будем искать в виде:

$$P(x,y^*) = R(y^*) + \left(1 + \beta\,\frac{p_a}{p^*} - \frac{\beta^2}{2}\left(\frac{p_a}{p^*}\right)^2\right)\times$$

$$\times\left[\frac{1}{2}\eta_4\left(x^2 - x\right) + \frac{\eta_5}{\omega}\left(\cos\omega x - 1 - x(\cos\omega\text{-}1)\right)\right]\times$$

$$\times\left(\frac{\tilde{C}_1}{\left(1+\frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3(A+N)\right) + \frac{p_a}{p^*}, \qquad (18)$$

Подставляя (18) в уравнение Дарси системы (9) для *P* окончательно получим:

$$p = \left[\frac{\eta_4}{2}\left(x^2 - x\right) + \frac{\eta_5}{\omega}\left(\cos\omega x - 1 - x\left(\cos\omega\text{-}1\right)\right)\right]\times$$

$$\times\left(1 + \beta\,\frac{p_a}{p^*} - \frac{\beta^2}{2}\left(\frac{p_a}{p^*}\right)^2\right)\times,$$

$$\times\left(\frac{12(3\tilde{M}\,\frac{\tilde{H}}{L}(A+N) + \frac{1}{2})}{-12\,\frac{H}{L}\tilde{M} - \left(1+\frac{\tilde{p}}{M}\right)^2} + 3\left(A+N\right)\right) + \frac{p_a}{p^*}, \qquad (19)$$

Результаты исследования и их обсуждение

Перейдем к определению основных рабочих характеристик подшипника. С учетом (14), (19) расхода получим следующие выражения:

$$W=\frac{\mu u^{*}L}{h_0^2}\int_0^1\left(P-\frac{p_a}{p^{*}}\right)dx=\frac{\mu_0 u^{*}L}{h_0^2}\left(1+\beta\frac{p_a}{p^{*}}-\frac{\beta^2}{2}\left(\frac{p_a}{p^{*}}\right)^2\right)\times$$

$$\times\left(\frac{12(3\tilde{M}\frac{\tilde{H}}{L}(A+N)+\frac{1}{2})}{-12\frac{H}{L}\tilde{M}-\left(1+\frac{\tilde{p}}{M}\right)^2}+3\left(A+N\right)\right)\times$$

$$\times\left[-\frac{\eta_4}{12}+\frac{\eta_5}{\omega}\left(\frac{\sin\omega}{\omega}-1-\frac{1}{2}\left(\cos\omega\text{-}1\right)\right)\right].$$

$$L_{TP}=\frac{\mu u^{*}L}{h_0}\int_0^1\left(\frac{\psi''(0)}{H_2^2(x)}+\frac{\tilde{v}'(0)}{H_2^3(x)}\right)dx=\frac{\mu_0 u^{*}L}{h_0}\times$$

$$\times\left[\frac{-1+\frac{\eta_4}{2}+\frac{\eta_5}{\omega}\left(\cos\omega\text{-}1\right)}{1+\frac{\tilde{p}}{M}}+\frac{1}{2}\left(1+\frac{\tilde{p}}{M}\right)(N+A)\right]\times$$

$$\times\left(1+\frac{\eta_4}{2}+\frac{\eta_5}{\omega}\left(\cos\omega\text{-}1\right)\right)\left(1+\beta\frac{p_a}{p^{*}}-\frac{\beta^2}{2}\left(\frac{p_a}{p^{*}}\right)^2\right).$$

Результаты численных расчетов приведены на рисунках:

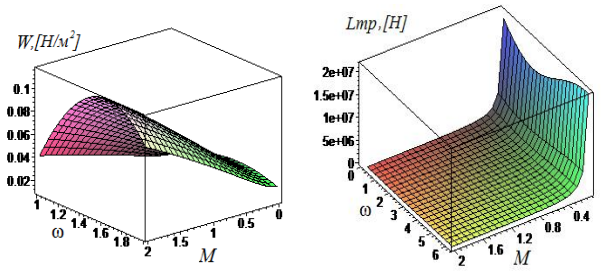


Рис.2 **Зависимость несущей способности и силы трения от упругогидродинамического параметра *M* и ω, параметра, характеризующего адаптированный профиль подшипниковой втулки**

Выводы:

В результате проведенных теоретических исследований, выявлены основные закономерности взаимовлияния на несущую способность и силу трения подшипника параметров: упругогидродинамического *(M),*ω адаптированного профиля опорной поверхности подшипниковой втулки, а также параметров *A* и *N*, обусловленных наличием электрического поля и числом Гартмана.

Установлено, что несущая способность и сила трения увеличиваются с увеличением упругогидродинамического параметра (*M*), при $M\to\infty$ сила трения и несущая способность стремятся к соответствующим значениям подшипника с жесткой опорной поверхностью.

С применением адаптированного профиля несущая способность подшипниковой втулки характеризуется наличием максимума вязкостных характеристик при $\omega=\frac{3}{2}\pi$, что приводит к снижению в этой области силы трения и росту несущей способности подшипника.

С увеличением значения параметров *A* и *N* несущая способность увеличивается, а сила трения снижается незначительно.

[1] Лагунова, Е.О. Нелинейные эффекты воздействия электропроводящей смазки на шип подшипника, обладающего демпфирующими свойствами / Е.О. Лагунова, А.Н. Гармонина, Е.А. Копотун // Сборка в машиностроении и приборостроении. – 2016. – № 3. – С. 40–46.

[2] Гармонина, А.Н. Расчетная модель электропроводящей смазки радиального подшипника с демпфирующими свойствами при наличии электромагнитных полей / А.Н. Гармонина // Вестник РГУПС. – 2015. – № 3. – С. 121–127.

[3] Akhverdiev, K.S. Radial bearing with porous barrel / K.S. Akhverdiev, M.A. Mukutadze, A.M. Mukutadze // Proceedings of Academic World : International Conference, 28th of March, 2016, San Francisco, USA. – IRAG Research Forum : Institute of Research and Journals, 2016. – P. 28–31.

[4] Ахвердиев, К.С. Разработка расчетной модели радиального подшипника с учетом зависимости проницаемости, электропроводности и вязкости жидкого смазочного материала от давления / К.С. Ахвердиев, М.А. Мукутадзе, И.А. Колобов, А.Н. Гармонина //Науковедение. – 2016. – Т. 8, №6 – С. 1 - 18

[5] М.А. Мукутадзе. Гидродинамический расчет упорного подшипника с нежесткой опорной поверхностью / Мукутадзе М.А., Лагунова Е.О., Гармонина А.Н., Солоп С.А, Василенко В.В. // Вестник РГУПС. – 2017. - №1 – С. 128 – 136.

[6] М.А. Мукутадзе. Разработка систем расчетных моделей подшипников скольжения на основе развития гидродинамической и реодинамической теории смазки / Мукутадзе М.А. // Диссертация на соискание доктора техн. наук. – 2015. – Ростов-на-Дону

[7] Mukutadze, A.M. Coefficient of a rolling motion bearing drive / A.M. Mukutadze // Procedia Engineering. – 2016. – No. 150. – P. 547–558.

[8] Akhverdiev, K. S. Damper with porous anisotropic ring / K. S/ Akhverdiev, A.M. Mukutadze // Mechanical Engineering Research. – 2016. – Vol. 6, No. 2. – P. 1–10.

[9] Akhverdiev, K.S. Research of Drive Factor of Damper with Doble-Layer Porous Ringwith Compound Feed of Lubricant Material // K.S. Akhverdiev, A.M. Mukutadze // International Journal of Engineering Research. – 2017. – No. 1 – P. 76–85.

[10] Mukutadze, M.A. Radial bearings with Porous Elements / M. A. Mukutadze // Procedia Engineering. – 2016. – No. 150. – P. 559–570.

[11] Гармонина А.Н. Расчетная модель электропроводящей смазки упорного подшипника с демпфирующими свойствами при наличии электромагнитных полей / А.Н. Гармонина //Вестник РГУПС. – 2015. - №2 - С. 146 – 153.

ОЦЕНКА СМАЗЫВАЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ РЕАКТИВНЫХ ТОПЛИВ

Орешенков А.В., Гришин Н.Н., Степанова С.Е.

E-mail: 25gosniihim@mil.ru

ФАУ «25 ГосНИИ химмотологии Минобороны России, Москва, Россия.

Несмотря на более чем полувековой опыт изучения смазывающей способности реактивных топлив, вопросы разработки приборов и методов ее оценки остаются актуальными и сегодня. В работе представлен обзор отечественных и зарубежных приборов и методов оценки смазывающей способности топлив для реактивных двигателей, нашедших международное признание и включенных в зарубежные и отечественные стандарты на реактивные топлива.

Ключевые слова: прибор, аппарат, анализатор, стенд, устройство, пара трения, смазывающая способность, стандартный метод, квалификационный метод.

JET FUEL LUBRICITY EVALUATION

Oreshenkov A.V., Grishin N.N., Stepanova S.E.

Nowadays the issues of development of the evaluation equipment and evaluation methods remain to be relevant despite having the over 50-year study experience of jet fuel lubricity. The article presents the review of home and foreign equipment and evaluation methods of fuel lubricity purposed for jet engines, which have obtained the international recognition and which are included in home and foreign jet fuel standards.

Keywords: equipment, instrument, analyzer, stand, device, friction couple, lubricity, standard method, qualification method.

Отказы топливных систем воздушных судов, связанные с износом/задиром элементов топливных насосов, инициировали в 70-е годы прошлого столетия разработку различных устройств оценки смазывающей способности реактивных топлив. Результатом этой работы явились различные приборы (стенды, аппараты, анализаторы, имитаторы и т.п.), позволяющие оценивать это свойство.

В нашей стране были разработаны стенд с реальным насосом-регулятором НР-21Ф2 и приборы ПСТ-2, УПС-01 и СИССТ-1 [1, 2]. Испытания на лабораторном стенде НР-21Ф2 (рис. 1) включают однократную прокачку через контрольный узел трения 50 л топлива, подогретого до 50°С, в течение 5 ч. В специально выточенных гнездах плунжеров агрегата устанавливают съемные шары (8) диаметром 12,7 мм из стали ШХ-15, контактирующие с наклонной шайбой из стали ЭИ-347 (1).

Смазывающие способности топлива оценивают по средней величине диаметров пятен износа контрольных шаров. К недостаткам стенда следует отнести большой объем испытуемой пробы топлива, длительность испытания и установку для каждого испытания в насос новых шаров и упорного подшипника с шайбой.

Оценку смазывающей способности в условиях трения скольжения на приборе УПС-01 (СТО 07538518-09-35-2012) проводят на паре трения шар—шайба (рис. 2). Испытание топлива объемом 3,5 л проводят при скорости скольжения 1,18 м/с, температуре топлива 60°С и осевой нагрузке 98,1 Н в течение 30 мин. Пара трения представляет собой плоский диск (8) и закрепленные в обойме три

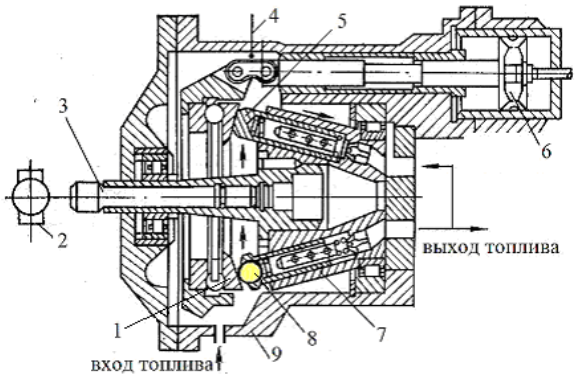


Рис. 1. **Модифицированный насос-регулятор НР-21Ф2**
1 – наклонная шайба; 2 – электропривод; 3 – вал; 4 – термопара; 5 – плунжер; 6 – сервопоршень; 7 – ротор; 8 – съемный шар-образец; 9 – корпус

шара (6) диаметром 25,4 мм из стали ШХ-15 (62...66 HRC), которая размещена в герметичной топливной камере. Это позволяет проводить испытания при избыточном давлении топлива и отсутствии его контакта с атмосферой. Смазывающую способность топлива оценивают по значению обобщенного показателя К (норма – не ниже 95%), рассчитываемого как отношение критической нагрузки начала схватывания ($P_{кр}$, Н) к среднему диаметру пятна износа шаров (i, мм).

Испытания в условиях трения скольжения на стенде СИССТ-1 аналогичны испытаниям на приборе УПС-01. Различие состоит в режимах испытания и материалах шаров и шайбы. Смазывающую способность топлива оценивают по величине среднего диаметра пятна износа, полученного на шарах из стали ХВГ в результате

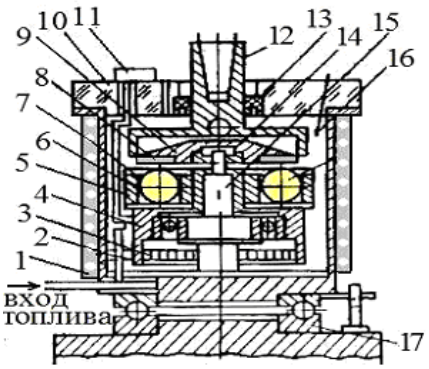


Рис. 2. **Узел трения прибора УПС-01**
1 - электронагреватель; 2 – топливная камера; 3 - спиральная пружина; 4 – подвижный блок; 5 - сепаратор; 6 – шар-образец; 7 – шайба прижимная; 8 – диск-образец; 10 – держатель диска-образца; 11 – концевой выключатель; 12 – переходник; 13 - уплотнительная манжета; 14 – сферический подшипник; 15 – центральная ось; 16 – термопара; 17 - подшипник

трения о шайбу из стали ШХ-15 при скорости скольжения 0,36 м/с и температуре топлива 20–25°С в течение 30 мин. Противозадирные свойства топлив определяют по величине критической нагрузки схватывания шаров ($P_{кр}$, кН) из стали Х12М и шайбы из стали ЭИ347. Массу износа шаров (m, мкг) находят с помощью таблицы по размером пятен износа [2, 3].

В приборе ПСТ-2 (СТО 08151164-0164-2014) оценочным узлом является пара трения плунжер/шар–коническая шайба, отличительной особенностью которой является возможность вращения оправки с плунжером/шаром относительно своей оси и периодическое ее притормаживание с целью чередования режимов качения и скольжения в зоне контакта (рис. 3). Смазывающая способность топлива определяется как отношение пятен износа плунжера/шара на испытуемом и контрольном топливе, выраженное в усл.ед. (норма – не более 60). Испытания проводят при осевой нагрузке 500 Н, соотношении скоростей скольжения и качения в зоне контакта 0,16—0,40 и температуре топлива 30°С в течение 60 мин. К недостатку прибора следует отнести недостаточную сходимость результатов оценки из-за технических сложностей при восстановлении необходимой геометрии плунжера и конической шайбы после испытания, а также нестабильность времени притормаживания.

В настоящее время практическое применение нашли только приборы ПСТ-2 и УПС-01 при квалификационной оценки смазывающей способности топлив ТС-1 и РТ.

Разработки приборов оценки смазывающей способности топлив зарубежных корпораций и компаний включают – Bendix Lubricity Simulator, Esso Pin-on-Disc Rig, Thornton Aviation Fuel Lubricity Evaluator (TAFLE), Lucas Dwell Tester, Ball-on-Cylinder Tester, Ball on Cylinder Lubricity Evaluator Standard Test Method, Scuffing Load BOCLE

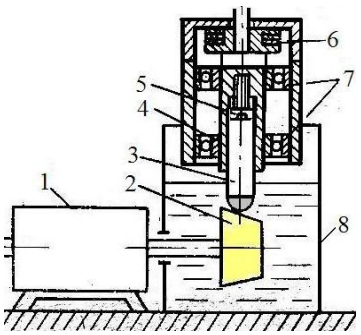


Рис. 3. **Узел трения установки ПСТ-2**
1 – редуктор; 2 – коническая шайба; 3 – плунжер; 4 – цанговый держатель; 5 – винт-упор; 6, 7 – подшипники; 8 – топливный бачок

(SLBOCLE), Elevated Temperature BOCLE, High Frequency Reciprocating Rig, Modified HFRR (Hard-on-Hard Metallurgy), Low Frequency Reciprocating Rig, Ball on Three Disks (BOTD) и Fuel Pump Testing и др. Многие из этих приборов не производились серийно, а создавались и обслуживались в пределах одной организации. Схемы различных пар трения, реализованные в приборах оценки смазывающей способности топлив, приведены на рис. 4.

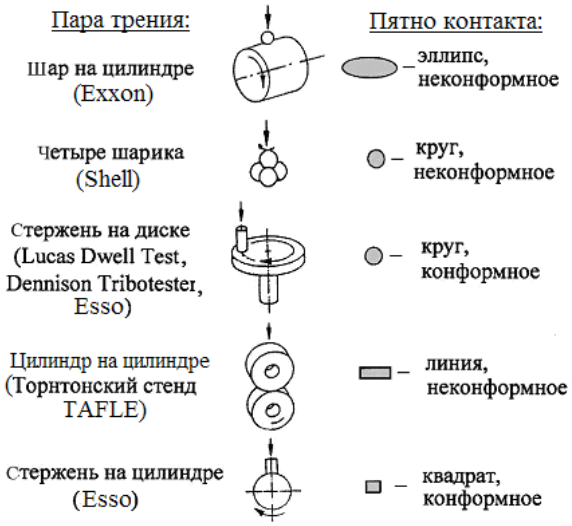


Рис. 4. **Схемы пар трения и геометрия их контакта**

В начале, предпочтение отдавалось английскому испытательному устройству Lucas Dwell Tester, однако вскоре была обнаружена низкая корреляция результатов, полученных на этом устройстве, с результатами эксплуатационных испытаний топлив. Испытания на приборах четырехшариковая машина трения и «Dennison Tribotester» также показали свою неэффективность. Кроме того, прибор «Dennison Tribotester» и машина трения Furey Ball-on-Cylinder показали сравнительно малые различия между топливами с присадками, улучшающими смазывающие свойства, и без них в рабочих концентрациях.

Исследования компании Shell в Торнтоне и Великобритании показали хорошие результаты оценки смазывающей способности топлив на

приборе Amsler T135 с парой трения цилиндр-цилиндр - два вертикально установленных цилиндра, контактирующих через слой потока топлива. Результаты были столь многообещающими, что примерно в 1970 году модифицированная версия механизма была изготовлена и продублирована как Тортонский анализатор смазывающей способности авиатоплив (TAFLE). Анализатор позволил дифференцировать топлива с низкой и высокой смазывающей способностью, а также установить закономерность снижения коэффициента трения при введении ингибиторов коррозии в топлива с относительно низкой смазывающей способностью. Со временем появилось несколько версий аппаратурного оформления анализатора TAFLE, один из которых показан на рис. 4, и методов проведения испытания (версии Марк I, II, и III). Впервые метод оценки смазывающей способности Mark IV на анализаторе TAFLE был опубликован в 1985 году, которому позднее на смену пришли обновленные версии. Смазывающую способность топлива при испытании оценивают по величине нагрузки задира трущейся пары (диапазон нагрузок составлял от 50 до 150 кг.) и нагрузки, при которой коэффициент трения в трущейся паре достигал величины 0,4. Проведенные фирмой Shell испытания механизма шестеренчатого насоса в течение 6-8 часов, также показали хорошую корреляцию результатов оценки его износа с результатами на анализаторе TAFLE [4].

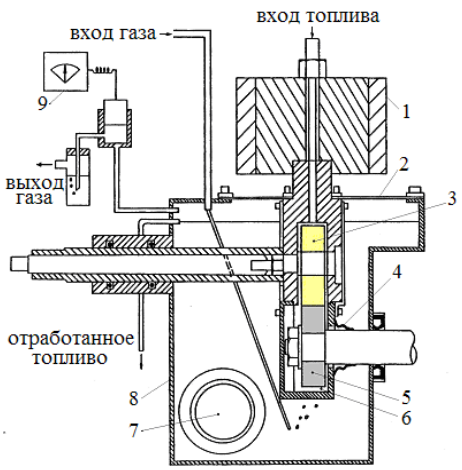


Рис. 5 **Анализатор TAFLE**

1 – нагрузочный рычаг; 2 – резиновая диафрагма; 3 - неподвижный цилиндр; 4 - V-образное уплотнение; 5 - вращающийся цилиндр; 6 – испытательная камера; 7 – нагреватель; 8 – топливный бак; 9 – измеритель Бэкмена

Совместное испытание корпораций Bendix и General Electric, ВВС США под эгидой CRC показало наибольшую эффективность прибора с парой трения шар-цилиндр (Ball-on-Cylinder) корпорации Exxon, который получил признание как наилучший и доступный прибор для оценки смазывающей способности реактивных топлив в условиях граничной смазки. Это содействовало прекращению работ над другими менее эффективными устройствами (например, имитатор Bendix, Lucas Dwell Tester и др.). В результате длительных исследований был разработан метод оценки смазывающей способности реактивных топлив BOCLE (Ball-on- Cylinder Lubricity Evaluator), получивший международное признание [5]. Узел трения прибора включает неподвижный стальной шар диаметром 12,7 мм (64...66 HRC), неподвижно закрепленный в вертикальном зажимном устройстве и прижатый с нагрузкой 0,1Н к горизонтально закрепленному вращающемуся с постоянной частотой 240 мин$^{-1}$ стальному цилиндру (58…62 HRC), частично погруженному в резервуар с испытуемым топливом (рис. 6).

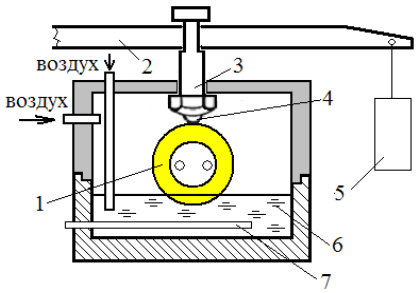


Рис. 6. **Узел трения аппарата BOCLE**

1 - вращающийся стальной цилиндр; 2 – нагрузочный рычаг; 3 – зажимное устройство; 4 – неподвижный стальной шарик; 5 – груз; 6 – испытуемое топливо; 7 - термопара

Испытания проводят при температуре опытного образца топлива 25°С и относительной влажности воздуха в зоне трения 10% в течение 30 мин. О смазывающей способности топлива судят по значению диаметра пятна износа шара ($D_И$, в мм). Настоящий метод включен в зарубежные стандарты, где определены требования к смазывающей способности топлив ($D_И$ не более 0,85 мм), содержащих менее 5% негидрочищенного компонента и около 20% компонентов глубокой гидроочистки и синтетические компоненты (DEF STAN 91-91), и «устаревших» товарных топлив и синтетических топливных смесей (D7566-12).

В России метод определения смазывающей способности на аппарате шар-цилиндр (BOCLE) по ГОСТ Р 53715-2009 [6] и ГОСТ 33906-2016 [7], идентичный методу ASTM D 5001, включен в отечественные стандарты ГОСТ Р 52050-2006 и ГОСТ Р 32595-2013 на топливо Джет А-1 (Jet A-1). Норма по показателю $D_И$ не более 0,85 мм.

Реализованный в методе BOCLE процесс износа в основном носит мягкий оксидативный характер. В то же время отказы авиационных топливных насосов в основном связаны с низкой смазывающей способности топлива, приводящей к эрозии зубчатых передач (адгезионный износ). Поэтому некоторые исследователи считают, что результаты могут быть некорректными при оценке задира в шестеренчатых насосах, где корреляция между мягким износом и задиром зависит от состава топлива. Полученные на анализаторе TAFLE и стандартном приборе BOCLE результаты сравни-

тельных испытаний свидетельствуют о том, что значимость результатов возрастает при улучшении смазывающей способности топлива для анализатора TAFLE, а при ухудшении - на аппарате BOCLE.

[1] Гуреев А. А., Серегин Е. П., Азев В. С. Квалификационные методы испытаний нефтяных топлив.-М., Химия, 1984.-200с., ил.
[2] Гришин Н.Н., Середа В.В. Энциклопедия химмотологии. — М.: Издательство «Перо». — 2016, 960 с.: ил.
[3] Химмотология ракетных и реактивных топлив/Братков А. А., Серегин Е. П., Горенков А. Ф. и др./Под ред. А. А. Браткова. М.: Химия, 1987. 304 с.
[4] J.M. Bauldreay and C-H. Ang, “Reduced Sulfur Aviation Fuels – A Worldwide Challenge.” IASH, 2003, Steamboat Springs, Colorado.
[5] ASTM D 5001-10 (2014) – Standard test method for measurement of lubricity of aviation turbine fuels by the ball-on-cylinder lubricity evaluator (BOCLE).
[6] ГОСТ Р 53715-2009. «Топлива авиационные для газотурбинных двигателей. Определение смазывающей способности на аппарате шар-цилиндр (BOCLE)»
[7] ГОСТ 33906-2016. «Топлива авиационные для газотурбинных двигателей. Определение смазывающей способности на аппарате шар-цилиндр (BOCLE)»

ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПАР ТРЕНИЯ ПЬЕЗОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ

Падгурскас Ю., Андрюшис А., Жунда А.

E-mail: juozas.padgurskas@asu.lt

Университет имени Александрас Стульгинскис, Каунас, Литва.

В работе представлены результаты исследований параметров фрикционного взаимодействия пары трения ротационного пьезоэлектрического двигателя. В качестве пар трения были исследованы фрикционные композиты и электроискровые покрытия на основе кермет 12С2, ВК6М, STELLITE В3К.

Ключевые слова: пьезоэлектрический двигатель, фрикционный элемент, электроискровое покрытие.

INVESTIGATION OF FRICTION INTERACTION OF FRICTION PAIR OF A PIEZOELECTRIC ACTUATORS

Padgurskas J., Andriušis A., Žunda A.

The paper presents the results of an investigation of the frictional interaction parameters of a friction pair of rotating piezoelectric actuators. Friction composites and electric spark coatings based on cermet 12C2, BK6M, STELLITE B3K have been studied.

Keywords: piezoelectric motor, friction element, electric spark coating.

Введение

Пьезоэлектрические двигатели широко применяются в высокоточных позиционирующих устройствах. Развитие их применения отчасти ограничивается недостаточной износостойкостью контактных элементов. В связи с применением в паре трения специальных материалов (керамика, стекло, пластик), а также особенностями механики передачи движения в таких парах трения, основанных на трансформации высокочастотных резонансных вибраций в зоне контакта в переменную силу трения, трибологическая надежность играет исключительно большую роль.

Сложность проблемы повышает высокоточные и поэтому трибологически трудно моделируемые условия взаимодействия пары трения пьезоэлектрического двигателя: высокочастотные колебания (20 ... 500 кГц) [1] и двумерная траектория малой амплитуды (0,5 ... 5 μм) [2, 3]. В этих условиях продолжительность одного взаимодействия находится на уровне микросекунд, а контактные напряжения элементов близки предельным при высоком скольжении. В случае высокочастотного взаимодействия аналитический расчет контактных нагрузок является приблизительным, поэтому в большинстве случаев проводятся экспериментальные исследования.

На эффективность пьезоэлектрической пары трения значительное влияние оказывает шероховатость поверхности и твердость материала. В случае более мягкого материала шероховатость поверхности быстро снижается, а в зоне контакта образовывается след износа [4, 5].

Материалы и методы

На рис. 1 представлена принципиальная схема экспериментального устройства (испытательного стенда) для трибологических испытаний пьезоэлектрического двигателя. Устройство разработано лабораторией Трибологии Института силовых и транспортных машин Университета им. Александраса Стульгинскиса. Стенд позволяет тестировать пьезоэлектрический привод: управление компьютером силы прижатия фрикционного элемента F к ротору и крутящего момент M (момента нагружения).

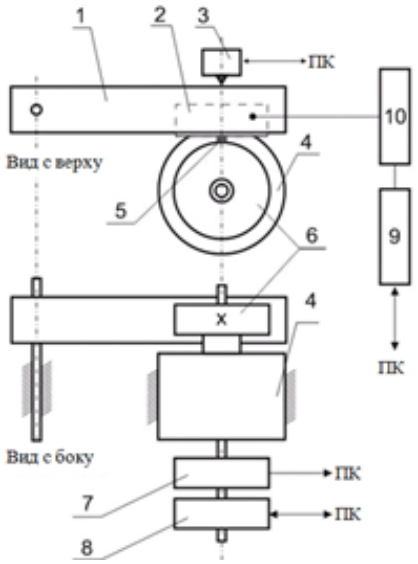


Рис. 1. **Схема установки для трибологических испытаний пьезоэлектрического двигателя:** 1 – статор (держатель пьезоэлектрического элемента); 2 – пьезоэлектрический элемент; 3 – пневматический цилиндр с датчиком нагружения; 4 – воздушный подшипник; 5 – фрикционная колодка; 6 – ротор (ролик с исследуемой контактной поверхностью); 7 – счётчик числа оборотов; 8 – датчик крутящего момента и бесконтактный тормоз; 9 – высокочастотный генератор; 10 – усилитель напряжения; ПК – компьютер

На рис. 2 представлена последовательность нагрузочных режимов во время испытаний.

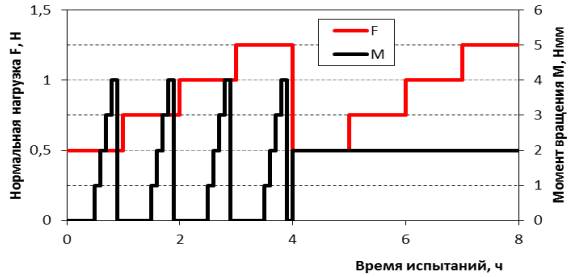


Рис. 2. **Цикл испытаний пьезоэлектрического двигателя:** F - изменение силы прижатия фрикционного элемента к ротору, M - изменение крутящего момента ротора (момента нагружения)

Были проведены испытания трибологических пар пьезо двигателя: ротор, упрочненный электроискровым легированием (ЭИЛ) – фрикционный материал (эпоксидная смола + 30% SiO_2). Исследовали покрытия, сформированные электроискровым легированием при использовании электродов: а) кермет 12С2; б) твердый сплав ВК6М; в) сплав Co-Cr STELLITE B3K. Средняя твердость покрытий представлена на рис. 3. Самым твердым покрытием оказалось покрытие, сформированное ЭИЛ электродом 12С2, а самым мягким - ЭИЛ электродом Co-Cr.

В таблице 1 представлены данные о средней шероховатости покрытий. Существенной разницы между покрытиями по шероховатости не установлено.

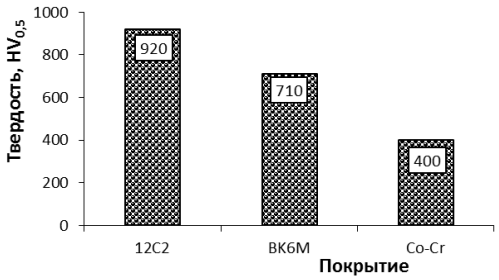


Рис. 3. **Средняя твердость покрытий ротора**

Таблица 1. **Шероховатость покрытий**

Шероховатость	**Покрытие**		
	12C2	BK6M	Co-Cr
Rz, μm	0,7	0,8	1,1

Результаты и их обсуждение

На рис. 4 представлены результаты испытаний ротора с покрытием кермета 12С2 – кривые изменения частоты и момента вращения ротора (общий вид (а) и во время кратковременной перегрузки (б)).

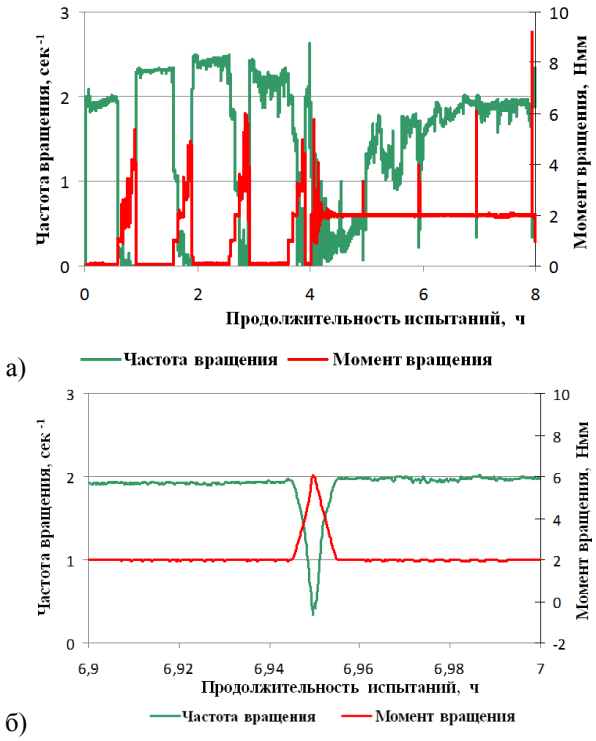
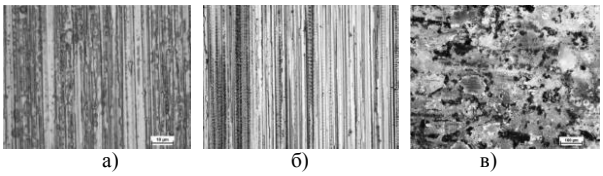


Рис. 4. **Графики изменения частоты и момента вращения ротора пьезо электрического двигателя, когда ротор покрыт ЭИЛ кермет 12С2:** а – общий вид; б – кратковременная перегрузка (сила прижатия фрикционного материала к ротору F=1000 мН)

Путь трения составлял около 6,2 км. Прослеживается тенденция, что при маленьком нагружении двигателя увеличивая силу прижатия фрикционного элемента, частота вращения ротора повышается. При небольшой силе прижатия F (500 мН) двигатель работает стабильно до 1 Нмм момента вращения. Большее прижатие фрикционного элемента увеличивает возможности двигателя. На втором этапе испытаний при нагрузке

2 Нмм частота вращения ротора по сравнению с ненагруженным ротором снижается. Передача может работать стабильно при силе прижатия фрикционного элемента F>500 мН и среднем моменте вращения 2 Нмм. Передача может быстро восстановить функционирование после кратковременных перегрузок (Рис. 4, б). Этот вариант трибопары в пьезо двигателе можно рекомендовать для небольших моментов вращения (1 … 2 Нмм) и силы прижатия (до 750 мН)

На рис. 5 представлены фотографии поверхностей ротора и фрикционного элемента.



а) б) в)

Рис. 5. **Поверхности покрытий: ротора, упрочненного ЭИЛ кермет 12С2 до испытаний (а), после испытаний (б) и фрикционного элемента после испытаний (в)**

На рис. 6 представлены результаты испытаний ротора с покрытием твердого сплава ВК6М - кривые изменения частоты и момента вращения ротора (общий вид (а) и во время кратковременной перегрузки (б)).

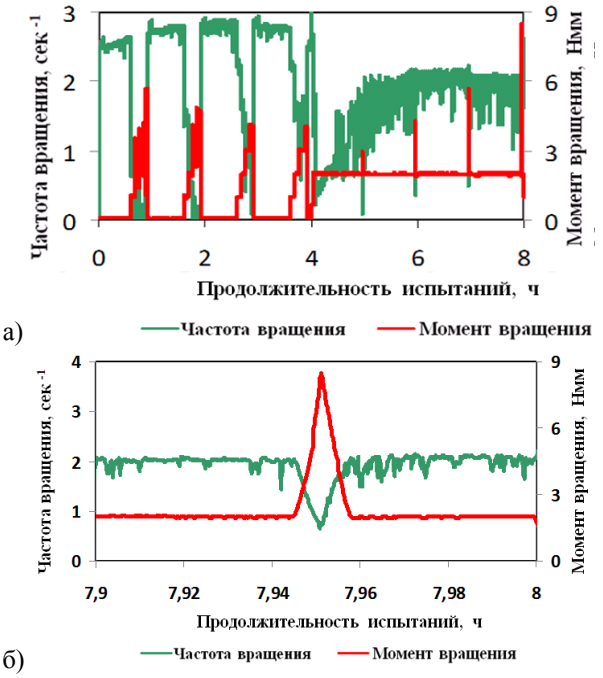
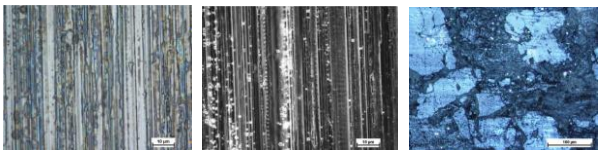


Рис. 6. **Графики изменения частоты и момента вращения ротора пьезо электрического двигателя, когда ротор покрыт ЭИЛ твердый сплав ВК6М:** а – общий вид; б – кратковременная перегрузка (сила прижатия фрикционного материала к ротору F=1250 мН)

Путь трения был самым длительным – около 8 км. Это можно объяснить тем, что было мало случаев, когда ротор был остановлен, а скорость вращения была наибольшей со всех вариантов. При небольшом прижатии фрикционного элемента (500 мН) ротор стабильно вращался только при моменте вращения до 1 Нмм, при увеличении момента стабильность вращения терялся и ротор останавливался. Передача без нагружения вращалась с частотой 2,6 … 2,8 $с^{-1}$. При моменте вращения 2 Нмм и более и силе прижатия фрикционного элемента больше 500 мН передача после кратковременных перегрузок быстро восстанавливала функционирование (Рис. 6, б).

Такие покрытия целесообразно применять в передачах для относительно большого момента вращения (2…4 Нмм) при силе прижатия фрикционного элемента не менее 1000 мН. Такая передача способна обеспечить стабильную частоту вращения и хорошо преодолевать значительные кратковременные перегрузки до 6 … 8 Нмм. На рис. 7 представлены фотографии поверхностей ротора и фрикционного элемента.



а) б) в)

Рис. 7. **Поверхности покрытий: ротора, упрочненного ЭИЛ твердым сплавом ВК6М до испытаний (а), после испытаний (б) и фрикционного элемента после испытаний (в)**

На рис. 8 представлены результаты испытаний ротора с покрытием ЭИЛ сплава Co-Cr STELLITE B3K - кривые изменения частоты и момента вращения ротора.

Путь трения для этой пары за период испытаний был весьма небольшой – около 4 км. На втором этапе испытаний после увеличения нагрузки частота вращения ротора, а тем самым и путь трения значительно сократились. На первом этапе, когда пьезо двигатель работал без нагрузки, частота вращения для всех вариантов прижатия фрикционного элемента к ротору была почти одинаковой – около 2 $с^{-1}$. При нагружении двигателя частота вращения ротора уменьшалась. При нагружении двигателя моментом 2 Нмм, стабильное вращение ротора обеспечивается только при повышенном прижатии фрикционного элемента (750 … 1250 мН).Такая пара трения применима там, где не требуется повышенный момент вращения, но очень важно иметь стабильную частоту вращения ротора.

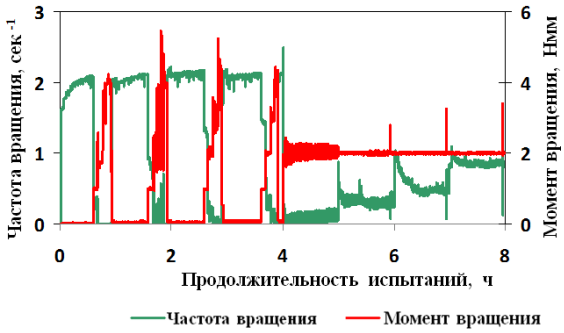
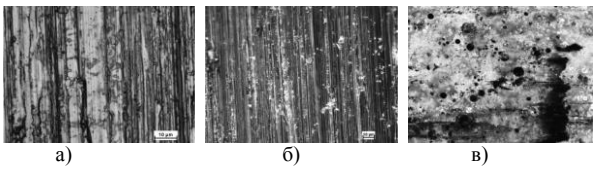


Рис. 8. **Графики изменения частоты и момента вращения ротора пьезо электрического двигателя, когда ротор покрыт ЭИЛ сплавом Co-Cr STELLITE B3K**

На рис. 9 представлены фотографии поверхностей ротора и фрикционного элемента.



а) б) в)

Рис. 9. **Поверхности покрытий: ротора, упрочненного ЭИЛ сплавом Co-Cr STELLITE B3K до испытаний (а), после испытаний (б) и фрикционного элемента после испытаний (в)**

Выводы

1. Наилучшими показателями из изученных покрытий по скорости и развиваемому моменту вращения обладают покрытия, сформированные ЭИЛ электродом ВК6М. Ротор, имеющий такое покрытие, в паре с фрикционным элементом может обеспечить при контактном давлении фрикционного элемента не менее 1000 мН относительно большой крутящий момент (2...4 Нмм), стабильную скорость вращения и хорошее преодоление больших (6...8 Нм) кратковременных перегрузок (без остановок, только замедление вращения);
2. Ротор с покрытием ЭИЛ сплавом Co-Cr STELLITE B3K в паре с фрикционным элементом благодаря хорошей стабильности вращения при низком крутящем моменте (до 1 Нмм), можно рекомендуется для использования в передачах, где нет необходимости большого крутящего момента, но требуется обеспечение стабильной скорости вращения.

[1] Claeyssen F., Belly C., Le Letty R., Bagot M. Dinamic strain limits of Amplified Piezo Actuators. Actuator, 2010. 4 p.
[2] Kuo W.M., Chuang S.F., Nian C.Y., Tarng Y.S. Precision nano-alignment system using machine vision with motion controlled by piezoelectric motor. National Taiwan University of Scince ant Technology. Mechatronics 18, 2008.
[3] Wang Z.L. Progress in piezotronics and piezo-phototronics. Advanced materials, 2012. 1–15 p.
[4] Padgurskas J., Bansevičius R., Žunda A., Rukuiža R., Andriušis A. Investigation of the tribological properties in the piezoelectric contact. Электронная обработка материалов. 2013. т. 49(5), 50–55.
[5] Anantheshawara K., Murali N. S. and Bobji M. S. Effect of friction on the performance of inertial slider. Sadhana., June 2008, India Vol. 33, Part 3, p. 221–226.

ВЛИЯНИЕ ТСМ НА ТЕМПЕРАТУРУ ПРИ ЗАТОЧКЕ ИНСТРУМЕНТА ЭЛЬБОРОВЫМИ КРУГАМИ РАЗЛИЧНОЙ ЗЕРНИСТОСТИ

Панайоти В.А., Богомольная Г.В., Копытова Е.В.

E-mail: lek00@mail.ru

Российский технологический университет (МИРЭА), Москва, Россия.

Проведены исследования влияния предложенной композиции твердой смазки на изменение контактной температуры поверхностных слоев быстрорежущей стали после шлифования эльборовыми кругами различной зернистости. Показана эффективность ее применения и объяснен механизм структурных и фазовых превращений. Определен диапазон оптимального использования величины зерна эльбора. Полученные результаты исследования позволяют обоснованно выбирать зернистость эльборовых кругов при заточке лезвийных инструментов.

Ключевые слова: шлифование, эльборовый круг, зернистость, твердая смазка, быстрорежущая сталь, фазовый состав.

INFLUENCE OF TSM ON TEMPERATURE WHEN THE TOOL IS BROUGHTED BY ELBOR CIRCLES OF DIFFERENT GRAIN

Panayoti V.A.

Investigations of the effect of the proposed solid lubricant composition on the change in the contact temperature of surface layers of high-speed steel after grinding by elboric circles of various granularity were carried out. The efficiency of its application is shown and the mechanism of structural and phase transformations is explained. The range of optimal use of the grain size of the bunch is determined. The received results of research allow to choose reasonably the granularity of elboric circles with sharpening of blade tools.

Keywords: grinding, elboric circle, granularity, solid lubrication, high-speed steel, phase composition.

Одним из перспективных методов повышения производительности и качества процесса шлифования, особенно на таких операциях, как заточка и доводка лезвийного инструмента, где применение жидких смазочно-охлаждающих жидкостей является нежелательным, рекомендуется использование твердых смазочных материалов (ТСМ). Эти материалы обладают способностью значительно снижать силы трения при контакте шлифовального круга и обрабатываемой детали, улучшать протекание процесса пластической и упругой деформации, положительно влиять на

эффективность шлифования и качество обработанной поверхности, способствуют ускорению отвода тепла из зоны резания. [1,2,3,4,5].

При введении твердой смазки в зону контакта шлифовального круга и обрабатываемой детали непосредственно в процессе резания, сухая твердая смесь, состоящая из нескольких компонентов с различной температурой плавления и служебным предназначением, в виде бруска сечением 10х10 мм^2 прижимается к вращающемуся шлифовальному кругу и в его порах и на рабочей поверхности остается тонкий слой смазочного материала. Подача твердой смазки осуществлялась методом с заданным расходом, что позволяет наиболее эффективно ее использовать [6,7].

В исследованиях применяли эльборовые шлифовальные круги чашечной формы ЛЧК125х45х32х10х5 различной зернистости, твердости С1, 100%-й концентрации структуры М8 на керамической связке С10. Работы проводились на модернизированном универсально-заточном станке модели 3А64Д. В качестве обрабатываемого материала использовали образцы из закаленной быстрорежущей стали Р9Ф5 высотой 7 мм.

В качестве компонентов ТСМ выбирают вещества, имеющие ламелярную структуру (тальк, графит, дисульфид молибдена, буру и др.), полимерные пленки и ткани (нейлон, полиэтилен), а также легкоплавкие металлы (медь, латунь, олово). Существенным преимуществом ТСМ является то, что в их состав можно вводить наполнители различной природы и химической активности, изменяя свойства смазки. В нашем случае твердую смазку составляли на основе гексогонального нитрида бора [8].

Для измерения осредненной контактной температуры шлифования использовали искусственную термопару. В этом случае две проволочки диаметром 0,1 мм располагали одну строго над другой. Электроды изолировались прокладками слюды толщиной 0,02 мм между собой и обрабатываемым материалом, и располагали между двумя пластинками образца.

При шлифовании абразивные зерна стягивают на обрабатываемую поверхность металл электродов и образуют горячий спай термопары. В качестве искусственной термопары были выбраны хромель-алюмель. Эта термопара имеет широкий диапазон рабочих температур (от 0 до 1100 ^{0}С), что позволяет получить надежные результаты.

В работе представлено исследование влияния размера зерна эльбора на контактную температуру поверхности быстрорежущей стали марки Р9Ф5 при шлифовании с применением твердого смазочного материала предложенной композиции. На рис. 1 показано изменение контактной температуры при шлифовании стали Р9Ф5 как в условиях нанесения смазки в процессе обработки, так и без ее применения.

При изменении зернистости от Л06 до Л016 контактная температура при шлифовании с ТСМ снижается с 270 до 120 ^{o}С т.е. в 2,25 раза, а при шлифовании без использования твердой смазки - с 470 до 220 ^{o}С, т.е. в 2,1 раза соответственно. При этом использование ТСМ приводит к снижению теплонапряженности процесса обработки и наблюдается уменьшение температуры в 1,7 – 1,8 раза по сравнению со шлифованием без смазки. Это свидетельствует об эффективности ее применения при шлифовании кругами во всем диапазоне исследованных размеров зерен эльбора. Необходимо отметить, что эффективность влияния смазочного материала на теплонапряженность процесса шлифования по мере увеличения размера зерна усиливается, что может быть обьяснено уменьшением тангенциальной составляющей силы резания и улучшением развитости рельефа режущих кромок эльборовых зерен.

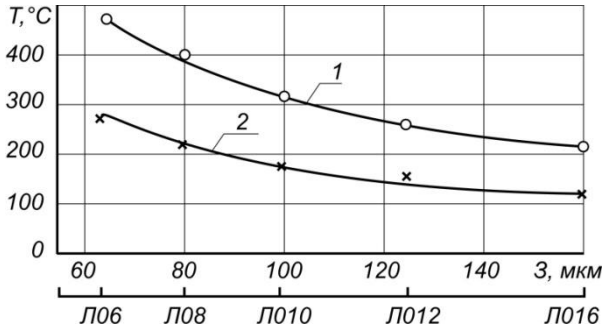


Рис. 1**. Изменение контактной температуры поверхности стали Р9Ф5 при шлифовании кругом ЛО С1 100% С10 различной зернистости.**
Режим резания: V= 19 м/с; S = 1 м/мин; t = 0, 02 мм/ дв.ход
1 – без ТСМ; 2 – с ТСМ..

Для построения зависимости изменения контактной температуры от размера зерна эльбора, а также для ее последующего математического описания определен и принят условный размер зерна эльбора. При выборе использовали ГОСТ 2 – МТ79-75 (см. табл. 1).

Таблица 1. **Принятый размер зерна эльбора**

Обозначение зернистости эльбора по ГОСТ 2 –МТ79-75	**Размеры зерна эльбора основной фракции, мкм**	**Размер зерна при расчетах, мкм**
Л016	200/ 160	160
Л012	160/ 125	125
Л010	125/ 100	100
ЛО8	100 / 80	80
Л06	80/ 63	63

В результате проведенного исследования показано, что смазывание рабочей поверхности круга твердой смазкой в процессе обработки способствует значительному улучшению условий шлифования, что сказывается на снижении теплонапряженности процесса резания. Выявлены закономерности изменения контактной температуры при использовании эльборовых кругов различной зернистости. Это объясняется хорошей смазывающей способностью исследуемой композиции

твердой смазки [9,10,11]. Полученные результаты подтверждаются производственными испытаниями [12,13].

[1] Панайоти В.А. Повышение эффективности и качества при шлифовании быстрорежущих сталей с использованием твердых смазок. Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии, 2016. № 2 (316) с.87-91.
[2] Панайоти В.А. Исследование структурных превращений в быстрорежущих сталях при шлифовании с применением твёрдых смазок, Автоматизация и современные технологии, 2017. №2, С. 55-60.
[3] Панайоти, В.А. Влияние твердых смазок на фазовый состав шлифованной поверхности быстрорежущих сталей / Научные труды IV Международная конференция "Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении". ИМАШ РАН. - М.: Издательский дом" Спектр", 2015. – С. 189-190.
[4] V.A. Panaioti, Yu.S. Asadova, N.V. Nemenko, Assessing the effectiveness of solid lubricants. . Russian Engineering Research. 2018. Т.38. №6. С.493-497
[5] Панайоти В.А. Исследование влияния твердой смазки на поверхностное упрочнение инструментов из быстрорежущей стали при заточке. Вестник Брянского государственного технического университета. 2016. №2 (50). С. 41-45
[6] Панайоти В.А. Исследование методов нанесения твердой смазки на поверхность шлифовального круга в процессе обработки. М. СТИН, 2016, №10, С. 26-29.
[7] Panaioti V.A. Applyng solid lubricant to the grinding-wheel surface. Pussian Engineering Research. 2017. Т.37. №4. С. 359-362.
[8] Прогрессивные машиностроительные технологии, оборудование и инструменты. Верещагин А.С., Возняковский А.П. и др. Коллективная монография / Москва, 2015. Том V. С. 228-264.
[9] Панайоти В.А., Асадова Ю.С., Неменко М.В. Оценка смазывающей способности твердых смазочных материалов. М. СТИН, 2017, №12, С.31-35
[10] Панайоти В.А. Оценка смазывающей способности ТСМ по коэффициенту абразивного резания. В книге: Трибология - Машиностроению труды. XI Международной научно-технической конференции. Институт машиноведения им. А.А. Благонравова. 2016. С. 187-188.
[11] Панайоти В.А. Влияние твердой смазки на поверхностное упрочнение инструментов из быстрорежущей стали эльборовыми кругами различной зернистости. Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2017. №2 (322). С. 106-109.
[12] Панайоти В.А., Асадова Ю.С. Исследование влияния твердой смазки на процесс заточки быстрорежущих инструментов в условиях производства. В сборнике: Научные тенденции: вопросы точных и технических наук сборник научных трудов по материалам VIII международной научной конференции. Международная Научно-Исследовательская Федерация «Общественная наука». 2017. С. 23-25.
[13] Панайоти В.А., Бородин А.С., Замулаев К.И. Выбор композиции твердой смазки для заточки инструмента из твердых сплавов. В сборнике: Научные тенденции: вопросы точных и технических наук сборник научных трудов по материалам VIII международной научной конференции. Международная Научно-Исследовательская Федерация «Общественная наука». 2017. С. 47-50.

ТРЕНИЕ СШИТОГО ФЕНОЛОФОРМАЛЬДЕГИДНОГО ПОЛИМЕРА

[1,2]Панова М.О., [3]Буяев Д.И., [2]Романченко Е.С., [1]Наумкин А.В.

E-mail: krasnov@ineos.ac.ru

[1]Институт элементоорганических соединений им. А. Н. Несмеянова РАН, Москва, Россия;
[2]Российский химико-технологический университет им. Д.И. Менделеева, Москва, Россия;
[3]ООО «ОВИТЭК», Москва, Россия.

При термическом воздействии на фенол-формальдегидный композит, армированный полиоксадиазольными волокнами и модифицированный частицами полиформальдегида, снижается количество выделяющегося фенола. При трении частицы полиформальдегида формируют дискретную поверхность, что способствует снижению коэффициента трения.

Ключевые слова: фенолоформальдегидный полимер, сополимер полиформальдегида, полиоксадиазольные волокна, коэффициент трения, износ, масс-спектрометрия, рентгеновская фотоэлектронная спектроскопия.

FRICTION OF CROSS-LINKED PHENOL FORMALDEHYDE POLYMER

Panova M.O., Buyaev D.I., Romanchenko E.S., Naumkin A.V.

Thermal treatment of phenol-formaldehyde composite reinforced with polyoxadiazole fibers and modified with polyformaldehyde particles reduces the release of phenol. In friction, the polyformaldehyde particles form a discrete surface, which contributes to reduction in the friction coefficient.

Keywords: phenolformaldehyde polymer, polyformaldehyde copolymer, polyoxadiazole fibers, friction coefficent, wear, mass spectrometry, X-ray photoelectron spectroscopy.

Введение

Изучение трибохимических процессов в узлах трения направлено на создание более износостойких материалов с пониженным коэффициентом трения. Решение этих проблем связано со многими сторонами народного хозяйства и со снижением потребления энергии. В настоящее время использование энергопотребления в триболо-гических устройствах составляет 23% от мирового. 20% используется для преодолевания трения, а 3% -

для восстановления изношенных деталей [1]. Приводимые цифры определяют высокую актуальность научных работ по повышению исследования трибохимических процессов в узлах трения с целью создания более износостойких материалов с пониженным коэффициентом трения.

ФФ полимеры применяют в качестве термостойкого связующего наполненных полимерных систем. Естественно, что наполнители влияют на трибологические процессы и являются компонентами продуктов трибохимических процессов. При разработке антифрикционных подшипниковых материалов на основе термостойких волокон, не обладающих антифрикционными свойствами, например, таких как Кевлар. Для достижения антифрикционности применяется сложный состав, включающий ПТФЭ, MoS_2 и добавки [2, 3]. Ранее проводились исследования антифрикционных свойств армирующих органических термостойких волокон [3]. Многие проблемы при использовании волокна Кевлар могут быть преодолены, применением полиоксадиазольного (ПОД) волокна.

Задачей данного исследования является изучение трибохимических процессов в ФФ полимере при введении модификатора – сополимера полиформальдегида (полиоксиметилена – ПОМ).

Материалы и методы исследования. Для изготовления полимерных композиционных материалов были использованы резаные ПОД волокна Ø 0.53 мм и длиной 8 – 15 мм. В качестве связующего применяли ФФ смолу резольного типа ЛБС-8 (ГОСТ 901-78). Модификатор – сополимер полиформальдегида ($-[CH_2-O]_n-[CH_2-CH_2-O]_m$) марки KEPITAL F30-03, гранулы измельчали в среде жидкого азота (частицы 20–100 мкм) вводили в смолу и пропитывали волокна. Далее, для удаления спирта и влаги сушили сутки в вытяжном шкафу и затем 1 час в термошкафу. Образцы композиционного материала в виде дисков (Ø 22 мм и h = 1,5 мм) были изготовлены методом прямого компрессионного прессования препрегов при T = 165 °C. Трибологические свойства полученных образцов определяли на машине торцевого трения типа И-47 в течение 30 мин. при скорости 0.5 м/с. Применяли 2 типа стальных контртел: втулка Ø 22х12 мм и контртело с тремя шарами Ø 0.5 мм. Давление устанавливали в зависимости от применяемых контртел: для втулки P = 0.05 МПа, для шарикового контртела P = 12 МПа. Коэффициент трения фиксировали непрерывно, износ – после проведения испытания.

Съемку термомасс-спектрограмм производили в процессе нагрева ампул от 35 до 420 °C в высоком вакууме, со скоростью 60 градусов в минуту на масс-спектрометре Finnigan Polaris Q (ионная ловушка) (ЭУ, 70Эв) с диапазоном масс 1000 абсолютных ед. массы.

Фотоэлектронные спектры регистрировали на спектрометре Axis Ultra DLD (Kratos) с использованием монохроматического излучения Al Kα. Размер анализируемой области составлял около 300x700 мкм^2.

Обсуждение результатов. На первом этапе исследовали антифрикционные свойства ФФ композитов. В процессе трения шаровым контртелом при высоком давлении (P = 12 МПа) и малой площади контакта формируется стабильная дорожка трения, однако для ФФ композита, модифицированного ПОМ, характерны пониженные значения коэффициента трения, амплитуды колебания (рис. 1) и происходит уменьшение износа с 4*10^{-4}г до 2*10^{-4}г.

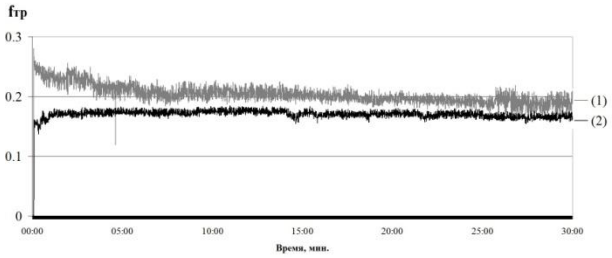


Рис. 1. **Фрикционные кривые ФФ композитов, армированных ПОД волокном, τ = 30 мин., v = 0.5 м/с, P = 12 МПа, (1) – ФФ исходный; (2) – ФФ + ПОМ**

При пониженном давлении (0.05 МПа) и большой площади контакта, как видно на рис. 2, $f_{тр}$ ФФ композита ~ 0.25, однако амплитуда колебания $f_{тр}$ более 0.3. Вероятно, при таких условиях значительна роль адгезионного фактора силы трения. Для того же ФФ композита, модифицированного ПОМ, характерна большая стабильность $f_{тр}$ и меньшая амплитуда колебания, однако коэффициент трения несколько выше (рис. 2). Износ был незначительным в обоих случаях и составил 4*10^{-4} г.

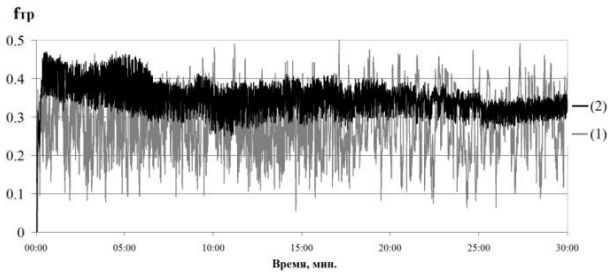


Рис. 2. **Фрикционные кривые ФФ композита, армированного ПОД волокном, τ = 30 мин., v = 0.5 м/с, контртело втулка, P = 0.05 МПа, (1) - исходный; (2) - наполненный ПОМ**

На фотографиях поверхностей отпрессованных образцов до и после трения видны белые частицы ПОМ (рис. 3), что свидетельствует о возможности формирования дискретной поверхности. Деформационные процессы при трении по дискретной поверхности приводят к увеличению площади, занимаемой ПОМ в результате «раскатывания» частичек.

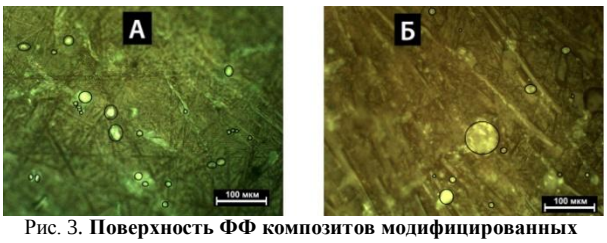


Рис. 3. **Поверхность ФФ композитов модифицированных ПОМ (А) – до трения, (Б) – после трения, (увеличение х400)**

Масс-спектрометрический анализ. Были оценены температурные интервалы термодесорбции фенола и формальдегида в термообработанных образцах ФФ копмозитов. По доле этих сигналов в полном ионном токе было оценено и их соотношение. По температуре максимального выделения фенола определена роль модификатора в отверждении ФФ смолы (рис. 4)

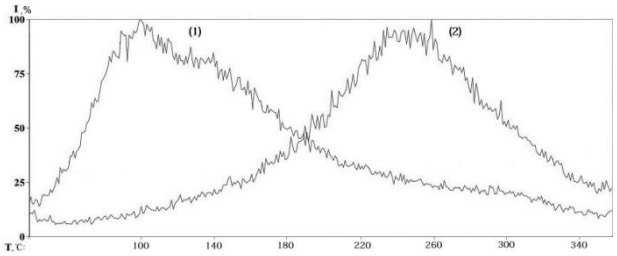


Рис.4. **Спектрограмма интенсивности выделения ионов m/z = 94 из ФФ композитов после 8-часовой термообработки (Т = 120 °С): (1) – ФФ исходный, (2) – ФФ + ПОМ**

Как видно на рис. 4 у немодифицированного образца происходит активное выделение фенола уже при 100 °С. В образце, модифицированном ПОМ, выделение фенола происходит при более высоких температурах, близких к температурам распада ≈ 240 – 260 °С.

В таблице 1 приведено процентное соотношение фенола и формальдегида в полном ионном токе. Введение ПОМ в композит приводит к значительному снижению этого показателя для фенола. Таким образом, ПОМ является донором формальдегида, участвующего в дальнейшем процессе отверждения.

Таблица 1. **Соотношение долей ионного тока, соответствующих фенолу и формальдегиду в полном токе исследуемых образцов ФФ композитов**

Состав композита	ФФ	ФФ + ПОМ	ФФ	ФФ + ПОМ
Ион	m/z = 94 (фенол), %		m/z = 30 (формальдегид), %	
Т/О 4 часа	15.0	8.67	2.17	1.86
Т/О 8 часов	5.67	3.08	1.15	1.46

Таким образом, ПОМ не только формирует дискретную поверхность, но также является катализатором отверждения ФФ полимера, что приводит к стабилизации фрикционной поверхности.

Исследование поверхности трения методом РФЭС. В обзорных спектрах исследуемых образцов присутствуют фотоэлектронные пики следующих элементов: C, N, O, F, Si, S, Ca. Присутствие пиков, характерных для F, Si, S, Ca, связано с промышленным происхождением использованных материалов. Результаты количественного анализа методом РФЭС на основе коэффициентов элементной чувствительности приведены в табл. 2.

Таблица 2. **Результаты количественного анализа методом РФЭС**

Образцы ФФ-полимера:	C, ат.%	N, ат.%	O, ат.%	F, ат.%	Si, ат.%	S, ат.%	Ca, ат.%
ФФ до трения	79.9	0.8	13.3	4.0	1.3	0.1	0.7
ФФ после трения	78.3	0.7	18.2	1.8	0.6	0.1	0.3
ФФ+ПОМ до трения	83.9	0.5	10.9	3.0	0.3	0.2	1.2
ФФ+ПОМ после трения	76.1	0.7	21.5	1.2	0.1	0.1	0.3

В результате трения как исходного, так и модифицированного ПОМ образцов происходит резкое снижение количества Ca, S, Si, F. Вероятно, эти незначительные примеси являются антиадгезионными сегрегированными добавками и сосредотачиваются в поверхностных слоях.

Основными элементами как до, так и после трения являются C, O, N. При исследовании трибохимических процессов следует исходить из промышленного происхождения данного образца, где синтез ЛБС-8 проходит при эквимолярном соотношении фенола к формальдегиду, а катализатором является аммиак. Это объясняет наличие азота и относительное слабое изменение его количества в обоих образцах как до, так и после трения.

При термическом процессе, как показано методом РФЭС, формируется поверхность модифицированного композита с практически не изменившимися включениями ПОМ (рис. 3). При переработке с ПОМ, как показано масс-спектрометрическим анализом, происходит выделение CH_2O из частичек сополимера ПОМ. Из данных РФЭС следует, что это приводит к ускорению отверждения, чему способствует наличие в массе ФФ полимера остаточного количества аммиака, являющегося катализатором при синтезе смолы ЛБС-8. В результате, формируется более жесткая структура ФФ полимера в объёме и на поверхности с уменьшенным количеством метилольных групп. Это, соответственно, приводит к пониженному количеству окисленного полимера по сравнению с немодифицированным образцом.

Трибохимический процесс. Трибодеструкция образца модифицированного сополимером ПОМ (данные РФЭС) происходит с выделением формальдегида и других продуктов, которые могут играть роль трибохимической смазки, снижающей коэффициент трения. Происходит выделение низкомолекулярных летучих продуктов с крайне незначительным содержанием фенола (табл. 1). Этот состав отличается от состава трибохимической смазки, характерного для трения недоотвержденных ФФ образцов с сохранением растворимой части.

При этом в немодифициорванных образцах трибохимическая смазка содержала значительное количество фенола. Отличие в том, что в данном случае этот процесс проходит наряду с протеканием процесса отверждения ФФ смолы за счет выделяющегося формальдегида.

В результате, при трении модифицированного образца на поверхности резко возрастает количество кислорода с 10.9% до 21.5%. Как видно из рис. 3, основная причина заключается не в окислении ФФ полимера, а в дискретности исходной поверхности, где более твердые кристаллические частицы ПОМ являются опорными точками при трении. После трения в спектрах C 1s (Рис. 5) наблюдается значительное увеличение интенсивности сигналов в области энергий связи около 286.9 и 288.4 эВ, что связано с увеличением относительных концентраций групп C-O и C(O)O. На поверхности возрастает количество кислорода, являющегося продуктом деформации, либо трибодеструкции сополимера.

Изменяются свойства не только поверхности, анализируемые в пределах информационной глубины метода РФЭС (до 100 Å), но и подповерхностных слоев (от 0.5 мм и более) участвовавших в процессе трения, на которые влияет деформация ПОМ, имеющего коэффициент трения около 0.3.

Заключение. При термическом воздействии дисперсный модификатор ПОМ эффективно ускоряет процесс отверждения и значительно снижает количество выделяющегося фенола, а при трибовоздействии регулирует процесс трения за счет формирования дискретной поверхности и, одновременно, влияет на процесс сшивки ФФ полимера. Введение частиц ПОМ в ФФ композит, армированный ПОД волокнами, снижает коэффициент трения композита и эффективно стабилизирует амплитуду колебания.

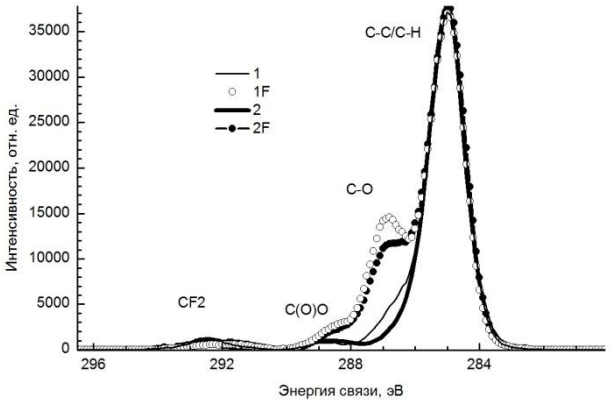


Рис. 5. **Фотоэлектронные спектры C 1s образцов ФФ композита: (1) - исходный до трения, (1F) - исходный после трения, (2) -модифицированный ПОМ до трения, (2F) - модифицированный ПОМ после трения**

[1] Holmberg K., Erdemir A. Influence of tribology on global energy consumption, costs and emissions // Friction. – 2017, T. 5, №3, 263-284.
[2] Wang J., Liu N., Yang J., Han G., Yan F. Combined effect of chemical surface treatment of Kevlar fabric and PTFE fillers on the water-involved tribological performance of Kevlar fabric/phenolic laminate //Tribology Transactions. – 2016, T. 59, №2, 385-390.
[3] Cai P., Wang T., Wang Q. Effect of several solid lubricants on the mechanical and tribological properties of phenolic resin - based composites //Polymer Composites. – 2015, T. 36, №12, 2203-2211.
[4] Буяев Д.И., Краснов А.П., Наумкин А.В., Юдин А.С., Афоничева О.В., Голубь А.Ю., Горошков М.В., Бузин М.И. Влияние химического строения и структуры полиарамидных и полиоксадиазольных волокон на трение органопластов //Трение и износ. – 2016, №4, 452-459.

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА НАНОЧАСТИЦ СУЛЬФИДОВ МЕТАЛЛОВ

Паренаго О.П., Оганесова Э.Ю, Лядов А.С., Бордубанова Е.Г.

E-mail: parenago@ips.ac.ru

ФГБУН Институт нефтехимического синтеза РАН, Москва, Россия.

В работе суммированы результаты цикла исследований по синтезу, физико-химическим свойствам и активности наночастиц сульфидов металлов в процессах трения и износа в составе смазочных масел минерального и синтетического происхождения.

Ключевые слова: наночастицы сульфидов металлов, термосольвометрический синтез, модификатор поверхности, показатель износа, коэффициент трения.

TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF METAL SULPHIDES NANOPARTICLES

Parenago O.P., Oganesova E.Yu., Lyadov A.S., Bordubanova E.G.

In this work, the results of research cycle on synthesis, physico-chemical properties and tribological activity of metal sulphides nanoparticles for friction and wear processes in mineral and synthetic lubricants are summarized.

Keywords: nanoparticles of metal sulphides, thermosolvolysis synthesis, surface modification, wear factor, friction coefficient.

Введение

Развитие исследований в области синтеза, определения свойств и практического применения присадок к смазочным материалам является одной из основных проблем, обеспечивающих длительное и надежное функционирование многочисленных узлов трения машин и механизмов, в первую очередь, транспортных средств. Помимо высокой эффективности в процессах трения и износа современные присадки должны соответствовать экологическим требованиям, предъявляемым в настоящее время к содержанию токсичных веществ в воздушной атмосфере, водной среде и в почве [1].

В качестве примера можно привести полифункциональную присадку к смазочным маслам – диалкил(арил)дитиофосфат цинка, проявляющую высокую активность в антиокислительных, противоизносных и антикоррозионных свойствах [2]. Это соединение широко используется в пакете присадок к моторным маслам более полувека, хотя наличие в ее составе таких элементов, как атомы металла, серы и, особенно, фосфора негативно влияет на работу современных карбюраторных и дизельных двигателей [3]. Поэтому в последние годы в мировых научных центрах проводятся интенсивные исследования с целью поиска новых трибологически активных присадок, отвечающих современным требованиями по комплексу функциональных и экологических свойств [4].

В связи с этим настоящая работа посвящена обобщению результатов работы по синтезу и изучению трибологических свойств наночастиц сульфидов молибдена, вольфрама и рения, как элементов, активных в снижении трения и износа контактирующих металлических поверхностей.

Синтез наночастиц сульфидов металлов

Синтез этих соединений проводили в две стадии. На первой стадии получали тиометаллаты

Mo, W и Re, включающие вместо аммонийной группы алкильные заместители и которые являлись прекурсорами получения наночастиц.

В случае молибдена или вольфрама на первой стадии в водной или в водно-спиртовой среде проводили взаимодействие тиомолибдата или тиовольфрамата аммония с тетралакиламмоний галогенидами при эквимольном соотношении компонентов:

$$(NH_4)_2MeS_4 + 2R_4NHal \rightarrow (R_4N)_2MeS_4 + 2NH_4Hal, \quad (1)$$

где Me = Mo, W; R = CH_3, C_4H_9, C_8H_{17}, (C_8-C_{10})H_{17}-H_{21}, $C_{16}H_{33}$, $C_{18}H_{37}$.

Для получения тетраалкиаммонийных солей тиоперрената в водной среде проводили реакцию перрената аммония, сульфида аммония и тетраалкиламмонийгалогенида с получением $(R_4N)ReS_4$, в котором R = C_4H_9, C_8H_{17}.

Таким образом, был получен ряд тиометаллатов, многие из которых были синтезированы впервые (табл. 1)

Таблица 1. **Синтез $(R_4N)_2MeS_4$ (R = Mo, W, Re)**

Синтезированное соединение	Выход, %
$[(C_4H_9)_4N]_2MoS_4$	54,5
$[CH_3(C_8H_{17})_3N]_2MoS_4$	89,5
$[CH_3(C_8\text{-}C_{10})_3N]_2MoS_4$	87,0
$[(CH_3)_3(C_{16}H_{33})\ N]_2MoS_4$	76,1
$[(CH_3)_2(C_{18}H_{37})_2N]_2MoS_4$	82,0
$[(C_4H_9)_4N]_2WS_4$	55
$[CH_3(C_8H_{17})_3N]_2WS_4$	81
$[CH_3(C_8\text{-}C_{10})_3N]_2WS_4$	80
$(C_4H_9)_4NReS_4$	57
$CH_3(C_8H_{17})_3NReS_4$	83

Полученные соединения были изучены оптическими методами и термогравиметрически.

Например, в табл. 2 приведены данные термического анализа температуры разложения некоторых производных.

Таблица 2. **Температура начала разложения $(R_4N)_nMeS_4$, где n = 2 или 0, Me = Mo, W, Re; R = C_4 или C_8**

Молибден		Вольфрам		Рений	
C_4	C_8	C_4	C_8	C_4	C_8
160	157	143	151	120	155

Отсюда следует, что если для бутильной группы при переходе от Mo к W и далее к Re термическая устойчивость этих соединений заметно снижается, то для метилтрикаприльной группы этот показатель составляет величину около 155°C. Найденные значения явились основой для выбора температурного интервала при проведении термосольволиза тиометаллатов в процессе формирования частиц сульфидов металлов.

На второй стадии тетраалкиламмоний тиометаллаты нагревали в среде ДМФА при 155-165°C в течение 2–5 ч в присутствии модификатора (алкенилсукцинимид). В ходе термической обработки соединений молибдена и вольфрама образование сульфидов протекает по схеме:

$$(R_4N)_2MeS_4 \rightarrow \mathbf{MeS_3} + R_2S + 2NR_3 \quad (2)$$

В случае рения образование сульфида осуществляется по реакции:

$$2(R_4N)ReS_4 \rightarrow \mathbf{Re_2S_7} + R_2S + 2NR_3 \quad (3)$$

Определение размеров частиц

Размерные характеристики полученных частиц сульфидов металлов определяли методами малоуглового рентгеновского рассеяния (SAXS) или динамического светорассеяния (DLS). В табл. 3 приведены данные о размерах частиц, полученных из прекурсоров различного состава [5,6].

Таблица 3. **Размеры частиц, полученных из прекурсоров различного состава**

Состав алкильных групп в прекурсоре	Диаметр частиц, нм		
	Mo	W	Re
$(C_4H_9)_4$	50	110	8 (86)
$(C_{16}H_{33})\ (CH_3)_3$	34 (128)	–	–
$CH_3(C_8H_{17})_3$	140	10	96
$CH_3(C_8\text{-}C_{10})_3$	30 (65)	–	–
$(CH_3)_2(C_{18}H_{37})_2$	30 (112)	–	–

Примечание. В скобках приведены размеры частиц для случаев, когда имело место бимодальное распределение по размерам.

Как видно из этих данных, более или менее четкой закономерности ни по природе металла, ни по величине алкильных групп не наблюдается. Можно лишь отметить, что все значения лежат в пределах 30-140 нм, т.е. в наноразмерном диапазоне.

Трибологические свойства

В табл. 4 приведены данные по коэффициенту трения для нано-MoS_3, полученных из прекурсоров различного строения, для разных температур.

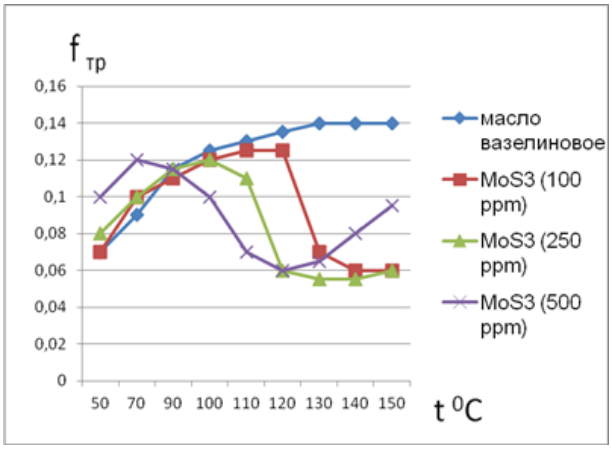
Таблица 4. **Значения коэффициента трения для MoS_3 на основе прекурсоров различной природы; трибометр UMT (USA), [Mo] = 250 ppm**

Исходное соединение молибдена	Коэффициент трения при разных температурах, °C		
	90	110	130
Вазелиновое масло	0,129	0,135	0,137
$[(C_4H_9)_4N]_2MoS_4$	0,105	0,112	0,074
$[C_{16}H_{33}(CH_3)_3N]_2MoS_4$	0,122	0,065	0,060
$[CH_3(C_8H_{17})_3N]_2MoS_4$	0,118	0,120	0,048
$[CH_3(C_8\text{-}C_{10})_3N]_2MoS_4$	0,120	0,103	0,055
$[(CH_3)_2(C_{18}H_{37})_2N]_2MoS_4$	0,110	0,120	0,117

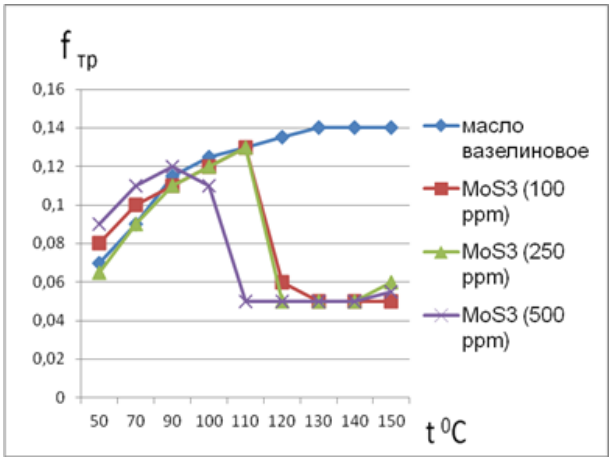
Полученные данные показывают, что наночастицы, синтезированные из всех прекурсоров, понижают коэффициент трения по сравнению с вазелиновым маслом, причем, в отличие от чистого масла с повышением температуры смазочной среды коэффициент трения заметным образом снижается. Известно, что антифрикционные свойства смазочных сред существенно ухудшаются при увеличении температуры. Полученный результат, скорее всего, связан с освобождением наночастиц от модифицирующего слоя. Не исключено также, что при повышении температуры протекает реакция разложения трисульфида молибдена до дисульфида, оказывающего антифрикционное действие.

Среди исследованных наночастиц MoS_3 наибольшая эффективность отмечена для образцов, полученных на основе тиомолибдатов, в состав которых входят алкильные группы с числом углеродных атомов 8 или 8-10. Для этих образцов была изучена зависимость коэффициента трения от содержания молибдена в масле (рис. 1).

Как следует из представленных данных, чем выше концентрация молибдена, тем при меньшей температуре введенная добавка наночастиц оказывает антифрикционное действие. Можно также отметить оптимальную температуру при снижении коэффициента трения, равную 120-130°C. Эти результаты также подтверждают механизм антифрикционной активности нано-MoS_3 при повышенных температурах, связанной с удалением модифицирующего слоя с поверхности наночастиц.



а



б

Рис. 1. **Зависимость коэффициента трения от температуры для наночастиц MoS_3, полученных из $[CH_3(C_8\text{-}C_{10})_3N]_2MoS_4$ (а) и $[CH_3(C_8H_{17})_3N]_2MoS_4$ (б), при различной [Mo]**

Наночастицы сульфидов вольфрама и рения не обладали заметной антифрикционной активностью при варьировании условий испытаний, но проявляли достаточно высокие противоизносные свойства. Рис. 2 демонстрирует зависимость показателя износа от содержания нано-WS_3, полученных из различных прекурсоров [6].

Видно, что все образцы имеют заметную противоизносную активность, которая, проявляется по-разному для наночастиц различного генезиса. Во-первых, во всех случаях снижение $Д_и$ происходит лишь при достижении определенной концентрации добавки, до этого момента, напротив, наблюдается произносный эффект, который в наибольшей степени выражен для частиц,

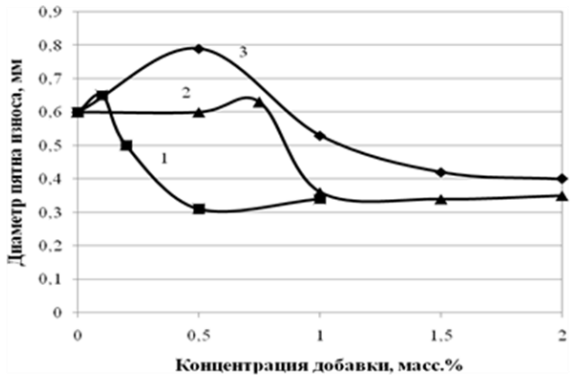


Рис. 2. **Зависимость диаметра пятна износа от концентрации добавки в вазелиновом масле для наночастиц, полученных из различных прекурсоров: $[CH_3(C_8\text{-}C_{10})_3N]_2WS_4$ (1), $[CH_3(C_8H_{17})_3N]_2WS_4$ (2) и $[(C_4H_9)_4N]_2WS_4$ (3)**

полученных из бутильного производного. Такой результат и несколько меньшее противоизносное действие для этого образца может быть связано с более крупными размерами наночастиц.

Данные по противоизносной активности для наночастиц сульфида рения в среде масел различной природы приведены на рис. 3.

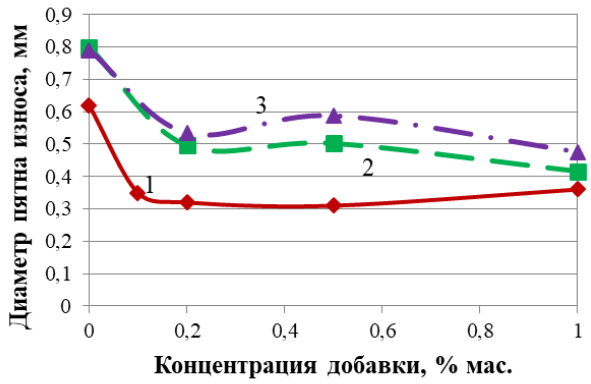


Рис. 3. **Зависимость $Д_и$ от содержания нано-Re_2S_7 в вазелиновом масле (1), ПАОМ-4 (2) и ДОС (3); прекурсор $[CH_3(C_8H_{17})_3N]ReS_4$**

Как следует из рисунка, противоизносная активность Re_2S_7 явно выше для вазелинового масла во всем интервале их концентрации по сравнению с синтетическими маслами. По-видимому, сродство модифицированных наночастиц к углеводородной среде больше, чем к более полярным синтетическим маслам.

Изучение поверхности трения

С использованием СЭМ с приставкой EDAX исследована поверхность металлического шарика, подвергнутого нагрузке в процессе трения в среде вазелинового масла с добавлением нано-Re_2S_7. Место анализа помечено крестиком на рис. 4, на рис. 5 приведены данные по содержанию атомов железа и рения на поверхности в ходе сканирования, а в табл. 5 – выделенные элементы.

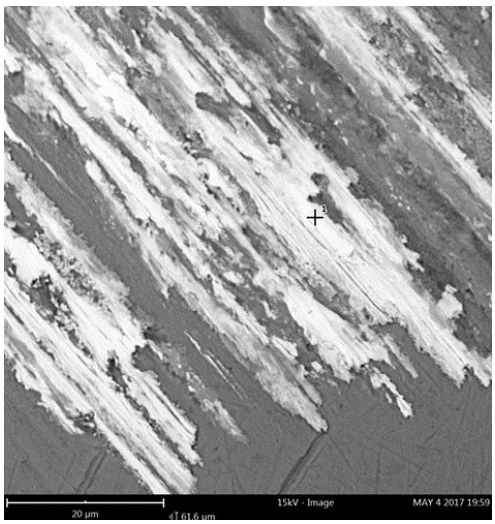


Рис. 4. **Изображение поверхности трения**

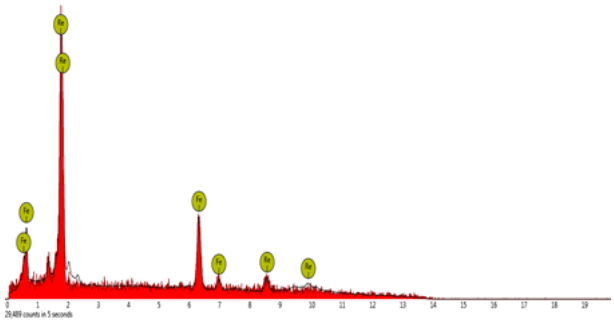


Рис. 5. **Содержание атомов Fe и Re на поверхности после трибоконтакта**

Таблица 5. **Характеристика элементов, найденных на поверхности трения**

Номер элемента	Символ	Название	Атом. концентрация, %	Ошибка
26	Fe	Железо	31,2	0,1
75	Re	Рений	68,8	1,7

Полученные данные показывают внедрение атомов рения в приповерхностные слои железа, которые оказывают противоизносное действие в ходе трения в среде вазелинового масла, содержащего наночастицы Re_2S_7.

Заключение

Таким образом, в работе рассмотрен метод получения наночастиц сульфидов молибдена, вольфрама и рения, показана их активность в антифрикционных и противоизносных свойствах при введении их в нефтяные или синтетические смазочные масла. Метод получения основан на предварительном синтезе тетраалкиламмонийных тиометалатов этих металлов с их последующим термическим разложением в среде подходящего растворителя при температуре 155-165°С. Ряд этих соединений был синтезирован и охарактеризован термическими и спектральными методами впервые. Образующиеся в результате термосольволиза частицы сульфидов MoS_3, WS_3 и Re_2S_7 имеют наноразмеры (10-140 нм) и, как правило, узкое унимодальное распределение по размерам.

Наночастицы сульфидов металлов хорошо растворимы в неполярных органических средах, в том числе в минеральных маслах благодаря введению в ходе их синтеза модификатора поверхности частиц, обычно алкенилсукцинимида.

Наночастицы сульфидов металлов проявляют активность в снижении трения и износа при введении их в качестве добавок в смазочные масла в концентрации 0,1 – 2,0 мас. %. При этом трибологическое действие зависит от природы металла. В случае молибдена наночастицы MoS_3 являются высокоактивными антифрикционными добавками, но обладают слабым противоизносным действием. Напротив, WS_3 и Re_2S_7 не проявляют антифрикционные свойства, но заметным образом уменьшают износ металла.

Работа выполнена в рамках государственного задания ИНХС РАН.

[1] Паренаго О.П. Экологические проблемы химии смазочных материалов (обзор) // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2013, № 6, 38-48.
[2] Spikes H. The history and mechanisms of ZDDP // Trib. Lett. – 2004 (17), № 3, 469-489.
[3] Kumar S., Ferrari V., Burk P.L., Deeba M., Rogalo L. Influence of phosphorus poisoning on TWC catalysts // SAE Tech. Paper. – 2003, 2003-01-3735.
[4] Spikes H. Low- and zero-sulphated ash, phosphorus and Sulphur anti-wear additives for engine oils // Lubrication Science. - 2008 (20), 103-136.
[5] Parenago O.P. and Kuzmina G.N. Formation and properties of the triboactive nanoparticles of molybdenum sulfides // Petr. Chem. – 2010 (50), № 4, 319-324.
[6] Oganesova E.Yu. Zaimovskaya T.A., Bordubanova E.G., Lyadov A.S., Litmanovich E.A., Parenago O.P. Synthesis of tungsten sulfide nanoparticles and their tribological properties as additives for lubricating oils // Nanotechnologies in Russia. – 2016 (11), № 5-6, 312-316.

ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ДОБАВОК АСТРАЛЕНОВ К СМАЗОЧНЫМ МАТЕРИАЛАМ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ И ПОКАЗАТЕЛИ КАЧЕСТВА ДЕТАЛЕЙ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ МАШИН

[1]Петров В.М., [2]Петров Ю.В. [1]Федосов А.В.

E-mail: tribotex@narod.ru

[1]Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет» (СПбГАСУ), Санкт-Петербург, Россия;
[2]ЭКЦ ГУ МВД России по городу Санкт-Петербургу и Ленинградской области, Санкт-Петербург, Россия.

В статье изложены отдельные результаты многолетних испытаний активных препаратов на основе аллотропных форм углерода к смазочным материалам. Представлены результаты триботехнических испытаний на стендах и машинах трения, а также результаты инструментальной оценки показателей качества поверхности трения деталей трибосопряжений. Результаты подтверждают положительное влияние астраленов на работоспособность пар трения.

Ключевые слова: *смазочный материал, модификатор, качество поверхности, трибосопряжение.*

PECULIARITIES OF THE INFLUENCE OF ASTRALENES ADDITIVES TO LUBRICATING MATERIALS ON THE EFFICIENCY AND QUALITY INDICES OF THE DETAILS OF FRICTION PAIR OF MACHINES

Petrov V.M., Petrov Y.V., Fedosov A.V.

The article presents the results of long-term tests of active preparations based on allotropic forms of carbon to lubricants. Presents the results of tribological test stands and machines, friction, and the results of instrumental evaluation of quality parameters of friction surfaces of parts of friction units. The results confirm the positive effect of astralens on the performance of friction pairs.

Keywords: lubricant, modifier, surface quality, tribocoupling.

Введение. В различных областях техники для снижения потерь на трение и обеспечения работоспособности трибосопряжений широко применяется целый ряд смазочных композиций, содержащих присадки различного функционального назначения, введенные в смазочные материалы при их производстве, а также дополнительные активные препараты (*АП*) модификаторы и наномодификаторы вводимые в состав смазочных материалов непосредственно перед эксплуатацией [1,2].

Современный товарный рынок как в РФ так и ближнем и дальнем зарубежье насыщен довольно широко различными функциональными *АП*. При всем разнообразии *АП* необходимо жестко учитывать условия их применения в составе смазочных материалов. Так некоторые из *АП* целесообразно применять на этапе обкатки агрегата

или узла, другие на этапе нормального, уже установившегося износа, а третьи на этапе близкого к критическому разрушению узла начинающегося катастрофического износа или режима нештатной эксплуатации изделия. Другим главным недостатком имеющихся препаратов является ограниченность их действия по срокам, а также сложность в регулировании самих сроков их действия (отсутствуют способы установить границы). Например, составы для приработки пар трения будут только вредить на этапе нормальной эксплуатации изделия, непосредственно увеличивая износ, а не вовремя залитый состав для экстремальных условий эксплуатации может привести к повышенной нагрузке в зоне трения, и в конечном итоге - к аварии узла трения.

Поэтому на сегодня актуально встает вопрос о создании *АП*, позволяющих одинаково продуктивно управлять трением и износом на различных этапах работы машин и агрегатов (см.рис.1), что в совокупности с правильно подобранными серийно выпускаемыми смазочными материалами для конкретных условий эксплуатации существенно повысит надежность пары трения, работоспособность и ресурс.

Материалы в составе *АП*.

Среди групп *АП* следует выделить [3]: полимерные антифрикционные препараты; реметаллизанты поверхностей трения; препараты на базе хлорпарафиновых соединений; тефлоносодержащие антифрикционные препараты; составы на базе минеральных порошков (геомодификаторы трения); наномодификаторы карбонной группы – фуллероидные наномодификаторы (фуллерены, нанотрубки, астралены и т.п.) [4,5]; мелкодисперсные порошковые композиции на базе искусственных алмазов – составы ультра – дисперсных алмазов (УДА); эпиламные (эпиламоподобные) и металлоорганические антифрикционные составы.

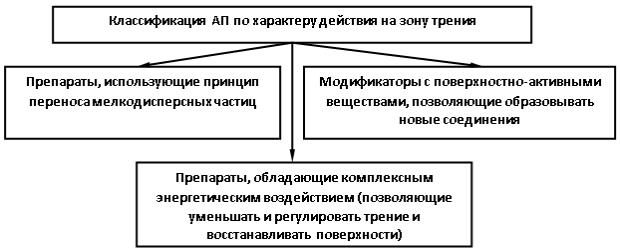
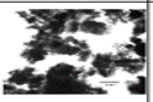
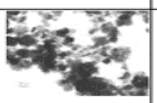
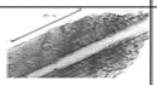
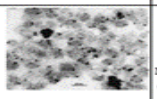
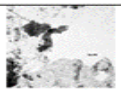
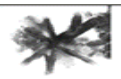


Рис. 1. **Классификация АП по свойствам и характеру действия основных компонентов, оказывающих воздействие на поверхности трения**

Высоко упорядоченные кластеры углерода (фуллерены, нанотрубки, астралены) [3,4,5,6] обладают новыми физико-химическими и физико-механическими свойствами, отличающимися от других материалов используемых в составе *АП*. Ниже, в табл. 1, приведены микрофотографии образцов некоторых углеродных фуллероидных материалов, полученные на просвечивающем электронном микроскопе JEM - 100C.

Таблица 1. **Типовые представители фуллероидных материалов и возможность их применения для решения триботехнических задач**

N п/п	Наименование	Микрофотография полученная на просвечивающем электронном микроскопе JEM - 100C	Примечание
1.	фуллереновая сажа (до химической обработки, с примесями)		широкое применение (триботехника, материаловедение)
2.	фуллереновая сажа (после химической обработки, без графита)		широкое применение (триботехника, материаловедение)
3.	многослойная нанотрубка		Решаются локальные задачи
4.	астралены		Широкое применение (запускают механизм, работают с модификаторами)
5.	конгломерат углеродных объектов		Область не определена (новый материал)
6.	«ежики», сросшиеся нанотрубки		Область не определена (новый материал)
7.	нанотрубки, модифицированные щелочными металлами		Ограниченное применение для легирования смазок и покрытий

Эти материалы представляют собой новую аллотропную форму углерода, отличающуюся от графита и алмаза. Отличительной особенностью данной формы является $Sp^2 - Sp^3$ гибридизации внешних электронных оболочек и, как следствие, специфические физико-химические свойства [3,4]:

- значительная сорбционная активность, связанная с высокой кривизной поверхности, и, как следствие, наноразмерность частиц, обладающих большой нескомпенсированной поверхностной энергией;
- высокая поляризуемость частиц и их способность выстраиваться в цепочки со значительными тепло- и электропроводностью, что обеспечивается наличием электронных облаков из делокализованных *p* - электронов.

Результатом этих физико-химических свойств является многофункциональность действия фуллероидных наномодификаторов [3,5,6].

Фуллероидные наночастицы (*ФН*), в силу особенностей строения электронной оболочки, аккумулируют её в виде возбужденных состояний электронов. В последующем, диссипация этой энергии происходит за счет испускания низкоэнергетичных фотонов, неспособных вызвать разрушение материала трущихся поверхностей или молекул смазки. Являясь центрами возникновения кавитационных пузырей, воспринимают энергию кавитационного удара и уменьшают кавитационный износ.

Наличие электронной оболочки из делокализованных ***p*** - электронов и высокая нескомпенсированная поверхностная энергия предопределяют способность «залечивать»

структурные дефекты поверхностного слоя металлов в трибоконтакте. Поляризуемость обеспечивает связывание с дефектом и его консервацию.

ФН способны образовывать цепочки, а как следствие, собственную сетку на поверхности, удерживающую оболочку из адсорбированных молекул компонентов смазки или *СОТС*, и доставлять их в зону трения, когда наступает истощение их в зоне трибоконтакта из-за десорбции с металлической поверхности. Таким образом, препятствует адгезионному изнашиванию трущихся металлических поверхностей. Высокая теплопроводность *ФН* способствует снижению температуры в зоне трения и предотвращению изменения физико-химических и физико-механических характеристик, как технологической смазочной среды, так и поверхностей трения материалов. При этом обеспечивается общее повышение устойчивости смазочного материала *(СМ)* к окислению в присутствии *ФН*.

В процессе работы углеводородного материала в качестве смазочного, в результате его деструкции, в объеме масла накапливается водород, способный, адсорбируясь на поверхности металла, диффундировать в его объем; при этом резко снижаются механические свойства материала. Подготовленные специальным образом фуллероид-ные материалы способны конкурировать в отношении сорбции водорода с металлом, причем сорбционная способность их на порядок выше [3]. Тем самым происходит протекторная защита металла от водородного воздействия (водородного охрупчивания металла).

Присутствие *ФН* в *СМ* способствует снижению абразивного износа твердыми оксидами металла [7], которые появляются в трибосопряжениях из-за присутствия молекулярного кислорода в *СМ*. Однако *ФН* является хорошим сорбентом кислорода, причем сорбция носит характер химсорбции, которая в зоне трибоконтакта при максимальных температурах завершается реакцией образования углекислого газа, что приводит к общему снижению кислорода в объеме *СМ* или технологической жидкости и, как следствие, к замедлению роста оксидных пленок до толщин, способных к самоотслоению из-за различия коэффициентов термического расширения.

Теории фракталов при решении триботехнических задач

Для анализа поведения открытых, неустойчивых и сложных систем, к которым, относятся и трибосопряжения, можно использовать теорию бифуркаций, изложенную И. Пригожиным в ряде работ [8, 9]. При изменении внешних параметров воздействий на трибосистему её отклик носит явный бифуркационный характер: «идеальное» граничное трение с ламинарным движением смазки в зазоре между поверхностями характеризуется, при некотором критическом значении скоростей и температур, переходом к турбулентному движению, сопровождающемуся соприкосновением поверхностей с последующим либо выходом на режим «стабильного» трения с образованием вторичных структур и т.д. и, как следствие, малым износом и умеренным коэффициентом трения, либо выходом на режим постоянного схватывания и, как следствие, катастрофическим нагревом и возникновением микрозадиров – микросхватыванием и завершается возникновением механических колебаний.

Для анализа устойчивости открытых систем принято использовать термодинамический подход. В случае применения *АП* фуллероидных наномодификаторов присутствуют два процесса:

1) Слипание наночастиц с образованием регулярной сетки дает самоорганизацию, т.е. снижение энтропии ΔS.

2) Постоянное разрушение кластеров из наночастиц дает избыточное производство энтропии, а это критерий устойчивости по И. Пригожину [8].

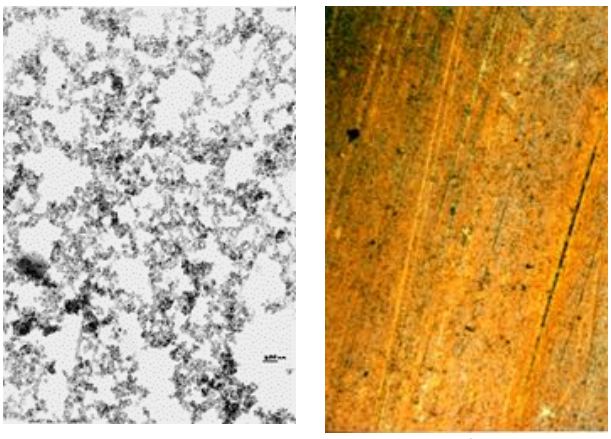
В общем случае устойчивость «по Ляпунову» имеет место при:

$$\Delta S \le 0, \quad \frac{d}{dt}\Delta S \ge 0 \quad (\Delta S = S - S_{равновесн}). \qquad (1)$$

Первый процесс обеспечивает первое неравенство; второй процесс – второе неравенство. Можно отметить, что система стремится к *аттрактору* – структуре с характерным размером или размерностью [8]. При этом теория устойчивости открытых систем основывается на том [8,9], что должен быть критический управляющий параметр λ_1 в уравнении вида:

$$\frac{dx}{dt} = -x^3 + \lambda_1 \cdot x, \qquad (2)$$

где x – заранее выбранное переменное состояние системы (например, скорость течения смазки в зазоре). Помощь в поиске критического параметра может оказать анализ фрактальной топологии трибоконтакта (см.рис. 2).



а б

Рис. 2. **а - образование фрактальной сетчатой структуры фуллероидного нанмодификатора на поверхности триботехнического материала после испарения растворителя, х 1000, б – образование сетки наночастич на поверхности трения подшипника скольжения из стали ШХ15 с АП фуллероидным нанномодификатором (на этапе установившегося износа), х 500**

Методика испытаний и инструментальная оценка образцов

Для оценки влияния *АП* на триботехнические характеристики пар трения сталь 20Х13–СЧ 20 (на машине трения 77МТ-1) были проведены комплексные исследования, по схеме: возвратно - поступательное скольжение трех образцов (сталь 20Х13) по плоскому образцу из серого чугуна марки СЧ 20. Испытания проводилось с использованием следующих смазочных материалов: масло минеральное SAE 15W-40 (база) и масла SAE 15W-40 + *АП*. Модификатор в масле представлял собой композицию - присадку состоящую из комбинации *АП*: фуллеренов C_{60}/C_{70}, нанотрубок (УНМ); астраленов (*AS*), дисульфида молибдена; геомодификатора трения (*ГМТ*) (85…90% лизардита). Исследуемые масла были взяты следующих составов: №1 база + *АП ГМТ* 0,02%; №2 база + *АП* MoS_2 0,02%, №3 база +углеродный наномодификатор (*УНМ*) 0,05%; №4 база + фуллерен 0,03%; №5 база SAE 15W-40; №6 база + очищенный AS 0,02%; №7 база + концентрат AS 1%; №8 база + (модифицированный) *УНМ* 0,1%; №9 база +*УНМ* 0,5%; №10 база +*УНМ* 0,1%

Исследуемые образцы для машины трения 77 МТ-1 представляли собой три цилиндра ∅ 10 мм. Режимы испытания на машине трения 77 МТ-1: частота возвратно-поступательного перемещения – 80 колебаний/мин; ход – 45 мм (двойной ход – 90 мм); способ смазывания – в ванне (100 мл).

Испытания образцов при давлении 4,44 МПа на один образец и скорости поступательного перемещения подвижного образца 0,012 м/с.

Инструментальная оценка параметров качества проводилась с использованием измерительно-вычислительных комплексов (ИВК) [3]:

- линейный износ оценивался с помощью индикатора часового типа (цена деления 1 мкм, предел 0…1 мм);
- визуальный мониторинг поверхностей трения выполняется с помощью *ИВК* «Latimet Automatic»;
- оценка микрогеометрии поверхности осуществлялось с помощью *ИВК* «Профиль»;
- оценка микротвердости на ПМТ – 3, по стандартной методике.

Результаты представлены на рис. 3-6.

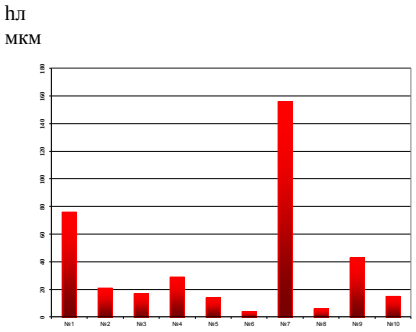


Рис. 3. **Диаграммы сравнения износа образцов испытанных с разными АП в масле после 25 часов испытаний**

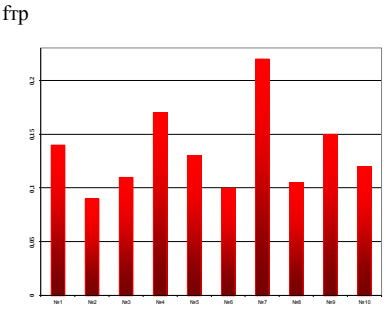


Рис. 4 **Диаграммы сравнения коэффициента трения ftp образцов испытанных с разными *АП* в масле.**

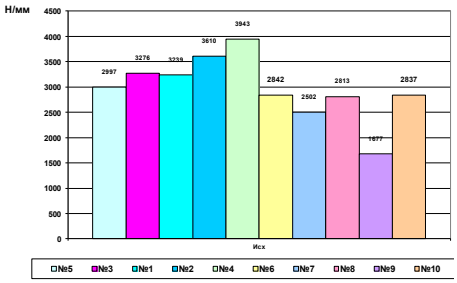


Рис. 5. **Диаграммы сравнения микротвердости, Н/мм^2 образцов испытанных с разными *АП* в масле после 25 часов испытаний (образцы расположены в порядке испытания).**



	исх	15мин	1час	3часа	25 часов
№5	0,5	0,46	0,26	0,75	0,48
№2	0,29	0,13	0,14	0,19	0,07
№1	0,37	0,36	0,41	0,26	0,29
№3	0,29	0,27	0,37	0,18	0,28
№4	0,32	0,33	0,34	0,26	0,13
№6	0,39	0,19	0,13	0,17	0,15
№7	0,48	0,09	0,27	0,22	0,18
№8	0,36	0,27	0,46	0,31	0,25
№9	0,55	0,53	0,36	0,48	0,38
№10	0,5	0,38	0,43	0,18	0,06

Рис. 6. **График, иллюстрирующий динамику изменения шероховатости по высотному параметру Ra, мкм для образцов, испытанных с различными АП в масле после 25 часов испытаний (расположены в порядке измерения на ИВК «Профиль»).**

Обсуждение результатов.

По полученным результатам, можно сделать следующие выводы:

1) Наименьшим износом обладают образы №6 и №8. В первом случае низкий износ можно объяснить тем, что *АП* очищен, в том числе и от графита и фуллереновой сажи. Низкий износ образца №8 объясняется высокой концентрацией комплексного *АП* УНМ в антифрикционной присадке.

2) Наименьший коэффициент трения имеет состав №2, что объясняется пластинчатой структурой дисульфида молибдена. Низкий коэффициент трения состава №6 объясняется способностью при данной концентрации АП ФН в масле удерживать молекулы *СМ* на поверхности трения.

3) Самой большой микротвердостью обладает

поверхность испытанная с составом №4 (чистый фуллерен). Кроме этого изменения упруго-пластических характеристик поверхностного слоя также отмечается, смотря на диаграмму, полученную на *ИВК* «Твердость» [3].

4) В результате испытания все поверхности всех образцов трения, испытанные с разными *АП* в масле, практически имеют одинаковую шероховатость поверхности (равновесную шероховатость), где главным фактором является не состав *СМ*, а схема испытания. Однако базовый состав №5 в процессе приработки является более нестабильным по высотному параметру *Ra*, мкм.

[1] Гончаренко Ю.В., Петров В.М., Шабанов А.Ю. Восстанавливающие антифрикционные препараты. – М.: Русэкотранс, 2003. – 40 с.
[2] Петров В.М. Применение модификаторов в узлах машин для решения триботехнических задач.– СПб.: СПбГПУ, 2004. – 282 с.
[3] Петров В.М. Управление процессами контактного взаимодействия элементов трибосопряжений машин и технологических систем путем применения активных сред. рук. Дис. доктора технических наук., 05.02.04, С-Пб.: СПБГПУ. 2004 -335 с.
[4] Полиэдральные многослойные углеродные наноструктуры фуллероидного типа Патент РФ на изобретение №2196731 Пономарев А.Н., Никитин В.А. ЗАО «Астрин-Холдинг» подача заявки:2000-09-21 публикация патента:20.01.2003
[5] Fulleroid nanomaterials as modifying agents of consistent lubricants / V.A.Nikitin, A.N.Ponomarev, V.M. Petrov and avers // Abstracts of Invited Lectures and Contributed Papers. Fullerenes and Atomic Clasters. 6th Biennial International Workshop in Russia. June 30 –July 4, 2003,St.Petersburg, Russia, 2003. – P. 112-115.
[6] Триботехническая добавка к смазочным маслам и пластичным смазкам Патент на изобретение РФ №2277577, Зарьков С.А., Землянский Н.А., Гончаренко Ю.В., Никитин В.А., Петров В.М. подача заявки:24.12.2004, публикация патента: 10.06.2006
[7] Влияние фуллероидных дисперсий на абразивную устойчивость углепластиков в масляных средах / Летенко Д.Г., Никитин В.А., Петров В.М. и др.// Вопросы материаловедения, 2012, №4(72), стр. 316- 322
[8] Николис Г., Пригожин И. Познание сложного / Пер. с англ.- М.: Мир, 1990.-344 с.
[9] Николис Г., Пригожин И. Саморегуляция в неравновесных системах.-М.:Мир,1979.- 367 с.

ВЛИЯНИЕ ИЗНОСА НА НАКОПЛЕНИЕ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ И УВЕЛИЧЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ ОТКАЗА МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

[1]Петрова И.М., [2]Филимонов М.А.

E-mail: impetr@mail.ru

[1]ИМАШ РАН, Москва, Россия;
[2]АО НИЦ «Технопрогресс», Москва, Россия.

Проведена оценка степени влияния увечения зазора, вследсвие износа, на рост динамических нагрузок в крейцкопфной головке оппозитного компрессора. Вероятность разрушения шатунов значительно возрастает при увеличении зазора в сопряжении. Полученные результаты подтверждают возможность и целесообразность использования численных аналитических расчетов при оценке вероятности разрушения шатуна.

Ключевые слова: сопротивление усталости, износ, вероятность разрушения, упрочнение поверхности.

THE EFFECT OF WEAR ON THE ACCUMULATION OF FATIGUE DAMAGE AND INCREASE THE PROBABILITY OF FAILURE OF MECHANICAL SYSTEMS.

Petrova I.M., Filimonov M.A.

The distribution of stresses on the inner surface of the connecting rod head of the opposing compressor is investigated by numerical methods and strain measurement. It is noted that the probability of destruction of connecting rods increases significantly with increasing clearance in the interface. The obtained results confirm the possibility and expediency of using the data of numerical analytical calculations in assessing the probability of destruction of the connecting rod.

Keywords: fatigue resistance, wear, failure probability, surface hardening.

Обеспечение безопасной эксплуатации многочисленного парка машин и оборудования, разработка рациональной системы ремонта и технического обслуживания, планирование межремонтных периодов, технологии и объема ремонтных операций неразрывно связаны с необходимостью оценки технического состояния объектов и прогнозированием показателей надежности на предстоящий период эксплуатации. Техническое состояние изменяется во времени от начального до предельного в результате протекания деградационных процессов: старения, коррозии, изнашивания, накопления усталостных повреждений, необратимых деформаций в элементах конструкции [1-4].

В процессе эксплуатации осуществляется сложное взаимодействие механизмов нагружения и

повреждения деталей машин и элементов конструкций по ряду критериев: динамики, прочности, износостойкости, коррозионной стойкости и др. Рассмотренные выше процессы взаимосвязаны и взаимно обусловливают друг друга. Рассмотрение их в изоляции друг от друга существенно упрощает картину изменения технического состояния механической системы, но приводит к ошибке в оценке ресурса и повышению риска эксплуатации. В первую очередь это относится к объектам повышенной опасности. Описание технической системы в каждый момент времени может быть представлено обобщенным вектором x в пространстве возможных состояний U, а изменение состояния во времени x(t) траекторией этого вектора в пространстве U. Воздействие на систему также может быть представлено в виде обобщенного вектора q(t), изменяющегося в зависимости от внешних условий, режимов работы системы, ее состояния. Таким образом, техническое состояние проявляется путем внешнего воздействия на систему и получения отклика системы на это воздействие.

Пример данного подхода был применен к оценке надежности компрессорного оборудования, применяемых в химической промышленности. Метод оценки основан на статистической обработке данных инструментальных измерений износа деталей, которые выполняют при периодическом техобслуживании и построении зависимости износа от времени до предельно допустимых значений. Анализ эксплуатационной надежности компрессоров показал, что наиболее серьезные аварии вызывают разрушение шатунов по их крейцкопфным головкам. Обследование разрушенных машин показало, что все случаи поломок явились следствием появления усталостных трещин в поршневых головках. Образование трещин начиналось с внутренней поверхности головки в ее среднем сечении. Большие габариты шатунов, фиксированная величина зазора в сопряжении головки с шатунным пальцем не позволяют в полной мере провести всесторонние экспериментальные исследования прочности шатунов при динамическом нагружении. При нагружении шатуна в крейцкопфной головке можно отметить два характерных участка (рис.1): АВ - зона контакта цилиндрических поверхностей шатунного пальца в головке шатуна с углом контакта $2\alpha_0$, где действует контактная распределенная нагрузка q, и участок ВО - с зазором между цилиндрическими поверхностями, где контактное давление отсутствует. На практике развитие трещин в эксплуатации наблюдалось на сечении 80-110° от продольной оси симметрии шатуна, следовательно, наибольший интерес вызывает исследование распределения напряжений в этих зонах. Для определения контактного угла $2\alpha_0$ были приняты следующие допущения: головка крейцкопфного шатуна нерастяжима, палец абсолютно жесткий, силы трения в области контакта отсутствуют. В результате расчета были определены радиальная сила N_B, тангенциальная сила Q_B возникающие на границе участков контакта и зазора пальца с расточкой шатуна. Используя граничные условия при $\alpha=0$ и $\alpha=\pi-\alpha_0$ можно определить значения силовых факторов N и Q как функции угла α. Напряжения в зоне от угла α_0 до угла перехода головки в стержень шатуна были определены путем численного эксперимента. При этом варьировались эксплуатационные нагрузки и зазоры в сопряжении шатун – палец. Расчет напряженного состояния головки шатуна проводили для сечений находящихся в пределах углов от α, соответствующего окончанию зоны контакта, до угла $\varphi = 135^0$ (рис. 1). Заданные нагрузки соответствовали эксплуатационным: 250кН при номинальном режиме работы, 300кН при работе с перегрузкой, 180кН при недогрузке машины. Зазоры в сопряжении шатунный палец – расточка шатуна также задавалось в соответствии с эксплуатационными: крайние значения 0,05мм, 0,15мм. Среднее значение зазора приняли равным 0,1мм. По результатам аналитических расчетов, в которых варьировались нагрузки в деталях кривошипно-шатунного механизма и зазоры в сопряжении расточка шатуна – палец шатуна, были определены напряжения, действующие в наиболее нагруженном сечении головки шатуна. Распределение напряжений на внутренней поверхности головки шатуна показано на рис. 2. Из рис. 2 видно, что увеличение зазора оказывает влияние на рост напряжений в сечениях головки и на координаты сечений с максимальными напряжениями. Увеличение зазора от минимальной до максимальной величины вызывает увеличение напряжений на 20-30%. Для экспериментальной оценки напряженного состояния шатуна были проведены натурные тензометрические испытания при различных режимах работы компрессора [5]. Тензометрические испытания показали, что шатун работает при регулярной переменной нагруженности с асимметричным циклом. Получено, что

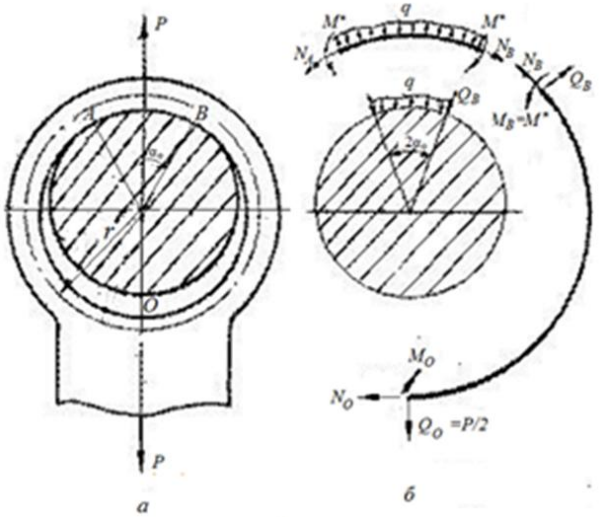


Рис. 1. **Силы, действующие в крейцкопфной головке шатуна.**

наиболее нагруженным в крейцкопфной головке шатуна является внутренняя поверхность её средней части, расположенная в пределах угла φ равного $95…115^0$. Для данного сечения шатуна, находящегося в этих пределах, как наиболее нагруженного, проведена оценка надежности. Характеристики переменных напряжений, действующих в эксплуатации для данного сечения, полученные экспериментально тензометрированием представлены в табл. 1.

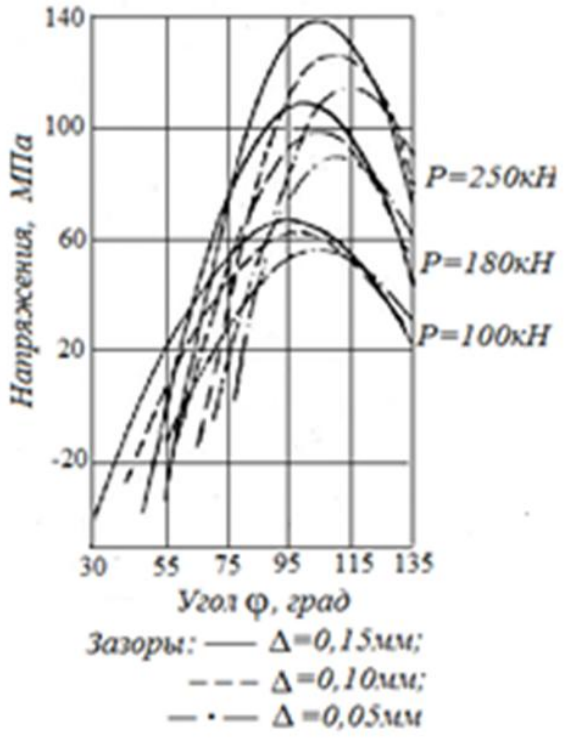


Рис. 2. **Распределение напряжений на внутренней поверхности головки шатуна, полученные численным экспериментом**

Оценка характеристик сопротивления усталости проведена в соответствии с [6, 7], где среднее значение предела выносливости шатуна рекомендовано определять по формуле

$$\sigma_{-1д}=\frac{\sigma_{-1}}{К} \quad (1)$$

где $$К=\left(\frac{K_\sigma}{K_{d\sigma}}+\frac{1}{K_F}-1\right)\frac{1}{K_V K_A} \quad (2)$$

K – коэффициент снижения предела выносливости, $К_\sigma$ – эффективный коэффициент концентрации напряжений, $K_{d\sigma}$ – коэффициент влияния размеров поперечного сечения, K_F –коэффициент влияния шероховатости поверхности, K_V - коэффициент влияния поверхностного упрочнения, K_A – коэффициент влияния анизотропии. Перечисленные коэффициенты определяли расчетом по методике, изложенной в [6, 7]. В результате расчета получена величина коэффициента снижения предела выносливости K = 3,4;

Шатун изготовлен из стали 40Х с пределом прочности 590МПа. Тогда среднее значение предела выносливости шатуна $\sigma_{-1д}$= 84 Мпа.

Коэффициент вариации предела выносливости шатуна определяли по методике [6, 7] используя формулу

$$\vartheta_{\sigma_{-1д}}=\sqrt{\vartheta^2_{\sigma_{max}}+\vartheta^2_{\sigma_{-1}}+\vartheta^2_{\alpha_\sigma}} \quad (3)$$

где $\vartheta_{\sigma_{max}}$ - коэффициент вариации максимальных разрушающих напряжений в зоне концентрации, $\vartheta_{\sigma_{-1}}$ - коэффициент вариации средних значений пределов выносливости гладких лабораторных образцов, учитывающий межплавочное рассеяние механических свойств металла, $\vartheta_{\alpha_\sigma}$ - коэффициент, учитывающий колебания радиуса кривизны в зоне концентрации.

По полученным данным о напряженно-деформированном состоянии головки шатуна при эксплуатационном нагружении и характеристиках сопротивления усталости по формуле, предложенной в [6] и по алгоритму приведенному в [8] определена квантиль нормального распределения.

$$U_p=\frac{1-n}{\sqrt{n^2\vartheta^2_{\sigma_{-1д}}+\vartheta^2_{\sigma_{аэ}}}} \quad (4)$$

где $n=\frac{\bar{\sigma}_{-1д}}{\bar{\sigma}_{аэ}}$ – коэффициент запаса прочности при динамическом нагружении, определенный по средним значениям предела выносливости шатуна и амплитуды, действующей в эксплуатации.

Зная квантиль U_p по таблицам математической статистики [9] можно определить, соответствующую ей вероятность разрушения шатуна Р%.

Для повышения сопротивления усталости шатунов предложено проводить упрочнение головки шатуна наклепом. Оценка предела выносливости шатуна после упрочнения показала, что коэффициент снижения предела выносливости изменился до значения K = 1,8, предел выносливости упрочненного шатуна увеличился до $\sigma_{-1Д}$ = 158Мпа.

Запасы прочности соответствующие средним значениям эксплуатационных амплитуд и пределов выносливости неупрочненных и упрочненных шатунов даны в табл. 2. Там же приведены квантили, соответствующие вероятностям разрушения шатунов. В работе [4] отмечено, что вероятность разрушения шатунов значительно возрастает при увеличении зазора в сопряжении. Возможные перегрузки механизма движения также существенно увеличивают вероятность разрушения. Проведение упрочняющей обработки позволяет значительно повысить их надежность. Полученные результаты подтверждают возможность и целесообразность использования данных численных аналитических расчетов при оценке вероятности разрушения шатуна, учесть влияние эксплуатационной нагруженности, изменения величины зазоров в результате износа и при необходимости предусмотреть технологию упрочнения.

Таблица 1. **Характеристики переменных напряжений, действующих на шатун в эксплуатации**

Среднее значение максимального напряжения цикла, МПа	Среднее значение минимального напряжения цикла, МПа	Среднее напряжение цикла, МПа	Амплитуда цикла, МПа	Среднее значение эквивалентной амплитуды цикла, МПа	Коэффициент вариации эквивалентной амплитуды цикла
σ_{max}	σ_{min}	σ_m	σ_a	$\sigma_{aэ}$	$\vartheta_{\sigma_{aэ}}$
102	17,7	68,2	54	57,6	0,097

Таблица 2. **Вероятность разрушения упрочненных и неупрочненных шатунов в зависимости от нагрузки и зазора в сопряжении**

Нагрузка Р, кН	Зазор в сопряжении, мм	$\sigma_{aэ}$, МПа	Шатуны			
			Без упрочнения		С упрочнением	
			n	U_P	n	U_P
300	0,05	63,0	1,33	-1,98	2,49	-5,55
	0,10	72,0	1,17	-1,08	2,18	-4,92
	0,15	78,5	1,07	-0,48	2,0	-4,47
250	0,05	53,3	1,58	-3,18	2,96	-6,27
	0,10	60,0	1,40	-2,33	2,63	-5,79
	0,15	66,5	1,26	-1,83	2,37	-5,33
180	0,05	40,0	2,10	-4,73	3,94	-7,20
	0,10	45,5	1,85	-4,19	3,47	-6,84
	0,15	50,7	1,66	-3,55	3,11	-6,46

[1] Болотин В.В. Ресурс машин и конструкций.- М.: Машиностроение, 1990, 448 с.
[2] Гриб В.В. Диагностическое моделирование механических систем. Научное издание.: монография / В.В. Гриб – СПб.: «Экспертные решения», 2014 – 448 с.
[3] Гриб В.В., Жуков Р.В., Петрова И.М. и др. Диагностические модели изменения технического состояния механических систем. Ч.1 / Под ред. В.В. Гриба/ МАДИ(ГТУ). – М., 2007. – 300 с.
[4] Гриб В.В., Петрова И.М., Романов А.Н. Оценка вероятности отказа механических систем моделирования технического состояния. Проблемы машиностроения и надежности машин. №5, 2016, с. 55-60.
[5] Гусев Б.М., Несвижский Ф.А., Петрова И.М., Филимонов М.А. Повышение надежности оппозитных компрессоров. // Экспресс информация. Отечественный производственный опыт. Серия азотная промышленность. Москва. НИИТхим, 1986. № 4, с.8-10
[6] Когаев В.П. Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени. М.:Машиностроение, 1993, 363с.
[7] ГОСТ «Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы расчета характеристик сопротивления усталости».
[8] МУ Расчеты деталей машин на выносливость в вероятностном аспекте. Редакторы А.П.Гусенков, И.М.Петрова, И.В.Гадолина. Москва. ИМАШ РАН, МЦНТИ. 1991, 85с.
[9] Большев Л.Н., Смирнов Н.В. Таблицы математической статистики. М.: Наука. 1965. 464с.

МЕТОДОЛОГИЯ ИСПЫТАНИЙ СЛОЖНЫХ ТРИБОСИСТЕМ

Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А.

E-mail: gal-pi2009@yandex.ru

Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия.

Рассмотрены вопросы методологии проведения триботехнических испытаний и основные методы оценки износостойкости деталей узлов трения, работающих в сложных условиях. Приведены методы исследований строительных и дорожных машин в различных условиях нагружения и температурного воздействия.

Ключевые слова: методология, триботехника, испытания, износостойкость.

THE TEST METHODOLOGY IS COMPLEX TRIBOSYSTEM

Pilyushina G.A. Pamfilov E.A.

The questions of the methodology of tribological tests and the main methods of evaluation of wear resistance of parts of friction units operating under severe conditions. The methods of research of construction and road machines in different conditions of loading and temperature effects are given.

Keywords: methodology, tribology tests, wear resistance.

Повышение работоспособности техники, работающей в сложных климатических условиях при значительных динамических нагрузках, а также необходимость прогнозирования срока службы изделий по показателям их износостойкости требует разработки методологии триботехнических испытаний и соответствующего испытательного оборудования. Правильно разработанная или выбранная методика износных испытаний является необходимым условием получения достоверных результатов, позволяющих обоснованно использовать выработанные рекомендации в промышленности, что особенно важно при прогнозировании показателей надежности сложных трибосистем.

На практике используют следующие виды износных испытаний: лабораторные или исследовательские, натурные и производственные (эксплуатационные).

На основании лабораторных испытаний осуществляется экспериментальное обоснование конструктивных и технологических путей обеспечения износостойкости триботехнических узлов. Эти испытания, хотя и идеализируют условия контактного взаимодействия, позволяют выявить основные закономерности изнашивания. Завершающей стадией лабораторных испытаний являются оптимизационные испытания, которые проводятся для нахождения наиболее благоприятного сочетания значений факторов, определяющих износостойкость образцов применительно к тем или иным условиям.

В ходе натурных испытаний устанавливают значения триботехнических характеристик конкретных конструкций. При натурных испытаниях возможно определить действующие нагрузки, температуры и закономерности изнашивания отдельных узлов и деталей с точной регистрацией параметров их фрикционного взаимодействия. Результаты натурных испытаний могут быть использованы для дальнейшего повышения износостойкости изделий.

С помощью эксплуатационных испытаний можно установить промышленную эффективность выработанных рекомендаций. Такие испытания дают наиболее достоверные результаты в связи с достаточно полным воспроизведением условий изнашивания. Они позволяют оценить состояние функциональных поверхностей и динамику изменения триботехнических показателей, как в процессе эксплуатации, так и после завершения испытаний объекта, а затем проанализировать полученную информацию.

В тоже время при планировании натурных и эксплуатационных испытаний не представляется возможным учесть все условия, в которых будет эксплуатироваться то или иное изделие. Многофакторность влияний эксплуатационных условий на износ при натурных испытаниях вызывает значительные трудности в выявлении доминирующих причин износа. Из-за значительного числа действующих факторов, разработка эффективных мероприятий по повышению износостойкости затруднена. Достоверность полученных результатов ставит необходимость исследовать большее число объектов, что не всегда возможно в конкретных производственных или лабораторных условиях.

Чтобы избежать этих сложностей, целесообразно аналитически выявлять совокупность и значимость факторов, определяющих износостойкость конкретных изделий, осуществлять отбор тех, которые оказывают наибольшее влияние на сопротивляемость изнашиванию и уже в зависимости от их уровня оценивать их износостойкость. При этом возможно условное разделение рабочих поверхностей деталей и инструментов на зоны, подвергающиеся изнашиванию по различным механизмам, с целью выработки дифференцированных требований к характеристикам качества поверхностных слоев в зависимости от особенностей их изнашивания.

При проведении лабораторных испытаний выбранные по желанию экспериментатора факторы, могут задаваться достаточно точно, что создает условия для надежной сравнительной оценки их влияния на износ. При этом достоверность информации обеспечивается тщательной постановкой опытов, число повторений которых составляет значительно меньшую величину, чем при натурных испытаниях. Таким образом, лабораторные испытания наименее трудоемкие и дорогостоящие.

Важной является также задача интенсификации изнашивания за счет использования ускоренных испытаний. При таких испытаниях получение результатов может ускоряться путем увеличения нагрузок, температур, скоростей и других факторов. Однако к результатам ускоренных испытаний следует относиться с осторожностью, так как форсирование может существенно исказить ведущие механизмы трения и изнашивания и тем самым их количественные характеристики.

На основании лабораторных испытаний выбирают перспективные варианты тех или иных решений, которые необходимо проверить при испытаниях натурных образцов. Натурные испытания выполняют чаще всего на специально выделенном или приспособленном оборудовании с фиксацией существенных факторов, определяющих сопротивляемость элементов конструкции изнашиванию. Однако применение таких способов испытаний требует значительного расхода дорогостоящих материалов или конкретных деталей.

Важным аспектом проведения натурных испытаний является ускорение получения их результатов. Сокращение продолжительности единичного эксперимента может быть обеспечено за счет применения методов физического моделирования, оптимального планирования экспериментов, экстраполяции задаваемых режимов испытаний по нагрузке, экстраполяции износа по времени и двойной экстраполяции по времени и

нагрузке. Экстраполяция по нагрузке может быть достигнута путем ужесточения режимов испытаний или использования контробразцов, обладающих повышенной изнашивающей способностью.

Ускорение получения экспериментальных данных при натурных и отчасти эксплуатационных испытаниях (при некотором снижении их достоверности) достигается путем экстраполяции износа по времени или его аналогам (количеству обработанного материала, пути резания и т. д.). Для этого производится анализ работы узла трения при заданных режимах в течение наблюдаемого периода, меньшего, чем период эксплуатации до отказа.

На основании натурных испытаний выбирают один или несколько эффективных приемов упрочняющей обработки для проведения эксплуатационных испытаний. Эксплуатационные испытания по сравнению с натурными имеют ряд особенностей в связи с тем, что в данном случае исследуемые объекты используют для выполнения заданий производственной программы. Это требует особой организации процесса испытаний и проведения их в условиях подконтрольной эксплуатации.

В процессе испытаний осуществляется периодический контроль микрогеометрии изнашиваемых поверхностей и стабильность сохранения эксплуатационных характеристик исследуемых объектов.

Одним принципов правильности выбора методики экспериментальных исследований является сохранение значений рядов износостойкости при лабораторных, натурных и эксплуатационных испытаниях. Отсутствие инверсии значений износостойкости является одним из основных критериев, показывающих обоснованность использования принятой методики.

При проведении экспериментов следует учитывать, что в связи с микро- и макоронеоднородностью исследуемых материалов и определенной нестабильностью свойств поверхностных слоев показатели износостойкости лабораторных и натурных образцов носят случайный характер и обладают заметной изменчивостью при повторных опытах. Поэтому найденные показатели износостойкости дают оценку их фактическим значениям с определенной степенью точности и надежности. Надежность найденных величин износостойкости зависит от объема испытаний, конструктивных особенностей испытываемых элементов, материала, технологии выполнения упрочняющей обработки, методики обработки результатов и условий испытаний. Влиять на надежность и точность опенки износостойкости при определенных условиях испытаний можно только путем осуществления различных объемов испытаний и применения методов статистической обработки результатов экспериментов.

Кроме того, при планировании испытаний необходима оценка прочностных, геометрических физико-химических и ряда других параметров, имеющих определяющее влияние на износостойкость функциональных поверхностей. Существенное внимание должно также уделяться оценке дефектного и напряженного состояния поверхностных слоев, так как во многих случаях напряженное состояние оказывает заметное влияние на износостойкость материала.

Напряженное состояние в металлах можно оценивать методом Н.Н. Давиденкова или путем рентгеноструктурного анализа, основанного на дифракции рентгеновского излучения в кристаллической решетке [1].

Важно учитывать такие показатели, как совместимость материалов узла трения в заданном диапазоне температур и нагрузок, поскольку изменение структуры поверхностных слоев, находящихся в контакте деталей оказывает существенное влияние на механизмы изнашивания. Необходимо учитывать изменение исходной структуры материалов и поверхностей, поскольку различные структуры обладают разными запасами свободной энергии, и в результате наличия избыточной свободной энергии интенсифицируют адсорбционные, хемосорбционные процессы, способствующие образованию защитных пленок или наоборот их разрушению. Закономерности протекающих процессов при трении и определяют совместимость материалов трибосопряжения.

В настоящее время необходимо шире использовать новые методы исследований с использованием кибернетического подхода к изучению процессов, к планированию и постановке экспериментов. При этом математическим методам отводится определяющая роль. В этом случае статистические методы используют на всех этапах исследований: при формировании исходных сведений перед постановкой экспериментов, при выборе основных триботехнических факторов, при проведении экспериментальных исследований и обработке их результатов.

Метод математического планирования экспериментов позволяет существенно повысить эффективность исследовательских работ, поскольку позволяет оценивать не только большое число факторов, но и долю каждого из них, что особенно важно при решении экстремальных задач. При этом второстепенные факторы отсеиваются, что очень сложно сделать при традиционном однофакторном эксперименте. То есть при минимальном числе опытов, варьируя значения независимых переменных, можно найти оптимальную область и получить ее математическую модель. Таким образом, применение методов планирования эксперимента дает значительные преимущества с точки зрения сокращения времени испытаний и средств, позволяет представить экспериментальный материал в виде аналитических зависимостей, выбрать оптимальные решения, осуществить более

глубокий анализ полученного материала и дать более обоснованные рекомендации.

Для повышения эффективности работ по повышению износостойкости необходима стандартизация средств и методов испытаний. Это позволяет объективно оценивать результаты исследований изнашивания изделий, полученные различными исследователями в одинаковых условиях испытаний, что может являться основой для создания банков справочных данных об износостойкости различных деталей и инструментов, эффективности тех или иных видов упрочняющей обработки или применения различных конструкционных материалов. Такие банки, как показывает опыт их использования в зарубежной и отечественной промышленности, являются серьезным фундаментом для повышения надежности и долговечности изделий.

Организационные вопросы триботехнических исследований также имеют немаловажное значение особенно в связи с существенным ухудшением лабораторной основы исследований и отсутствием во многих случаях необходимого оборудования. Это касается и приборов для оценки триботехнических характеристик материалов и изделий.

В тоже время немало исследовательских и учебных организаций располагает современным оборудованием, позволяющим осуществлять исследования по стандартизованным методикам, а также выполнять прикладные исследования. В связи с чем, важную роль может играть научная кооперация, обеспечивающая не только увеличение степени загрузки работоспособной техники, но и помогающая ее обладателям привлечь дополнительные средства.

Такие организационные мероприятия помогут сохранить соответствующий уровень отечественной триботехнической науки и создать необходимые условия ее дальнейшего развития.

Соблюдение вышеописанных методов дает возможность получить объективные данные и выработать эффективные рекомендации по повышению износостойкости при испытаниях на изнашивание деталей строительной и дорожной техники, эксплуатируемой в условиях низких температур [2].

Для проведения этих исследований были выбраны лабораторные испытания образцов рабочих органов и материалов на машинах и установках трения, как более эффективные, чем стендовые, поскольку обеспечивали достаточно точное определение износостойкости. Такие испытания не требуют длительного времени для их выполнения и наличия сложных специальных устройств. Тогда, как стендовые испытания имеют существенные ограничения, требуют наличия специальных помещений, квалифицированного персонала и достаточно продолжительны.

Проведенные лабораторные испытания[3,4] позволили эффективно отобрать для последующих стендовых и натурных испытаний наиболее перспективные материалы, а также выявить при заданных режимах, исходя из условий работы натурных деталей, факторы, оказывающие наиболее сильное влияние на износостойкость.

Лабораторные испытания позволили получить достаточно объективные и легко сопоставимые друг с другом характеристики сопротивления материалов изнашиванию при обеспечении наиболее важных выбираемых заранее базовых условий.

При подготовке испытаний исследуемые образцы необходимо изготовлять непосредственно из изнашиваемой детали или по одинаковой с ней технологии, чтобы исследуемая поверхность образца была идентична по своим физико-механическим и структурным свойствам поверхности изнашиваемой детали. Контрольные и исследуемые образцы должны изнашиваться в условиях, соответствующих эксплуатационным. При этом сопоставимость условий испытаний с эксплуатационными обеспечивается следующими основными параметрами: силовые и скоростные факторы нагружения, температурный режим эксплуатации и свойства абразива.

Соблюдение указанных требований позволяет получать близкие значения интенсивности изнашивания как при лабораторных, так и при натурных испытаниях, благодаря чему достигается возможность достаточно надежного прогнозирования срока службы исследуемых рабочих органов дорожных и строительных машин.

Авторами [1-4] разработан способ ускоренных испытаний на изнашивание деталей строительных и дорожных машин, эксплуатируемых в условиях низких температур, с использованием лабораторных методов испытаний. Для оценки работоспособности предполагаемый срок службы детали может быть рассчитан по формуле:

$$T = \varepsilon K, \qquad (1)$$

где Т - срок службы детали до предельного износа в процессе ее эксплуатации; ε - износ контрольных образцов, изготовленных из деталей, подлежащих эксплуатационным испытаниям; К – экспериментально определяемый коэффициент, характеризующий соотношение износа контрольных и натурных образцов.

Для обеспечения корректности предложенного способа был установлен следующий порядок его реализации:

1. По условиям эксплуатации детали определяются параметры ее нагружения и температурный режим испытаний.
2. Моделируются свойства абразива и характер его взаимодействия с деталью.
3. Изготовляются контрольные образцы из исследуемой детали (в зоне ее наибольшего изнашивания) или по соответствующей производственной технологии, причем рабочая поверхность образца должна соответствовать рабочей поверхности детали.

4. Проводятся лабораторные испытания на изнашивание в условиях, воспроизводящих эксплуатационные.
5. Устанавливается величина износа или интенсивность изнашивания исследуемых материалов.
6. Проводятся эксплуатационные испытания детали до наступления предельного износа, при которых фиксируется связь износа и срока службы исследуемых и натурных рабочих органов. В отдельных случаях вместо производственных испытаний могут выполняться стендовые.
7. Устанавливается взаимосвязь интенсивности изнашивания при лабораторных испытаниях и срока службы детали при эксплуатации.
8. Устанавливается величина износа при испытании контрольных образцов (или определяется математическая зависимость этих величин, по которой вычисляется коэффициент К).

Для исследования деталей рабочих органов строительных и дорожных машин на изнашивание при ударе и трении в условиях низких температур предложены методы лабораторных испытаний и испытательные установки, реализующие эти методы[3].

В настоящее время накоплен обширный экспериментальный материал на основе исследований отечественных и зарубежных ученых, позволяющий достигать определенных результатов в решении задач повышения износостойкости путем оптимизации составов и структуры применяемых конструкционных и инструментальных материалов.

Для дальнейшего повышения износостойкости деталей рабочих органов техники, эксплуатируемой в условиях действия низких температур и значительных динамических нагрузок, проводился анализ трибоматериаловедческой системы «износостойкий материал - условия изнашивания – изнашивающая среда», который показал, что при реализации различных методов исследования рекомендации по химическому составу, физико-механическим свойствам, структурно-фазовому состоянию и так далее, могут существенно отличаться. В то же время процесс изнашивания охватывает совокупность сложных явлений, происходящих при различных взаимодействиях поверхностных слоев металла с изнашивающей средой в определенных условиях эксплуатации.

Таким образом, эффективным направлением в решении задач повышения износостойкости деталей машин, является создание новых перспективных износостойких материалов, свойства и структура которых может корректироваться в зависимости от условий изнашивания, а для обеспечения обоснованного выбора рациональных способов повышения износостойкости целесообразно использовать перечисленные методы.

[1] Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А., Савочкин А.М. Методология триботехнических испытаний//Физика, химия и механика трибосистем: Межвуз. сб. науч. тр.- Иваново: Иван.гос. ун-т, 2006. - Вып. 5. - С. 9-14.
[2] Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А. Особенности испытаний на изнашивание при действии динамических нагрузок//Институт механики металлополимерных систем имени В.А. Белого НАН Беларуси. 2015. С. 101.
[3] Памфилов Е.А., Грядунов С.С., Пилюшина Г.А. Методические основы оценки работоспособности рабочих органов строительных и дорожных машин // Вестник Брянского государственного технического университета. 2009. № 4. С. 37-42.
[4] Памфилов Е.А., Пилюшина Г.А. Триботехнические методы испытания деталей, работающих в условиях динамического и температурного воздействия//Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: Межвуз. сб. науч. тр.-Тверь: ТвГТУ. 2017. №10. С. 23-28.

МЕХАНИЗМЫ ОБРАЗОВАНИЯ ВТОРИЧНЫХ СТРУКТУР НА ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ МОНОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ

[1]Подрабинник П.А., [1,2]Гершман И.С., [1,2]Миронов А.Е., [1]Кузнецова Е.В.

E-mail: p.podrabinnik@stankin.ru

[1]ФГБОУ ВО «МГТУ «СТАНКИН», Москва, Российская Федерация;
[2]АО «ВНИИЖТ», Москва, Российская Федерация.

Рассмотрены процессы, протекающие на поверхности трения многокомпонентных алюминиевых сплавов, при трении со сталью в рамках задачи по замене бронзовых монометаллических подшипников на алюминиевые. Показаны изменения в структурном и компонентном составе поверхности, описан характер

MECHANISMS OF OBTAINING SECONDARY STRUCTURES ON FRICTION SURFACE OF EXPERIMENTAL ALUMINUM ALLOYS FOR MONOMETALLIC SLIDE BEARINGS

Podrabinnik P.A., Gershman I.S., Mironov A.E., Kuznetsova E.V.

Within the task of replacing bronze slide bearings with aluminum the processes taking part on friction surface of high-alloyed aluminum alloys working with

взаимодействия некоторых химических элементов объектов трибологической системы.

Ключевые слова: алюминиевые сплавы, подшипники скольжения, трибологические сплавы, трение, вторичные структуры.

steel are investigated. Both structural and composition changes in surface are shown. The interaction behavior of some chemical elements of tribological system is discussed.

Keywords: aluminum alloys, bronze, slide bearings, tribological alloys, friction, secondary structures.

Введение

В настоящее время основная часть литых монометаллических подшипников скольжения изготавливается из антифрикционных бронз различных марок. На железнодорожном транспорте наиболее распространенной является бронза БрО4Ц4С17, на которую расходуется более 1,5 тысяч тонн бронзы в год, ввиду ее комплекса механических и триботехнических свойств. Задача повышения экономической эффективности процесса производства и эксплуатации подшипников всегда остается актуальной, учитывая сравнительно высокую стоимость меди – основного компонента бронзы. В связи с этим решается замены монометаллических бронзовых подшипников скольжения на подшипники на основе алюминиевых сплавов [1-7]. Переход с бронз на алюминиевые сплавы экономически выгоден – алюминий в 3 раза легче меди, а один килограмм алюминиевого сплава в 2,5 – 2,7 раза дешевле бронзы. Алюминиевые сплавы более легкоплавкие и, соответственно, их выплавка менее энергозатратна и занимает меньше времени, что делает ее на 15-20% дешевле. Механическая обработка бронзы на 10 – 12% дороже, чем алюминиевых сплавов.

Первые работы по исследованию алюминиевых подшипников скольжения показали, что многокомпонентные алюминиевые сплавы могут превосходить бронзовые по триботехническим характеристикам и имеют потенциал для достижения требуемых механических свойств [2, 8]. Преимущества таких алюминиевых сплавов над бронзой БрО4Ц4С17 в трибологических свойствах связано с большей способностью к самоорганизации сложнолегированного алюминиевого сплава и образованию на его поверхности слоя защитных вторичных структур, отличных от исходного состояния материала [4, 6, 9]. Для более детального понимания процесса трения необходимо установить принципы взаимодействия элементов системы для формирования вторичных структур на поверхности алюминиевого сплава. Существует подход, при котором подбор оптимальных подшипников скольжения ведется по принципу их наименьшего изнашивания путем введения твердых включений: карбидов, оксидов и нитридов [10]. Недостатком такого подхода является полное игнорирование интенсификации износа контртела, в качестве которого выступает более дорогостоящий стальной вал.

Материалы и методы

Всего в исследовании использовались 8 экспериментальных алюминиевых сплавов. Испытания на прочность производились по ГОСТ 1497-84 на цилиндрических образцах с расчетной длиной 30 мм и диаметром 6 мм на электромеханической испытательной машине «Instron» (США). Триботехнические испытания проводились на машине трения «СМЦ-2» с нагружающим устройством до 3000 Н. Изучение исходного состояния экспериментальных сплавов, поверхности трения и вторичных структур происходило на сканирующем электронном микроскопе (СЭМ) «Tescan Vega 3» (Чешская Республика), оснащенном модулем для энергодисперсионного анализа (ЭДА) «Oxford Instruments» (Великобритания). Перед помещением в микроскоп поверхности трения образцов протирались спиртом и высушивались, поперечные шлифы дополнительно полировались для удаления оксидной пленки. Все образцы исследовались на трех увеличениях: 100, 500 и 5000 крат с использованием детекторов вторичных и отраженных электронов. Для каждого исследуемого участка методом энергодисперсионного анализа составлялись карты распределения химических элементов, распределение элементов вдоль линии, а также исследовался элементный состав на локальных участках размером порядка 1 мкм^2.

Результаты и обсуждение

Из 8 экспериментальных сплавов был выбран сплав АО-5,8 ввиду наименьших показателей износа, как сплава, так и стального контртела: 0,4 и 0,6 мг соответственно за период испытаний. Состав сплава АО-5,8 приведен в табл. 1. Наличие кислорода и углерода на поверхности сплавов исходных образцов, обнаруженное при ЭДА, вызвано присутствием остатков компонентов полировочных суспензий и началом окислительного процесса.

Поверхность трения сплава после 40 часов приработки значительно отличается от исходной как по структуре (рис. 1 а, б), так и по качественному элементному составу (табл. 1). Результатом этих изменений стало формирование вторичных структур на поверхности трения сплава. Образование таких вторичных структур является сложным процессом самоорганизации пары трения, в котором принимают участие все объекты трибосистемы: подшипник, контртело и смазка. При этом данные, приведенные в табл. 1, являются усредненными значениями по видимому участку размером 0,553×0,553 мм. Однако процесс трения на микроуровне можно представить как трение множества отдельных локальных участков, различных по механическим и химическим свойствам. Таким образом, локально обеспечи-

ваются различные условия для формирования вторичных структур, и, как следствие, их состав может существенно отличаться от одной структурной зоны к другой. Комплексное многокомпонентное легирование сплавов, во-первых, позволяет придать прочность алюминиевой матрице, делая возможным их применение для создания монометаллических подшипников. Во-вторых, введение таких элементов как олово и свинец приводит к улучшению триботехнических свойств. Олово в твердом состоянии в алюминии практически не растворяется и присутствует в алюминиевом сплаве в виде мягких структурных составляющих.

Карты распределения элементов (рис. 1 в, г) на поверхности трения сплава демонстрируют, что формирование вторичных структур в ряде случаев носит неслучайный характер. Для всех образцов экспериментальных сплавов было выявлено совпадение карт пар элементов свинца и серы, олова и кальция. В обоих случаях компонент, изначально находившийся в сплаве, реагировал с элементом из смазки, образуя более устойчивые соединения. Из этого следует, что смазка в процессе эксплуатации способна разлагаться на компоненты, часть из которых реагирует с элементами сплава, другая часть – с элементами стали. Этими же процессами объясняется в шесть раз возросшее на поверхности трения количество углерода и в пять раз – кислорода. Вследствие этого вторичные структуры представляют собой металлополимерные пленки различного состава на поверхности трения [9, 11].

Олово, благодаря своей пластичности и легкоплавкости, способно при трении распределяться на значительной площади, способствуя, таким образом, массопереносу других элементов, таких как свинец, образующий с оловом легкоплавкую эвтектику, и цинк, увеличивающий прочность этой эвтектики и ее трибологические свойства [12, 13]. Этот процесс, в свою очередь, увеличивает локализацию образования тонких пленок свинца, способных на поверхности активно взаимодействовать с жирными кислотами и неметаллами в составе масел для образования свинцовых мыл, выполняя функцию твердой смазки.

Медь, которую вводят в сплав для увеличения прочности, образует с алюминием твердый раствор, а также присутствует в сплаве в виде твердых интерметаллидных включений $CuAl_2$ [14]. В процессе приработки такие включения, как и кремниевые, изнашиваются медленнее, чем основная матрица, реализуя на поверхности принцип Шарпи и образуя выгодный маслоудерживающий микрорельеф, что также способствует формированию вторичных структур. Эти позволяет увеличить задиростойкость за счет срезания очагов схватывания со сталью, но при этом увеличивается ее износ из-за более интенсивного переноса железосодержащих частиц на поверхность. Этим объясняется увеличенное содержание железа на поверхности трения сплава.

В подповерхностном слое сплава изменения происходят на глубину до 100 мкм. На рис. 2 а виден участок алюминиевой матрицы с выходом на поверхность оловянного включения. Судя по геометрии полости, его содержащей, этот выход был спровоцирован пластической деформацией поверхностного слоя алюминиевой матрицы и физическим уменьшением объема полости, оставляя, таким образом, единственное возможное направление для выхода включения. Однако выявлено, что компоненты полуразложившейся

Таблица 1. **Элементный состав сплава АО-5,8**

Объект исследования	Содержание элементов, % масс.												
	Al	Sn	Pb	Cu	Zn	Si	Mg	Ti	C	O	Fe	S	Ca
Исходное состояние	77,7	3,7	2,1	2,9	2,2	1,8	0,3	0,1	5,1	3,9	0,1	-	-
Поверхность трения	40,5	3,9	4,7	2,0	1,5	0,4	0,6	-	31,4	14,5	0,3	-	0,1
Анализ локальных участков													
Алюминиевая матрица	72,1	-	-	0,8	1,3	0,2	0,2	-	14,3	10,8	-	-	0,2
Pb-включение	0,5	1,7	71,8	1,3	1,0	0,2	0,2	-	20,1	3,1	-	0,2	-
Sn-включение	1,5	23,5	16,8	-	1,0	0,1	5,8	-	20,2	30,5	-	-	0,5

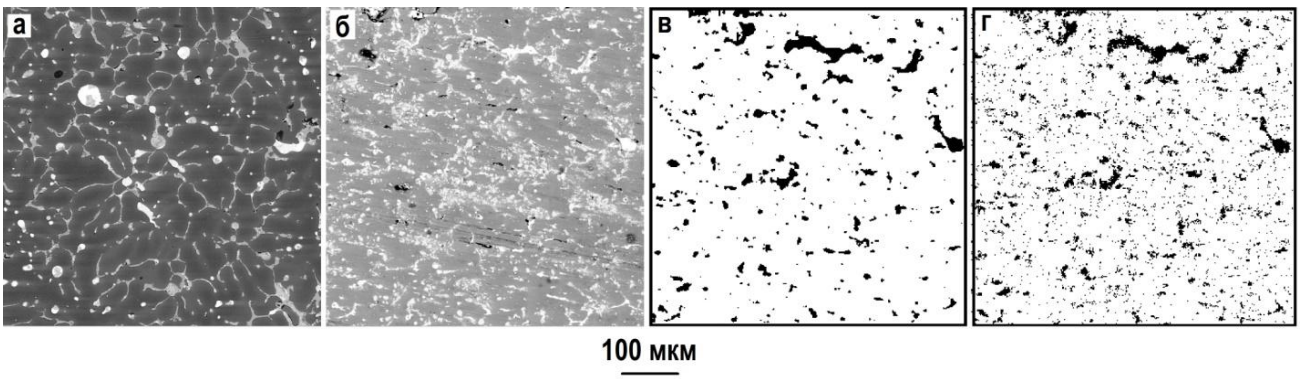


Рис. 1. **Структура сплава АО-5,8 до и после трения со сталью, где а – электронное изображение структуры сплава до трения; б – после трения; в – карта распределения олова на поверхности трения; г – карта распределения кальция**

смазки способны образовывать соединения не только на поверхности трения, но и проникать посредством диффузии вглубь сплава (рис. 2 б, в, г). В первую очередь это справедливо для олова, кальция и калия, а также для пары свинец-сера.

Для определения относительного изменения элементов материала подшипника вглубь сплава был проведен энергодисперсионный анализ по линии (рис. 3). В зависимости от участка изменяется и характер кривых распределения (рис. 3 б, в). На участке без включений алюминий – основной компонент матрицы – в процессе трения постепенно изнашивается (рис. 3 б). Обедненный алюминием слой составляет 5-7 микрометров. Такой же характер кривых распределения имеют большинство легирующих компонентов, например, цинк (рис. 3 б). Хотя для последнего очевидно, что его содержание на поверхности относительно матрицы, в которой он преимущественно растворен, выше, чем в исходном состоянии. При этом содержание меди в подповерхностном слое резко увеличивается. Это, вероятно, связано с разностью скорости износа более мягкой алюминиевой матрицы и медных включений: за единицу времени алюминия изнашивается больше, увеличивая долю меди в общем составе подповерхностного слоя. Небольшую тенденцию к увеличению содержания, сопровождающуюся предварительным слабым снижением, показывает олово и, как следствие, его элементы-сателлиты: кальций и калий. Простое увеличение концентрации означало бы, что олово могло быть нанесено с других участков путем «размазывания» по поверхности. Однако наличие обедненного участка позволяет сделать вывод о принудительном переносе («подкачке») этого элемента из подповерхностного слоя на поверхность трения.

Олово непосредственно в виде включений на анализируемой прямой отсутствует, однако есть обогащенные этим элементом участки на границе алюминиевой матрицы и медного включения, а также на участке выхода этого включения на поверхность трения. Таким образом, увеличенное содержание твердых участков на основе меди сопровождается более интенсивным образованием на них вторичных структур, содержащих олово. Твердые включения способны увеличить задиростойкость сплава за счет своих механических свойств, при этом они в процессе трения они также выступают в роли абразивных частиц, увеличивающих износ стального контртела и повышающих коэффициент трения. Трибосистема в процессе самоорганизации минимизирует эти негативные аспекты трения путем образования вторичных структур, в состав которых входит олово из сплава и компоненты смазки: полимерная основа, кальций, калий. Толщина такой пленки менее 1 мкм, вследствие чего электроны, достигая образований под вторичными структурами, позволяют регистрировать сигнал основы.

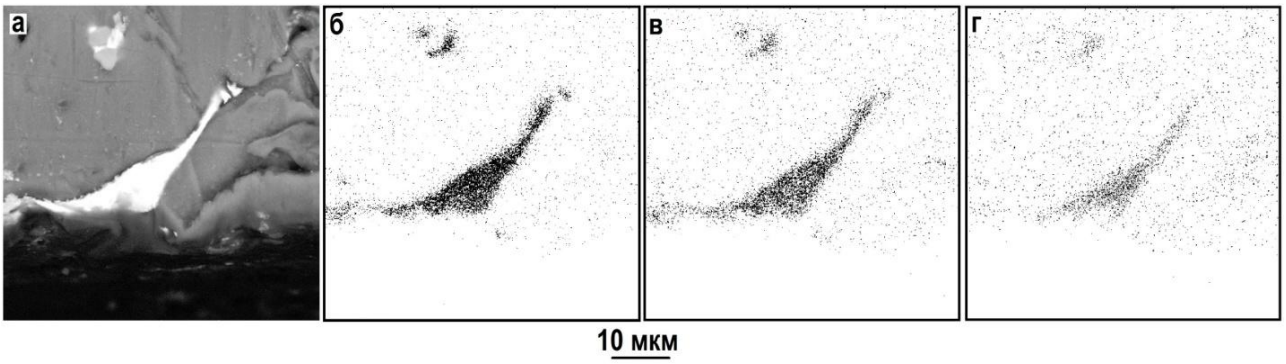


Рис. 2. **Оловянное включение в подповерхностном слое сплава АО-5,8, где а – электронное изображение включения в режиме композиционного контраста; б, в, г – карты распределения олова, кальция и калия соответственно**

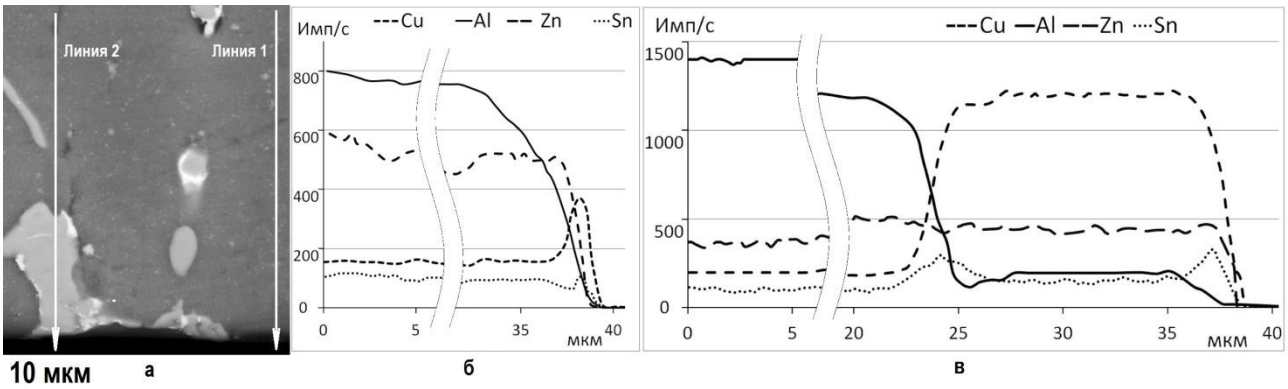


Рис. 3. **Распределение элементов вглубь сплава, где а – изображение исследуемого участка с линиями сканирования; б – анализ элементов вдоль линии 1; в – анализ элементов вдоль линии 2**

Выводы

Во время приработки поверхность трения претерпевает не только структурные изменения, но и изменения в компонентном составе, путем образования выгодных вторичных структур. В их образовании в разной степени принимают участие все объекты трибосистемы, а сами вторичные структуры отличаются по составу на разных участках сплава. Таким образом, изготовленный подшипник является «заготовкой», окончательная обработка которого перед выходом на рабочие параметры в процессе трения осуществляется на этапе приработки с протеканием процессов самоорганизации. Разнообразие компонентов легирования определяет степень свободы трибосистемы для образования вторичных структур.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки РФ по Соглашению о предоставлении субсидии № 14.574.21.0179 от 26 сентября 2017 г., уникальный идентификатор RFMEFI57417X0179.

[1] Lu Z. C., Gao Y., Zeng M. Q., Zhu M. Improving Wear performance of dual-scale Al -Sn alloys. The role of Mg addition in enhancing Sn distribution and tribolayer stability//Wear. – 2014 (309), 216-225.
[2] Столярова О.О. и др. Исследование трибологических свойств и структуры новых алюминиевых подшипниковых сплавов // Материаловедение. – 2014, № 8, 12-17.
[3] Алюминиевые сплавы антифрикционного назначения моногр. / Белов Н.А. [и др.] ; под ред. А.Е. Миронова, Н.А. Белова, О.О. Столяровой. – М.: Изд. дом МИСиС, 2016. – 222 с.
[4] Миронов А.Е. и др. Алюминиевые литейные антифрикционные сплавы с повышенной способностью к приспосабливаемости поверхностей трения // Вестник ВНИИЖТ. – 2017, Т.76, № 6, 336-340.
[5] Babu M.V.S., Rama Krishna A., Suman K.N.S. Review of Journal Bearing materials and Current Trends // American Journal of Materials Science and Technology. – 2015 (4), № 2, 72-83.
[6] G. Fox-Rabinovich et al. Features of self-organization in ion modified nanocrystalline plasma vapor deposited AlTiN coatings under severe tribological conditions // Journal of Applied Physics. – Vol. 102. - № 7. – 2007. – DOI: 10.1063/1.2785947.
[7] Н.М. Русин, А.Л. Скоренцев, Е.А. Колубаев Сухое трение чистого алюминия по стали // Трение и износ. – 2016, Т. 37, №1, 109-118.
[8] Oesterreicher J. A. et al. Quantitative prediction of the mechanical properties of precipitation-hardened alloys with special application to Al-Mg-Si // Mater. Sci. and Eng. A – 2017 (703), 380-385.
[9] Lu Z. et al. Improving wear performance of $CuSn_5Bi_5$ alloys through forming self-organized graphene/Bi nanocomposite tribolayer.
[10] Горленко А.О., Давыдов С.В., Ерохин А.Н. Трибодиагностика сферических подшипников скольжения // Справ. инж. ж. – 2017 (12), 9-13.
[11] А.С. Пискарев и др. Анализ конструктивных решений при проектировании высоконагруженных подшипников скольжения с жидким смазочным материалом // Вестник машиностроения. – 2018 (5), 37-43.
[12] H. Springer, A. Szczepaniak, D. Raabe On the role of zinc on the formation and growth of intermetallic phases during interdiffusion between steel and aluminium alloys // Acta Materialia. – 2015 (96), 203-211.
[13] Миронов А.Е. Овечкин А.В., Гершман И.С. Новые материалы для монометаллических подшипников скольжения // Трибология – машиностроению. – Труды 10 Всероссийской научно-технической конференции. – Москва. 19-21 декабря 2014г. – с. 81- 82.
[14] Меньшикова С. Г. и др. Исследование структуры и свойств сплавов алюминия с медью, полученных в условиях сверхбыстрого охлаждения расплава // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2018 (3), 45-52

СРАВНЕНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МДО-ПОКРЫТИЙ СФОРМИРОВАННЫХ НА СПЛАВАХ Д16 И В95 ПРИ ИСПЫТАНИИ В ЭКОЛОГИЧЕСКИХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛАХ

[1]Почес Н.С., Малышев В.Н., [2]Дёрр Н.

E-mail: nikitapoches@gmail.com, vmal@inbox.ru

[1]РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина, Москва, Россия;
[2]AC2T Research GmbH, Винер-Нойштадт, Австрия.

Исследование посвящено вопросам износостойкости МДО-покрытий, сформированных на алюминиевых сплавах Д16 и В95 (аналогах сплавов 2024 и 7075) в экологических смазочных материалах и представляет собой обобщение и анализ результатов испытаний. Показано, что покрытия, сформированные на сплаве В95 при больших контактных давлениях, демонстрируют коэффициент трения ниже чем на сплаве Д16, и меньший износ, при всех видах контакта.

COMPARISON OF TRIBOLOGICAL CHARACTERISTICS OF MAO-COATINGS FORMED ON ALLOYS D16 AND V95 DURING THE TESTS IN ENVIRONMENTAL LUBRICANTS

Poches N.S., Malyshev V.N., Dörr N.

The study is devoted to the problems of wear resistance of MAO-coatings formed on aluminum alloys D16 and B95 (analogues of alloys 2024 and 7075) in ecological lubricants and represents a generalization and analysis of test results. It is shown that coatings formed on alloy B95 at high contact pressures demostrate a friction coefficient lower than

Ключевые слова: микродуговое оксидирование, триботехнические характеристики, экологические смазочные материалы, покрытия.

Введение

В настоящее время вопрос увеличения работоспособности узлов трения решается двумя путями: выбором оптимальных, в требуемом температурном диапазоне, смазочных сред и модификацией поверхностного слоя пар трения для повышения стойкости к изнашивающим нагрузкам [1].

В первом случае перспективным является разработка и применение экологически безвредных смазочных материалов. На данный момент основной частью используемых смазочных материалов являются минеральные масла. от утилизации которых система очистки окружающей среды сильно перегружена [2-3]. Помимо этого, применению экологических смазочных материалов способствует постоянное ужесточение природоохранного законодательства. В связи с этим, затраты на утилизацию смазочных материалов увеличивается, это делает более выгодным развитие производства экологобезопасных продуктов [4].

С другой стороны, среди множества методов модификации поверхностей, одной из перспективных технологий является микродуговое оксидирование (МДО) [6]. При помощи данного метода возможно получение покрытий с различным набором свойств: высокой износостойкостью, теплостойкостью, коррозионной и эрозионной стойкостью, высокими эксплуатационными показателями [7]. Суть данной технологии заключается в создании на поверхности изделий в условиях воздействия микродуговых разрядов высокопрочного керамикоподобного покрытия, состоящего преимущественно из окислов алюминия, в том числе наиболее прочной его фазы – α-Al_2O_3 (корунда) и других соединений. Также известно [8], что механические свойства покрытия зависят от механических свойств материала подложки.

Целью данной работы является сравнение триботехнических характеристик МДО-покрытий сформированных на сплавах Д16 и В95 при испытании в экологических смазочных материалах.

Материалы и методики исследования

Для формирования покрытий использовались два щелочных электролита (далее электролит №1 и №2). До формирования покрытий образцы притирались, затем производилась формовка покрытий с использованием режимов, приведенных в табл. 1.

После этого производилась притирка образцов с использованием алмазной пасты, затем их полировка и контроль толщины. Также определялась пористость полученных покрытий методом компьютерного анализа изображений [9].

Испытания проводились по двум схемам трения: «сфера по диску» и «штифт по диску». В процессе исследования контролировались коэффициент трения и величина износа.

on alloy D16, and a lesser wear, for all types of contact.

Keywords: microarc oxidation, tribological properties, ecological lubricants, coatings.

Таблица 1. **Режимы формирования покрытия**

Плотность тока, А/дм^2	6 – 7
Напряжение на аноде, В	550 – 600
Напряжение на катоде, В	150 – 260
Время, мин	55 – 60

Испытания по схеме «сфера по диску»

В данном виде испытаний использовались: шарик диаметром 10 мм из стали 100Cr6 (аналог стали ШХ15) и диски с МДО-покрытием размером Ø24х6. В табл. 2 приведены значения толщины и пористости МДО-покрытий, в зависимости от используемого электролита.

Таблица 2. **Средние значения толщины и пористости покрытия в зависимости от используемого электролита**

Состав электролита	Средняя толщина покрытия, мкм		Средняя пористость покрытия, %	
	Д16	В95	Д16	В95
№1	84	150	26,6	24
№2	77	127	35,7	13,5

В качестве смазочных сред использовались масла на основе полиальфаолефинов (PAO), полиэтиленгликоля (PEG) и диизотридецил адипата (DITA).

Испытания проводились на машине трения SRV3, которая реализует схему трения «сфера по диску».

Исследования проводились при возрастающей и постоянной нагрузке. При выполнении исследования с возрастающей нагрузкой параметры были следующие: частота колебаний 50 Гц; перемещение 1 мм; температура окружающей среды 40 ^oC; нагрузка увеличивалась от 400 Н до 600 Н на 25 Н каждые 7 минут; длительность 80 минут; 2 измерения на один тип смазочного материла.

По результатам испытаний с возрастающей нагрузкой отбирались лучшие образцы масел для экспериментов с постоянным значением нагрузки.

В исследованиях с постоянной нагрузкой изменялась длительность и нагрузка. Время испытания составляла 60 минут, а нагрузка – 400 и 600 Н.

Испытания по схеме «штифт по диску»

На данном этапе образцы были выполнены в виде штифтов размером Ø10х8 с МДО-покрытием. В качестве контртела ospользовался диск диаметром 110 мм из стали 100Cr6 (аналог стали ШХ15).

Испытания проводились на оригинальной экспериментальной установке, реализующей схему трения «штифт по диску», рабочая часть которой приведена на рис. 1.

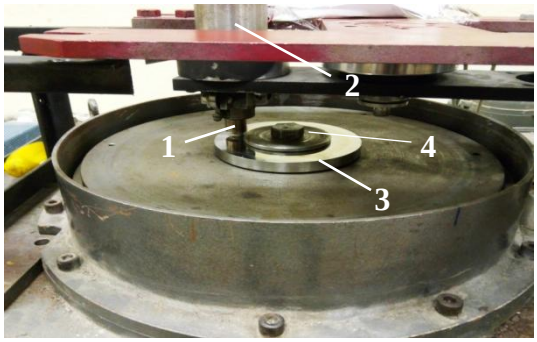


Рис 1. **Рабочая часть установки : 1 – Образец с МДО-покрытием; 2 – нагружающее устройство; 3 – стальной диск; 4 – прижимная пластина**

При выполнении исследований измерения повторялись по два раза с использованием следующих параметров: нагрузка 200 Н; частота вращения диска 38 об/мин; длительность 60 минут; два вида испытаний: со смазочным материалом на контакте и со смазкой, оставшейся в порах (аварийный режим).

Данные испытаний по схеме трения «сфера по диску» явились основой для выбора смазочных материалов для схемы трения «штифт по диску». Были отобраны масла PEG, PAO и DITA. Помимо этого, состав смазочных материалов расширялся путем добавления присадок. К каждому маслу добавлялась противоизносная присадка на основе дитиофосфата цинка (ZDDF) в количестве 1600 ppm (0,16 %).

В табл. 3 представлены значения толщины и пористости МДО-покрытий в зависимости от используемых электролитов.

Таблица 3. **Средние значения толщины покрытия в зависимости от используемого электролита.**

Состав электролита	Средняя толщина покрытия, мкм		Средняя пористость покрытия, %	
	Д16	В95	Д16	В95
№1	100	150	34,7	24
№2		127		13,5

Результаты испытаний их обсуждение

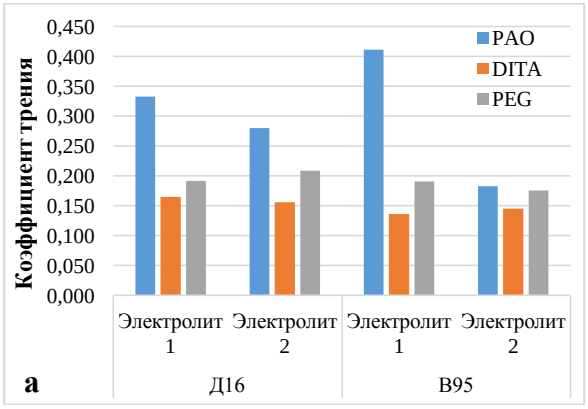
Результаты испытаний по схеме «сфера по диску» с возрастающей нагрузкой

Результаты испытаний по схеме «сфера по диску» с возрастающей нагрузкой представлены на рис. 2. Заметно снижение коэффициента трения при испытании образцов из сплава В95, в сравнении с такими же из Д16 (кроме испытаний со сплавом В95 в масле PAO).

Также необходимо отметить существенное снижение износа МДО-покрытий, сформированных на сплаве В95 при трении в масле PAO, в то время как МДО-покрытия на сплаве Д16 имели разрушения до основы.

Результаты испытаний по схеме «сфера по диску» с постоянной нагрузкой

При испытаниях с постоянной нагрузкой 400 и 600 Н в маслах PEG и DITA были получены результаты, приведенные на рис. 3.



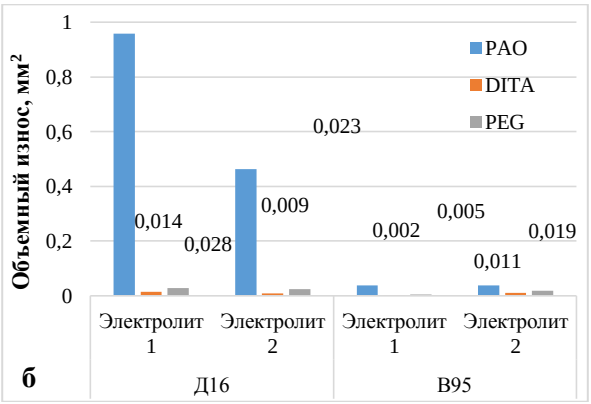
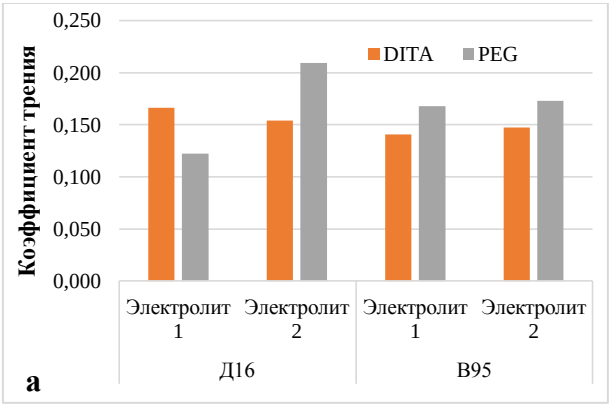


Рис. 2. **Средние значения коэффициентов трения (а) и объемного износа (б) после испытаний с возрастающей нагрузкой по схеме «шарик по диску».**



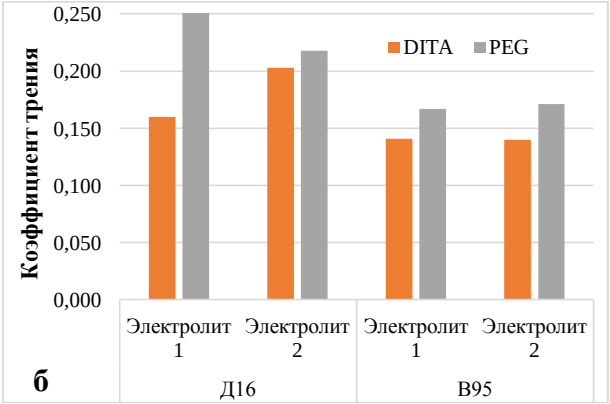


Рис 3. **Среднее значение коэффициента трения при постоянной нагрузке 400 Н (а) и 600 Н (б) при испытаниях по схеме «шарик по диску».**

Масло PEG при нагрузке 400 Н и с покрытиями, сформированными в первом электролите на сплаве Д16, показало лучший результат, однако на покрытиях, сформированных во втором электролите оно проявило себя хуже. Масло DITA при 400 Н показало примерно равный коэффициент трения со всеми составами электролитов и покрытий.

При нагрузке 600Н коэффициент трения у образцов, сформированных на сплаве В95, примерно такой же как при 400Н. МДО-покрытия на сплаве Д16 при этой нагрузке демонстрируют увеличение коэффициента трения.

Результаты испытаний по схеме «штифт по диску»

После испытаний по схеме «штифт по диску» со смазочным материалом (рис. 4) наблюдается снижение коэффициента трения со всеми маслами кроме PEG и смеси DITA+ZDDP со вторым электролитом. Образцы на В95 показали прирост массы до 2,5 мг. При испытаниях в аварийном режиме покрытия на В95 демонстрируют повышенный коэффициент трения. Здесь лучше всего проявили себя масла PAO и PAO+ZDDP. Но значение массового износа выше у покрытий на сплаве Д16.

Выводы

В результате проведенной работы можно сделать следующие выводы:

- МДО-покрытия, полученные на сплаве В95 при больших контактных давлениях, показывают коэффициент трения ниже чем на сплаве Д16;
- на образцах из сплава В95 получен меньший износ, чем на сплаве Д16 при всех видах контакта;
- при испытаниях образцов из сплава В95 по схеме «штифт по диску» в смазочном материале не был выявлен износ образцов с МДО-покрытием, что связанно, очевидно, с недостаточным удельным давлением, поскольку при больших контактных давлениях (при испытаниях по схеме «шарик по диску») износ был зафиксирован.

Отдельные этапы представленной работы были профинансированы «Австрийской программой-КОМЕТ» в рамках К2 XTribology и осуществлялись в AC2T research GmbH. В связи с этим хотелось бы выразить благодарность доктору Николь Дерр и доктору Манелю Родригесу-Риполю за помощь в проведении испытаний.

[1] Malyshev, V.N., N. Dörr, O.Yu. Elagina, M. Rodriguez-Ripoll and N.S. Poches, 2017. The research of MAO-coatings' tribological behavior in different lubricants. ÖTG-Symposium 2017: "Tribologie in Industrie und Forschung. Neue Aufgaben – Innovative Lösungen", Österreichische Tribologische Gesellschaft, pp: 193-293.

[2] Манг Т., Дрезель У. Смазки. Производство, применение, свойства. Справочник / пер. с англ. 2-го изд.; под ред. В.М. Школьникова, – СПб.: ЦОП «Профессия», 2015. – 944 с., ил.

[3] Л.Р. Рудник. Присадки к смазочным материалам. Свойства и применение: пер. с англ. яз. 2-го изд. под ред. А.М. Данилова. – СПб.: ЦОП «Профессия», 2013. – 928с., ил.

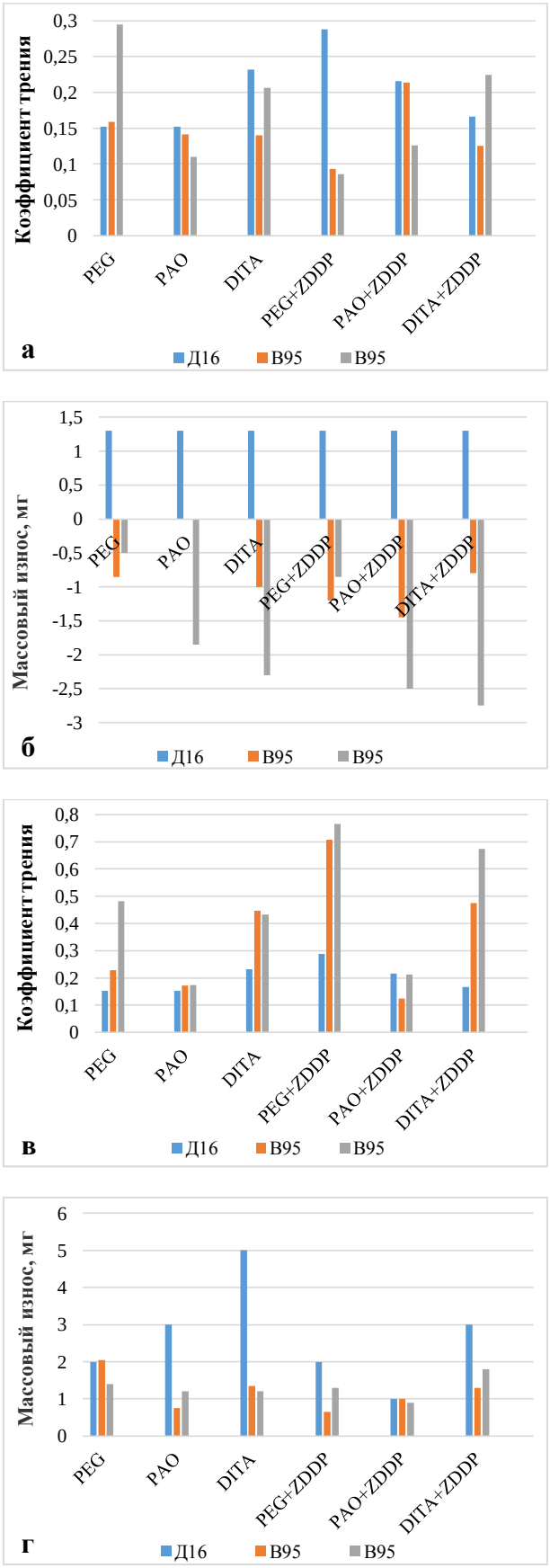


Рис. 4. **Средние значения коэффициентов трения (а,в) и массового износа (б,г) после испытаний со смазочным материалом(а,б) и в аварийном режиме (в,г) по схеме «штифт по диску»**

[4] Смазочные материалы и проблемы экологии / А.Ю. Евдокимов, И.Г. Фукс, Т.Н. Шабалина, Л.Н. Багдасаров. - М.: Нефть и газ: РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина, 2000. - 422, с.: ил., табл.
[6] Малышев В.Н. Модифицирование поверхностного слоя деталей методом микродугового оксидирования: состояние, возможности, перспективы // Управление качеством в нефтегазовом комплексе, 2014, №1, С.15-20.
[7] Малышев В.Н. Оценка износостойкости керамических покрытий, сформированных методом микродугового оксидирования // сб. трудов международной научно-практич. Конференции «Фундаментальные проблемы и современные технологии в машиностроении». М. - : Машиностроение, 2010. С. 571.
[8] Микродуговое оксидирование (теория, технология, оборудование) / И.В. Суминов и др. – М.: ЭКОМЕТ, 2005. – 368 с.: ил.
[9] Малышев В.Н., Вольхин А.М. Методика определения пористости покрытий. //Сборник статей «Прогрессивные технологии в машиностроении» XI Международной научно-практической конференции. - Пенза: ПДЗ, 2016. С.26-30.

УЧЕТ СИЛ ТРЕНИЯ В КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАХ МЕХАНИЗМОВ ПРИ ОЦЕНКЕ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ

Правоторова Е.А.

E-mail: pravotorova@bk.ru

ИМАШ РАН, Москва, Россия.

Использование методов вероятностного моделирования позволило провести исследования динамики реальных механизмов с учетом сил трения в кинематических парах на примере плоского кривошипно-ползунного механизма. Показана целесообразность их учета при оценке эксплуатационных показателей и работоспособность механизмов.

Ключевые слова: узлы трения, производственные ошибки, эксплуатационные показатели.

THE ACCOUNT OF FRICTION FORCES IN KINEMATIC PAIRS OF MECHANISMS WHEN EVALUATING THEIR PERFORMANCE

Pravotorova E.A.

The use of probabilistic modeling methods allowed us to study the dynamics of real mechanisms taking into account the friction forces in kinematic pairs on the example of a flat crank-slider mechanism. The expediency of their account at an assessment of operational indicators and working capacity of mechanisms is shown.

Keyword: friction units, production errors, performance indicators.

В современном машиностроении применяются трибосопряжения, отличающиеся друг от друга конструктивным оформлением, материалами и режимами нагружения. При проектировании таких трибосопряжений возникает проблема уменьшения энергопотерь и динамических нагрузок в процессе эксплуатации.

Узлы трения, занимая, как правило, не более 10% от массы машины, в 30% случаев становятся причиной преждевременных отказов. Для испытаний этих узлов требуется дорогостоящее специализированное оборудование. Поэтому необходимо и в ряде случаев достаточно вместо испытаний ограничиться подробным анализом причин, которые вызывают преждевременные отказы.

В настоящей работе основное внимание уделяется некоторым диагностическим признакам, в частности, погрешностям изготовления и особенностям динамики, которые являются основными причинами возникновения производственных ошибок, локальных перегрузок пары трения и отказов.

Производственные ошибки, вызывающие перегрузки узла трения, рассмотрим на примере динамики плоского кривошипно-ползунного механизма при наличии трения в паре кривошип-ползун, имеющей зазор. Такие механизмы находят применение в погрузочно-разгрузочных машинах и двигателях внутреннего сгорания.

Производственные погрешности возникают в шарнире вследствие того, что величина зазора между элементами шарнира изменяется по причине износа или деформации тонкостенного вкладыша. Увеличение зазора, которое является следствием износа, может изменяться от нескольких микрометров до сотен микрометров на единицу пути. Оно приводит к ошибке положения, тем большей, чем реальный кривошипно-ползунный механизм отличается от идеального.

Методы математического моделирования с использованием вычислительной техники открывают широкие возможности при исследовании динамики реальных механизмов. Применение средств вычислительной техники дает возможность получать более полную информацию относительно процессов, происходящих в зазорах кинематических

пар благодаря высокой точности ЭВМ. Оно также не вызывает принципиальных трудностей, связанных с реализацией сложных математических и логических закономерностей, характерных для рассматриваемого круга задач. При этом в основу общих моделирующих алгоритмов и соответствующих им блок-схем вычислительных программ был положен принцип, развитый академиком Н.Г. Бруевичем, разделения на стандартную и нестандартную части, что позволяет воспользоваться предлагаемыми алгоритмами при исследовании широкого класса механизмов [1]. Изменяя только нестандартную часть моделирующего алгоритма, оказывается возможным проводить исследование различных динамических моделей механизмов с зазорами в кинетических парах.

При составлении математической модели, связанной с исследованием динамики плоского кривошипно-ползунного механизма, необходимо учитывать, что при наличии трения во вращательных кинематических парах величина и направление силы реакции становятся зависимыми от взаимного расположения звеньев. Для того, чтобы выяснить характер влияния сил трения на динамику механизма, будем учитывать силу трения только в паре с зазором, полагая заданным движение кривошипа с постоянной угловой скоростью. Уравнения движения рассматриваемого механизма составляются на основе уравнений Лагранжа второго рода. При этом силу трения в шатунном подшипнике, направленную по касательной к его поверхности, отнесем к внешним силам.

Результаты расчетов методом математического моделирования показывают, что процесс контактирования имеет прерывистый характер. Периодически может иметь место разрыв кинематической цепи при определенных значениях угла поворота и коэффициента трения. Например, при угле 88° максимальная длительность отрыва составляет 1°27'. Это позволяет сделать вывод, что при конструировании кривошипно-ползунного механизма желательно стремиться, чтобы трибосопряжение работало бы в условиях граничной смазки. Если же при работе узла трения в таком механизме предусмотрено создание условий для жидкостной (а иногда и газовой) смазки, то стремление сэкономить на потерях, вызванных силой трения, может привести к нежелательным вибрациям, что диагностируется по результатам расчетов. Вибрации и повышенный износ материалов пары трения могут вызвать потери, которые существенно превзойдут экономию, полученную от уменьшения названных выше потерь на трение.

Анализ полученных данных показывает, что силы трения в кинематических парах оказывают существенное влияние на динамические показатели механизма и дают возможность в количественном и качественном отношениях выявить ряд определенных закономерностей, которые целесообразно учитывать при оценке его эксплуатационных показателей и работоспособности.

Отметим также эффективность применения метода вероятностного моделирования для оценки ошибки положения рассматриваемого механизма, вызванной производственными ошибками, вызывающими износ. В основе этого метода лежит моделирование статистического эксперимента с помощью ЭВМ и регистрация числовых характеристик, получаемых из этого эксперимента. Метод вероятностного моделирования имеет ряд преимуществ по сравнению с другими методами решения задач триботехники, а именно:

1) наглядная вероятностная трактовка;

2) применимость к исследованию процессов принципиальные любой сложности;

3) краткая вычислительная схема;

4) простая оценка точности получаемых результатов;

5) малая чувствительность к отдельным ошибкам;

6) отсутствие накопленных ошибок [2].

[1] Бруевич Н.Г., Правотороа Е.А., Сергеев В.И. Основы теории точности механизмов. М. «Наука».1988.с.238.

[2] Браун Э.Д., Правоторова Е.А., Скворцов В.Н. Оценки характеристик фрикционных систем из композиционных материалов. Кн.: Проблемы машиноведения: точность, трение и износ, надежность, перспективные технологии / Под редакций В.П. Булатова – Санкт-Петербург, «Наука», 2005 – 740с.

ИССЛЕДОВАНИЕ И ПРОМЫШЛЕННЫЕ ИСПЫТАНИЯ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ВОЛОЧЕНИЯ МЕДНОЙ И АЛЮМИНИЕВОЙ ПРОВОЛОКИ

Пузырьков Д.Ф. Саранцева С.А.

E-mail: Lab@rosoil.ru

ООО «ХТЦ УАИ», Уфа, Россия.

Представлены результаты лабораторных и опытно-промышленных испытаний СОЖ «Росойл-521» на операциях волочения медной и алюминиевой проволоки. Показаны основные преимущества и недостатки масляных и водосмешиваемых СОЖ на операциях волочения проволоки.

Ключевые слова: СОЖ, волочение, эмульсия, медная проволока, алюминиевая проволока, импортозамещение.

RESEARCH AND INDUSTRIAL TESTS OF LUBRICANTS FOR DRAWING COPPER AND ALUMINUM WIRE

Puzyrkov D.F., Sarantseva S.A.

The results of laboratory and pilot tests coolant "Rosoil-521" on the drawing operation of copper and aluminum wire. The basic advantages and disadvantages of oil and water-miscible cutting fluids on the operations of wire drawing.

Keywords: cutting oil, drawing, emulsion, copper wire, aluminum wire, import substitution.

В начале 2017г. руководители Самарской кабельной компании (СКК) и Хозрасчетного творческого центра Уфимского авиационного института (ХТЦ УАИ) поставили задачу заменить импортные смазочные материалы при производстве кабельной продукции, производимой в СКК.

Тесное взаимодействие разработчиков и потребителей смазочной продукции за довольно короткий период позволило Технопарку ХТЦ УАИ разработать и освоить производство новых материалов, а СКК получить экономический эффект за счет использования более дешевых и более качественных материалов при производстве кабельной продукции.

В 2017 г параллельно с разработкой смазочных материалов Технопарк ХТЦ УАИ разработал по техническому заданию АО «СКК» состав гидрофобного заполнителя для влагостойких кабелей. Промышленные испытания опытной партии гидрофобного заполнителя «Росойл-ИКС» показали положительные результаты. При этом «Росойл-ИКС» превосходит импортные и отечественные аналоги по своим низкотемпературным и тиксотропным свойствам. На данный момент гидрофобный заполнитель «Росойл-ИКС» внедрен в серийном производстве АО «СКК».

В 2018 году Технопарк ХТЦ УАИ также приступил к разработке внутримодульного и межмодульного гидрофибных заполнителей, сипользуемых при изготовлении оптических кабелей для АО «Самарская оптическая кабельная компания». А в настоящее время завершаются промышленные испытания смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) для мокрого волочения проволоки из медных и алюминиевых сплавов.

Волочение проволоки – широко распространенный процесс обработки металлов давлением. Одной из основных областей применения проволоки, особенно из меди, алюминия и их сплавов, является производство электрических проводов и кабелей.

При волочении медной проволоки используют смазочно-охлаждающие жидкости (СОЖ) только на водной основе. Волочение проволоки с применением водных эмульсий СОЖ называют мокрым волочением [1]. Качество медной проволоки, широко применяемой в электротехнической и электронной промышленности, во многом зависит от правильного выбора и рациональной эксплуатации смазочно-охлаждающей жидкости, используемой при ее волочения. Снижая за счет применения СОЖ трение на волоке в зоне деформации, можно значительно продлить срок службы волок и тем самым удешевить готовую продукцию [2].

Кроме эмульсий также используют, но гораздо реже, комплексные растворы, не содержащие минеральные масла, растворы некоторых синтетических соединений. На практике они различаются в основном по степени дисперсности или растворимости в воде [1].

Основной интерес представляют все-таки водные эмульсии СОЖ. К данным эмульсиям предъявляется ряд достаточно жестких требований:

- эмульсия должна обладать высокой стабильностью и сохранять работоспособность не менее 12 месяцев;
- обладать высокими антикоррозионными свойствами к меди и черным металлам, не реагировать с поверхностью волок;
- эмульсии должны обладать хорошей адгезией к поверхности металлов, образуя на участках трения проволоки о волоку пленку, которая обеспечивает надежное экранирование трущихся поверхностей и снижает силы трения;
- эмульсии должны обеспечивать хорошие очищающие свойства и обеспечивать быстрое оседание в эмульсии образующегося в процессе волочения шлама;

- должны иметь низкое пенообразование;
- обеспечить хорошую фильтрацию эмульсии;
- концентраты СОЖ и эмульсии полученные из них не должны оказывать вредного воздействия на окружающую среду и должны быть безопасными для рабочего персонала.

Следует отметить, что современных СОЖ, применяемых для волочения медной проволоки в России производится не так уж много. Импортных смазочных материалов для волочения медной проволоки представлено на рынке гораздо больше. Среди них, например, серия СОЖ «*Drawlub*» от компании «*Petrofer*» (Германия), серия «*Multidraw*» компании «*Zeller+Gmellin*» (Германия). Компания «*Rhenus Lub*» (Германия) предлагает продукты под маркой «*Rhenus DU*», группа компаний «*Fuchs*» (Германия) представлена на рынке СОЖ «*Renoform MCU 20*», «*Carl Bechem Gmbh*» (Германия) для волочения меди предлагает линейку продуктов под маркой «*Unopol*».

Для всех этих продуктов характерно высокое качество и высокая стоимость. Подобные СОЖ находят применение на многочисленных кабельных производствах. На одном из флагманов данной отрасли, АО «СКК», были проведены опытно-промышленные испытания предлагаемой СОЖ «Росойл-521» ТУ 20.59.41-135-06377289-2017 производства ООО «ХТЦ УАИ» г. Уфа.

В таблице 1 приведены сравнительные данные физико-химических показателей концентратов СОЖ для волочения, а также их пятипроцентных эмульсий. На АО «СКК» для волочения медной проволоки используется импортная водосмешиваемая СОЖ «*Bechem Unopol F*811».

Помимо оценки физико-химических показателей были проведены триботехнические исследования на машине трения по схеме трения «ролик-обойма». В данных исследованиях использовались ролики из меди, а обойма из материала сталь ШХ-15. В испытательную кювету заливались пятипроцентные водные эмульсии СОЖ «Росойл-521» и применяемой в настоящее время «*Bechem Unopol F*811». Параметры испытаний следующие: нормальная нагрузка в узле трения составляла 70 кг, время испытаний составляло шесть часов.

Электромотор через шкив вращает вал с закрепленным на нем кольцом (3) (с диаметром наружной поверхности 42 мм и шириной 12 мм). К наружной поверхности кольца прижимается цилиндрический образец – медный ролик диаметром 8мм и длиной 20мм (2), установленный в тефлоновую подложку (1). Смазка пары трения “ролик - кольцо” осуществляется посредством погружения нижней части кольца в ванну (4) с испытуемой эмульсией. Через систему рычагов калиброванными грузами к ролику прикладывается нагрузка.

Таблица 1. **Сравнение данных физико-химических показателей концентратов СОЖ и их пятипроцентных эмульсий**

Наименование показателя	**Требование по техническому заданию АО «СКК»**	**Bechem Unopol F811**	**Росойл-521**	**Метод испытания**
КОНЦЕНТРАТ				
Внешний вид и запах		Однородная прозрачная жидкость, красно-коричневого цвета без раздражающего запаха	Однородная прозрачная жидкость красно-коричневого цвета без раздражающего запаха	Визуально и органолептически
Вязкость кинематическая при 20^0С, сСт	150-300	205,9	249,3	ГОСТ 33
Плотность, мг/см^3	0,93-0,96	0,94	0,95	ГОСТ 3900
Температура вспышки в открытом тигле, ^{0}С	>100	> 100	> 100	ГОСТ 4333
Температура застывания,^{0}С	≤0	≤0	-20	ГОСТ 20287
5% эмульсия				
pH	9,1-9,3	7,8	9,1	ГОСТ 6243
Стабильность эмульсии через 24 часа	-	Однородная, полупрозрачная эмульсия	Однородная, полупрозрачная эмульсия	ГОСТ 6243
Коррозионное воздействие на металлы капельным методом: - медь - латунь - сталь - чугун	-	 Выдерживает Выдерживает Выдерживает Выдерживает	 Выдерживает Выдерживает Выдерживает Выдерживает	ГОСТ 6243

После включения привода кольцо, начинает вращаться по часовой стрелке, контактируя с образующей цилиндрического ролика. В результате испытания на ролике образуется пятно износа, площадь которого характеризует противоизносные свойства испытуемой эмульсии. Чем меньше площадь пятна износа – тем лучше противоизносные свойства эмульсии и наоборот. Кроме того, в процессе испытаний с помощью термопары замерялась текущая температура в ванне с эмульсией. Более подробное описание установки и данной методики можно найти в [3].

После испытаний с помощью микроскопа был произведен замер площади пятен износа на медных роликах. В таблице 2 приведены данные по износу медных роликов и температурам испытуемых эмульсий.

Таблица 2. **Площади пятен износа медных роликов после испытаний и установившаяся температура эмульсий во время испытаний на машине трения**

Измеряемый показатель	СОЖ	
	Bechem Unopol F811	**Росойл-521**
Площадь пятна износа медного ролика, мм^2	14,22	11,30
Установившаяся температура эмульсии в процессе испытаний, ^{0}C	56	49

Площадь пятна износа, полученного на медном ролике при использовании 5% эмульсии СОЖ «Росойл-521» на 20% меньше по сравнению с пятном износа на ролике, полученном при использовании СОЖ «*Bechem Unopol F*811», что говорит о более лучших смазывающих свойствах эмульсии СОЖ «Росойл-521» и меньших силах трения на волоке. Установившаяся в процессе испытаний температура эмульсии СОЖ «Росойл-521» на несколько градусов ниже, чем аналогичная температура эмульсии «*Bechem Unopol F*811». Более низкая температура эмульсии «Росойл-521» также свидетельствует о пониженном тепловыделении в месте контакта «ролик-обойма» за счет снижения сил трения. А, как известно, механическая работа, затраченная на волочение, переходит в работу внешнего трения, теплоту от пластической деформации и в потенциальную энергию металла. Причем работа внешнего трения составляет 35-60% всей затраченной работы [1]. Снижение потерь на трение, помимо повышения стойкости дорогостоящих волок, позволит экономить электроэнергию.

Сравнивая внешний вид пятен износа на роликах из меди можно заметит, что вокруг пятна износа при использовании эмульсии импортной СОЖ имеется достаточно большой «ореол» отложений, состоящий из соединений меди, получившихся при взаимодействии материала ролика и компонентов СОЖ в процессе трения и соответственно нагрева. В то время как вокруг пятна износа, полученного на медном ролике с применением СОЖ «Росойл-521» данный ореол практически отсутствует.

Меньший ореол отложений свидетельствует о более лучшей моющей способности эмульсии СОЖ «Росойл-521», либо о меньшем взаимодействии компонентов эмульсии с медью.

Опытно-промышленные испытания СОЖ «Росойл-521» в условиях производства проводились на волочильной машине УДЗВГ на среднем волочении медной проволоки. Скорость волочения составила 16-20 м/с (при нормативе 18±3 м/с). Диаметр получаемой на выходе медной проволоки составил 0,395 мм. Обрывов проволоки, изменения внешнего вида и стабильности эмульсии не отмечено. Медный шлам достаточно быстро оседает в эмульсии. Биопоражения и неприятного запаха эмульсии не обнаружено. Продолжительность испытаний составила на сегодняшний день более восьми месяцев. Испытания продолжаются.

Кроме того были проведены опытно-промышленные испытания на операции волочения алюминиевой проволоки. Как правило, волочение алюминиевой проволоки осуществляют на многоступенчатых станах мокрого волочения с использованием гидрофобных волочильных смазочных материалов с широким диапазоном вязкости и высокой стойкости к старению, наносимых методами погружения или нанесения спреем [1]. Из-за использования неводных смазочных материалов для волочения алюминия, проблема отвода тепла более существенна по сравнению медью. Масло в процессе волочения нагревается, и для поддержания постоянной оптимальной температуры в 40-45^{0}C на протяжении всего процесса применяют его принудительное охлаждение. В зависимости от типа волочения алюминиевой проволоки: грубое, среднее или тонкое – необходимо применять масла различной вязкости, причем, чем меньше диаметр получаемой проволоки, тем ниже должна быть вязкость масла. Для масел с высокой вязкостью требуется предварительный подогрев перед началом работы во избежание обрывов проволоки в начале процесса волочения.

При волочении алюминиевой проволоки образуются очень мелкие абразивные частицы. В отличие от производства проволоки из других металлов, когда масла, как правило, фильтруют для удаления абразивных частиц, в случае алюминия абразивные частицы удаляют седиментацией во время остановки станка.

В лабораториях «ХТЦ УАИ» был разработан состав масляного смазочного материала для волочения алюминиевой проволоки, но в связи с тенденцией по переходу на водосмешиваемые СОЖ, было принято решение об испытании СОЖ «Росойл-521» на волочении алюминиевой проволоки в условиях производства АО «СКК».

Для водных эмульсий СОЖ волочение алюминиевой проволоки является сложным процессом, ввиду более слабой смазывающей способности по сравнению с маслами. В тоже время водные эмульсии лишены недостатков присущих масляным СОЖ для волочения проволоки указанных выше.

На российских предприятиях алюминиевую проволоку волочат, как правило, с использованием масляного смазочного материала, и его замена на водную эмульсию выглядит очень перспективной, как с технико-экономической, так и с экологической точек зрения.

Водная эмульсия СОЖ «Росойл-521» в 5%-ой концентрации показала хорошие результаты на волочении алюминиевой проволоки. Обрывов проволоки отмечено не было, (что часто происходит

в случае применения неэффективного смазочного материала и соответственно возникающих высоких сил трения). Скорость волочения составила 9,5 м/с. Диаметр получаемой на выходе проволоки 0,665 мм. На сегодняшний день опытно-промышленные испытания эмульсии СОЖ «Росойл-521» продолжаются на волочении медной и алюминиевой проволок с целью выяснения работоспособности эмульсии в течение установленного на АО «СКК» нормативного срока службы волочильной эмульсии, который составляет 12 месяцев.

Выводы.

1. СОЖ «Росойл-521» по своей эффективности не уступает аналогичным высокоэффективным импортным СОЖ на операции среднего волочения медной проволоки, при этом являясь значительно более привлекательной по цене.
2. СОЖ «Росойл-521» является перспективной в плане замены масляных смазочных материалов для волочения алюминиевой проволоки на водные эмульсии.
3. Опытно-промышленные испытания СОЖ «Росойл-521» на волочении медной и алюминиевой проволок в условиях производства АО «СКК» прошли без замечаний. Целесообразно продолжить испытания до достижения нормативного срока службы эмульсии 12 месяцев, а также рассмотреть возможность испытаний СОЖ «Росойл-521» на многопроволочном (среднем и тонком) волочении медной проволоки.

[1] Манг Т., Дрезел У. Смазочные материалы. Производство, применение, свойства. Справочник: пер. с англ. 2-го изд./под ред. В.М. Школьникова – СПб.: ЦОА «Профессия», 2015. 944с., ил.
[2] Кламанн Д. Смазки и родственные продукты. Синтез. Свойства. Применение. Международные стандарты.: Пер. с англ./ Под ред. Ю.С. Заславского. М.: Химия, 1988. 488 с.
[3] Абрамов А.Н., Пузырьков Д.Ф., Саранцева С.А. Лабораторные и опытно-промышленные испытания пластичной смазки «Росойл-Графитол». //Трение и смазка в машинах и механизмах. 2008. №12. с. 29-31.
[4] Колмогоров В.Л., Орлов С.И., Колмогоров Г.Л. Гидродинамическая подача смазки/ М.: Металлургия.

ОЦЕНКА УСИЛИЙ ЗАТЯЖКИ АВИАЦИОННЫХ БОЛТОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ

[1]Пучков В.Н., [2]Дунаев В.В.

E-mail: puckov.v.n@bk.ru

[1]Институт Машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;
[2]Московский Государственный Технический Университет им. Баумана, Москва, Россия.

Описаны технические средства и методика экспериментального исследования релаксации сил затяжки болтовых соединений, выполненных из разнородных материалов. Оценено влияние на процессы релаксации материалов соединения и величины начальной силы затяжки. Получены графики изменения сил затяжки при различных состояниях соединения – затяжка, нагрев, выдержка при повышенной температуре, охлаждение и отвинчивание гайки.

Ключевые слова: деформация элементов соединения, податливость болта и соединяемых деталей, твердые смазки.

FORCE TIGHTENING ESTIMATION OF AVIATION BOLTED JUNCTION

Puchkov V.N., Dunaev V.V.

Describes the technical means and methods of experimental studies of relaxation of the efforts in bolted joints made from dissimilar materials. Are estimating the influence of the connection materials on the processes of relaxation and the value of the initial tightening torque. Obtained the describes the technical means and methods of experimental studies of relaxation of the efforts graphs of a change of tightening force in the various states of connection — tightening, heating the extract at an elevated temperature, cooling and unscrewing the nut. Recommendations to improve the relaxation resistance of bolted connections.

Keywords: deformation of the connection, yielding of the bolt and the connected parts, solid lubricants.

В настоящее время в нашей стране исследуются пути создания сверхзвукового пассажирского самолета второго поколения (СПС-2). При проектировании конструктивно-силовой схемы СПС-2 проблема правильного выбора конструкционного материала становится более острой, чем при проектировании пассажирских самолетов. Это обусловлено необходимостью учета релаксационной стойкости материалов и болтовых соединений.

Проведенный анализ весовых характеристик планера для различных материалов позволил предложить концепцию применения материалов в конструкции планера СПС-2 [1]:

- кессон крыла - титановый сплав;
- фюзеляж - алюминиевый сплав АК4-2Т.

Для алюминиевых сплавов релаксация напряжений вследствие ползучести весьма заметна и при комнатной температуре [2].

Релаксация напряжений в титановых сплавах при комнатной температуре и напряжениях менее предела текучести в связи с явлением ползучести интенсивно протекает в первые минуты и часы нагружения, а затем резко затухает [3].

В затянутом болтовом соединении уравнение совместности относительных деформаций элементов соединения имеет вид [4]:

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_р + \varepsilon_{гб} + \varepsilon_ш = \varepsilon_2 , \qquad (1)$$

где ε_1 , $\varepsilon_р$, $\varepsilon_{гб}$, $\varepsilon_ш$ и ε_2 – соответственно, осевые относительные деформации стержня болта, резьбы, головки болта, шайбы и соединяемых деталей.

Сущность процесса релаксации напряжений состоит в том, что в болте при высокой температуре возрастает пластическая деформация (ползучесть) и напряжение затяжки в соединении при неизменной общей деформации уменьшается.

Общая деформация болта складывается из упругой и пластической составляющих:

$$\varepsilon_o = \varepsilon_y + \varepsilon_{пл} = Const$$

Из формулы следует, что упругие деформации в болте уменьшаются за счет увеличения пластических деформаций при ползучести. (См. Рис.1).

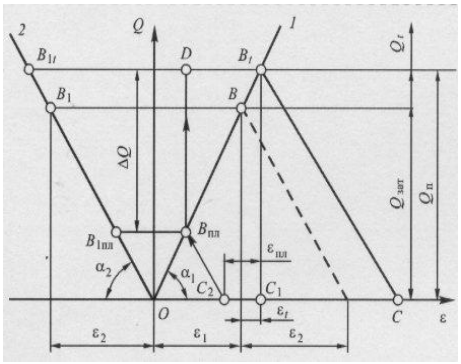


Рис.1. **Диаграмма сил в болтовом соединении при учете температурной деформации**

Лучи 01 и 02 показывают зависимости усилий соответственно в болте и стягиваемых деталях от их деформации. Точки В и B_1 на диаграмме характеризуют силы и деформации в болте и стягиваемых деталях после затяжки:

$$\varepsilon_1 = \frac{Q_{зат}\lambda_1}{l_1}; \qquad \varepsilon_2 = \frac{Q_{зат}\lambda_2}{l_2} ,$$

где λ_1; l_1 – осевая податливость и длина болта;
λ_2; l_2 – то же для соединяемых деталей.

Углы наклона прямых зависят от податливости болта и деталей:

$$\alpha_1 = arctg\frac{1}{\lambda_1}; \ \alpha_2 = arctg\frac{1}{\lambda_2} \qquad (2)$$

При наличии температурной деформации

$$\varepsilon_t = \alpha_2 \cdot t_2 - \alpha_1 \cdot t_1 , \qquad (3)$$

Различные стадии напряженно-деформированного состояния затянутого болтового соединения при наличии температурной деформации наглядно показывает диаграмма Q- ε , см. рис. 1.

Под действием повышенной температуры с течением времени в болте возникает деформация ползучести $\varepsilon_{пл}$.

$$Q_t = \varepsilon_t \frac{l_1}{\lambda_1 + \lambda_2} \qquad (4)$$

где α_1 , t_1 - коэффициент линейного расширения и температура болта; α_2 , t_2 - тоже для соединяемых деталей.

Полная сила, действующая на болт в этом случае (точка B t)

$$Q_n = Q_{зат} + Q_t \qquad (5)$$

Под действием повышенной температуры с течением времени в болте возникает деформация ползучести $\varepsilon_{пл}$. Деформация ползучести может быть выражена зависимостью [2] .
Деформация ползучести может быть выражена зависимостью [2] .

$$\varepsilon_{пл} = \Omega\sigma_n^{\,m} \qquad (6)$$

где Ω - функция времени τ и температуры; m - коэффициент, зависящий от материала болта и температуры среды. Значения Ω и m приведены в работах [2, 4]

Результаты и их обсуждение.

Технические средства и методика исследования релаксации сил в болтовых соединениях при повышенных температурах приведены в работе [6].

Описываются технические средства и методика исследования.

Для определения напряженного состояния в элементах болтового соединения и исследования его при повышенной температуре t = 175 ^{O} C применяли указанные образцы. Существенное уменьшение деформации в болтах при температуре выше 100^{o} C на этапе нагревания обусловлено, в основном, ползучестью материала пакета и шайбы в зоне контакта его с головкой болта и гайки, а также величиной смятия микронеровностей боковой поверхности витков резьбы болта и гайки.

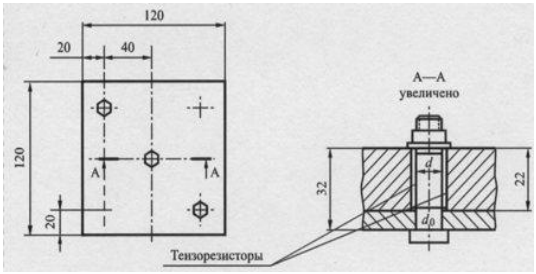


Рис. 2. **Образец типа I для исследования напряженного состояния элементов соединения**

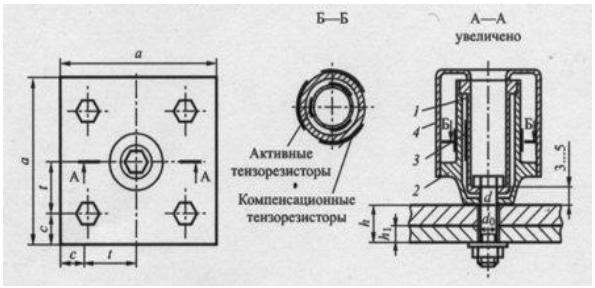


Рис. 3. **Образец типа II для исследования релаксации усилия в болтовом соединении**

Исследования релаксации сил затяжки болтовых соединений на образцах типа II проводили с использованием измерителей (см. рис. 3) при температуре 175° С для болтов диаметром 5, 6, 8 и 10 мм при начальной затяжке 0,1; 0,2; 0,3 и 0,4 от $P_{РР}$. $P_{РР}$ - расчетно-разрушающая нагрузка по ОСТ 131100-80.

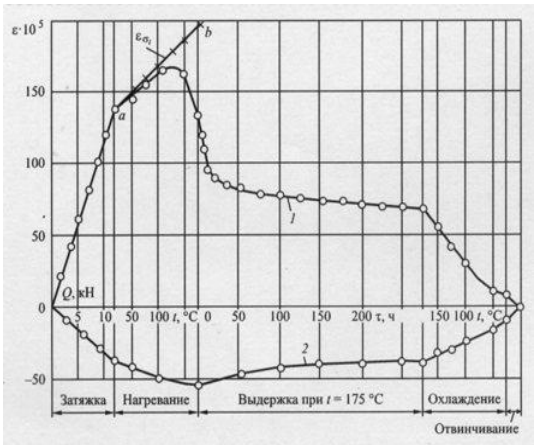


Рис.4. **Состояние болта диаметром 10 мм из ВТ6 (кривая 1) и пакета из АК4-1Т1 (кривая 2), соединение типа I.**

На Рис.5 приведены графики изменения сил затяжки болта диаметром 10 мм при различных состояниях соединения: затяжка, нагревание, выдержка при 175 °С, охлаждение и отвинчивание гайки.

$K_{зат.0} = Q_{зат.о}/P_{рр}$ - для условий начальной затяжки;

$K_{зат.р.} = Q_{зат.р}/P_{рр}$ - для условий релаксации усилий затяжки, где $Q_{зат.о}$ и $Q_{зат.р}$ - начальное и остаточное усилия затяжки при релаксации и температуре 175^{0}С в течение 280 ч и охлаждении до 20^{0}С.

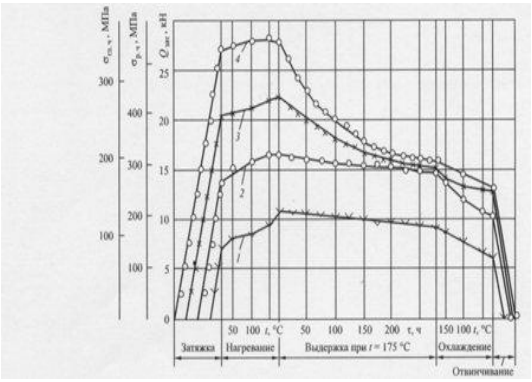


Рис. 5. **Изменение сил в болтах М10 при начальной силе затяжки $Q_{зат.0}$ соединения типа II: 1 - 0,1; 2 - 0,2; 3 - 0,3; 4 - 0,4 $P_{зат}$**

На рис. 5 приведены графики изменения сил затяжки болта диаметром 10 мм при различных состояниях соединения: затяжка, нагревание, выдержка при 175° С, охлаждение и отвинчивание гайки.

Установлено, что максимальные температурные напряжения, возникающие в болтах при нагревании образцов, достигали 50...74 МПа. Наиболее интенсивная релаксация сил затяжки происходит в первые 50 ч выдержки.

Снижение сил затяжки болтов после выдержки в течение 289 ч при t =175 ^{o} С составляет 20...30% при $Q_{зат.0} = 0{,}4\ P_{рр}$.

На рис. 6 по средним из 2 - 4 образцов показан график зависимости $K_{зат.р}$ от $K_{зат.0}$ для болтовых соединений с диаметром болтов 5, 6, 8 и 10 мм. Видно, что с ростом величины начального усилия затяжки значение остаточного усилия возрастает. В пределах разброса данных все экспериментальные точки для каждого диаметра образуют единую кривую остаточного усилия затяжки. Ордината между линией ОА и кривой характеризует величину "потерянного" усилия затяжки. Так при $K_{зат.0}$ = 0,4 величина остаточного усилия затяжки $K_{зат.р}$ = 0,25 от $P_{рр}$.

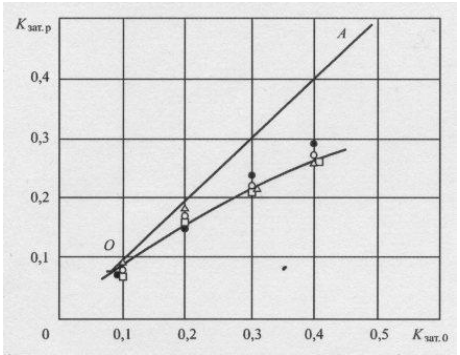


Рис. 6. **Зависимость остаточной силы затяжки $K_{зат.р}$ при температуре 175 ^{0}С в течение 280 ч от начального усилия затяжки $K_{зат.0}$ болтов диаметром о - 5 мм; ● - 6 мм; Δ - 8 мм ; □ - 10 мм.**

Результаты исследований.

Начальные усилия затяжки болтов из 16ХСА и ВТ-16 задавались одинаковыми и равнялись $Q_{зат.0}$ = 10,7; 21,4 и 28,6 кН, что соответствует 0,3; 0,6 и 0,8 $P_{рр}$. Выбор рабочей точки для затяжки болтов производится по результатам предварительной тарировки серии болтов (Рис. 7) на механической разрывной машине с использованием мерительного приспособления.

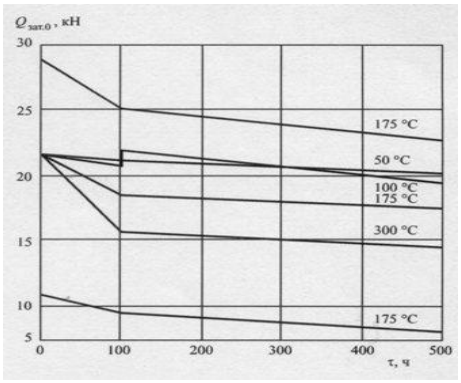


Рис. 7. **Изменение усилий в болтах М8-6е при релаксации напряжений в соединениях: болт и гайка из стали 16ХСН; шайба и втулка из стали 30ХГСА**

На рис. 8 показаны кривые изменения средних усилий в болтах из 16ХСН при релаксации напряжений после выдержки в течение 500 ч при температуре 50^0С, 100^0С и 175 ^{0}С и при различных уровнях начальной затяжки. С целью исключения дополнительных термических напряжений все элементы соединения изготовлены из стали 16ХСН и 30ХГСА.

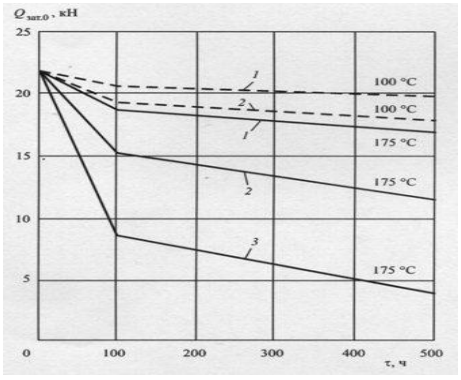


Рис. 8. **Изменение усилия в болтах М8-6е при релаксации напряжений в соединениях: 1 - болт и гайка из ВТ16, шайба из 30ХГСА; 2 - болт и гайка из 16ХСН, шайба из 30ХГСА; 3 - болт и гайка из 16ХСН, шайба из Д16АТ**

Видно, что с увеличением уровня начальной затяжки $Q_{зат.0}$ величина остаточного усилия затяжки возрастает. При температурах 50^0С и 100^0С "потеря" усилия затяжки практически одинакова и составляет (7 ÷8,2) % от $Q_{зат.0.}$ С увеличением температуры термостатирования величина потерянного натяга существенно возрастает.

Влияние материала шайбы на остаточное усилие затяжки болта из 16ХСН при температуре 100^oС показано на рис. 8. С целью исключения дополнительных термических напряжений все элементы соединения изготовлены из стали 16ХСН и 30ХГСА.

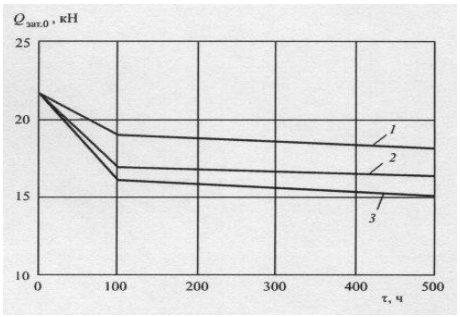


Рис. 9. **Изменение усилия в болтах М8-6е при релаксации из стали 16ХСН при релаксации напряжений при *t* =100^o в соединениях с шайбами: 1 - из стали 30ХГСА; 2 - из сплава Д16АТ; 3 - из Ст 3 Втулка из Д16АТ**

Видно, что наибольшее снижение затяжки происходит в соединении с шайбой из Ст3, а наименьшее с шайбой из 30ХГСА. Таким образом, релаксационная стойкость соединений возрастает с увеличением прочности материала шайб. Очевидно, что это обеспечивает меньшую величину пластических деформаций при ползучести.

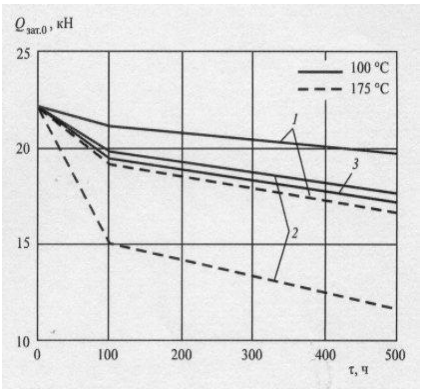


Рис. 10. **Изменение усилия в болтах М8-6е из стали 16ХСН при релаксации напряжений при t=100^{0}С в соединениях с шайбами: 1 - из стали 30ХГСА; 2 - из сплава Д16АТ; 3 - из стали 3. Втулка из Д16АТ**

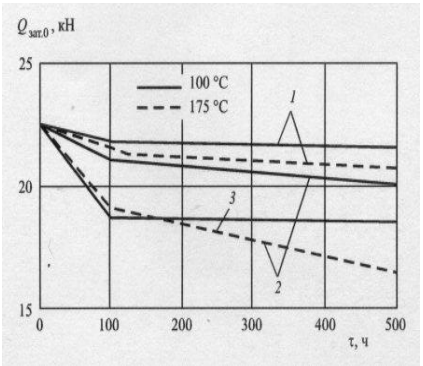


Рис. 11. **Изменение усилия в болтах М8-6е из титанового сплава ВТ-16 при релаксации напряжений в соединениях с втулками: 1 - из стали 30ХГСА; 2 - из сплава АК4 - 1Т1; 3 - из сплава Д16АТ. Шайба из стали 30ХГСА**

В поисках новых эффективных технологических средств повышения релаксационной стойкости соединений были испытания соединения с шайбами из 30ХГСА, изготовленными различными способами: по серийной технологии (штамповка), при шлифовании и обжатии опорных поверхностей.

Получены величины уменьшения усилия начальной затяжки болта из 16ХСН после термостатирования при 100° С в течение 500 ч. Втулка изготовлена из Д16АТ.

Оценка точности замера сил по удлинению болтов и надежности полученных результатов

В измерителе для замера удлинения болтов использован многооборотный индикатор 1МИГ ГОСТ 9696-75 с ценой деления 0,001 мм. При тарировке болтов и определении усилия использовалась механическая разрывная машина УМЭ-10Ти с максимальной погрешностью не более ± 1% от максимальной нагрузки по шкале, что для шкалы 5000 кгс составляет ±50 кгс.

Максимальная погрешность при определении усилия по удлинению в домкратном болте зависит только от измерителя и составляет при усилии 20 кН ±2,1 % для стальных болтов и ±1.2 % для титановых болтов. Статистический анализ экспериментальных результатов показал, что величины доверительных интервалов средних значений остаточных усилий затяжки позволяют сравнивать релаксацию усилий затяжки в различных вариантах соединений при разных температурах с высокой степенью надежности.

Было испытано 53 серии соединений по 10 образцов. Варьировались следующие факторы: материал болта, гайки, шайбы и втулки, температура, усилие затяжки болта и некоторые факторы, связанные с геометрической неправильностью опорных поверхностей головки болта, гайки и шайбы.

[1] Бирюк В.И., Кутьинов В.Ф. Проблемы проектирования конструкции самолета второго поколения (СПС-2)//Труды ЦАГИ, 1996. Вып.2623. С.41-45.
[2] Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести.М.: Машиностроение, 1975, 400 с.
[3] Горынин И.В., Чечулин Б.Б. Титан в машиностроении. Машиностроение; 1990.400 с.
[4] Биргер И.А., Иосилевич Г.Б. Резьбовые и фланцевые соединения. М.: Машиностроение,1990. 368 с.
[5] Иосилевич Г.Б., Строганов Г.Б., Шарловский Ю.В. Затяжка и стопорение резьбовых соединений. М.: Машиностроение, 1985. 224 с.
[6] Ильина А.Д., Ильин Ю.С. Экспериментальное исследование релаксации усилий в болтовых соединениях при повышенных температурах// Труды ЦАГИ, 1977. Вып. 1882. С. 3-20.

ИССЛЕДОВАНИЕ МАГНИТНЫХ ИНДУКЦИОННЫХ ЭФФЕКТОВ ПРИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ УПРАВЛЕНИИ ИЗНОСОСТОЙКОСТЬЮ СТАЛЕЙ

Пыриков П.Г., Данилюк А.Я.

E-mail: perikovpg@mail.ru

Брянский государственный технический университет, НИИЛ инженерии материалов и адаптивных технологических систем. Брянск, Россия.

В докладе рассматриваются аспекты влияния внешнего индуцирования металлических материалов при технологическом управлении их свойствами в трибо-технических задачах.

Ключевые слова: металлические материалы, магнитное поле, упрочнение, кристаллы, лазерная обработка, структура, износостойкость.

RESEARCH OF MAGNETIC INDUCTION EFFECTS AT TECHNOLOGICAL MANAGEMENT OF WEAR RESISTANCE OF STALYA

Pyrikov P., Danilyk A.

In the report aspects of influence of external induction of metal materials at the technological are considered management of their properties in tribotechnical tasks.

Keywords: metal materials, magnetic field, hardening, crystals, laser processing, structure, wear resistance.

Рассмотренные ранее [1] технологические приемы применения внешне индуцируемых управляемых магнитных полей в задачах обеспечения прогнозируемой совокупности трибо-технических и физико-механических параметров металлических материалов качестве технологического фактора, влияющего на структурные превращения, показали свою эффективность в отношении износостойкости и долговечности упрочняемых объектов.

Примечательными при этом оказываются возможности управлять термокинетикой кристаллообразования в сплавах при перекристаллизации под действием высокотемпературного источника энергии, формируя тем самым разного рода анизотропные состояния, а также при

непосредственном индуцировании твердотельными магнитами, размещаемыми в конструкции рабочих узлов.

В качестве гипотезы появления кристаллографического упорядочения в формируемых поверхностных слоях металлических материалов принимается неравенство температурных зависимостей намагниченности и поля анизотропии в температурном диапазоне «перенагрев-кристаллизация».

Тепловое воздействие на поверхность объектов упрочнения (например, лазерного луча), характеризующееся высокой скоростью приложения и концентрацией энергии, создает близкий к ударному характер термического нагружения, обусловливающий гидродинамическое течение в объеме расплава. Влияние течения выражено в возбуждении в расплаве электрического поля, взаимодействующего с внешне индуцируемым магнитным полем. При этом имеет место преобразование энергии внешнего электромагнитного поля в тепловую и механическую энергии расплава, за счет чего возникает дополнительный нагрев и совершается работа по интенсифицированию течений [2]).

При замыкании линий тока их взаимодействие с внешним полем обусловливает псевдовязкие и диссипативные эффекты ограничения движения (при взаимной перпендикулярности направления движения и линий магнитного поля), а также псевдоупругие и консервативные эффекты возбуждения или усиления существующего движения (при промежуточных углах между скоростью движения и силовыми линиями поля).

Протекание в обрабатываемом объекте тока и взаимодействие его с собственным магнитным полем порождает объемные силы, сжимающие металл, что при свободном расширении в направлении к поверхности обусловливает образование остаточных напряжений растяжения. При изменении сечения пучка токовых нитей, поперечные силы на разных участках пути тока становятся различными [3,4]. При этом общим для отмеченных эффектов является увлечение магнитных силовых линий движущимся расплавом. Такое свойство «вмороженности» поля в проводящую среду предполагает равновероятные условия для ориентационных эффектов.

Допуская, что рассматриваемый процесс отличается большой скоростью нагрева и охлаждения объекта упрочнения, распространение поля в среде принимает характер поверхностного. При охлаждении движение потоков в объеме расплава реализуется в последовательно меняющихся состояниях турбулентности, ламинарного и установившегося. Интенсивность потоков замедляется с уменьшающимся объемом жидкой фазы и ростом числа полигонов.

Таким образом, роль магнитного поля представляется в стабилизирующем и ориентационном эффектах в отношении положения образующихся кристаллов в металлических материалах в области перекристаллизации, а также в свойствах структуры при индуцировании.

При этом обоснование факта и условия влияния внешнего магнитного поля на отмеченные эффекты проводилось с позиций предложенной плазменной модели на основе допущения о том, что при воздействии высокотемпературным импульсом малой продолжительности действия (лучом лазера) структура расплава близка к структуре плазмы, компонентами которой выступают электроны проводимости и ионы; причем их скорости оказываются одного порядка, а движение плазмы происходит как единое целое (плазма полностью ионизирована).

Значения концентрации частиц N_e проводящей среды (расплава) могут быть принятыми соответствующими условиям плазмообразования в пределах 10^{18} - 10^{20} см$^{-3}$. Значения температуры T плазмы варьируются в пределах 10^4 - 10^5 К; кроме того в расчетах в качестве граничных условий также учитываются температуры плавления и кипения железа.

Допущение использования плазменной модели базируется на соблюдении неравенства между величиной среднего расстояния между зарядами (r_{sp}) и дебаевским радиусом экранирования (r_{De}): $r_{sp} << r_{De}$.

Установлено, что на уровне теплового воздействия, соответствующего температуре сублимации железа, указанное соотношение выполняется только в весьма узком диапазоне значений концентрации частиц (в частности, 10^{18} см$^{-3}$). Однако с повышением температуры нагрева вероятность плазмообразования выражена более отчетливо. Назначение в качестве нижнего предела нагрева температуры плавления железа обусловлена необходимостью обеспечить в обрабатываемом материале состояние расплава.

Критические режимы теплового и магнитного воздействия на инструментальный материал с позиций обеспечения прогнозируемых эффектов могут быть оценены на основе анализа магнитного числа Рейнольдса R_m, включающего, в свою очередь, необходимость определения электрической проводимости металла в функции температуры и скорости движения плазмы. При этом учитывается скорость течений в расплаве V м/с (принималась равной 0.025 м/с, соответствующей точке плавления, и 0.150 м/с, соответствующей точке кипения железа).

Масштаб плазменных возмущений предполагается соответствующим значениям шаговых параметров шероховатости формируемой поверхности, в частности S_m, (10^{-6} – 10^{-7} м), что приближенно соответствует масштабу волновых возмущений в объеме расплава.

Установлено, что с повышением температуры, возрастанием скорости циркуляционного движения расплава и снижением электрической проводимости обрабатываемого материала магнитное число

Рейнольдса R_m оказывается << 1, что характеризует слабые искажения магнитного поля со стороны течений проводящей среды; вследствие этого магнитное поле можно считать заданным внешним источником.

Определение эффективной величины напряженности магнитного поля проводилось по соотношению величин скорости звука *a* в жидком металле и скорости альфвеновских волн V_a, причиной появления которых является дополнительное «упругое» натяжение в магнитно-гидродинамической среде. Это приводит к изотропному магнитному давлению, суммирующимся, в свою очередь, с газодинамическим давлением и магнитным натяжением, направленным вдоль силовых линий поля.

Проведенный анализ позволил отметить, что с повышением температуры плазмы скорость звука в жидком металле возрастает; однако устойчивое подавление магнитным полем гидродинамических проявлений возможно только при условии $a < Va$. При этом ожидается стабилизирующий эффект магнитного поля, при котором влияние фактора турбулентности на формирование погрешности в регламентируемых кристаллографических ориентировках окажется минимальным. При величине напряженности магнитного поля в пределе 52.3 кА/м и температуре нагрева в диапазоне «плавление-сублимация» ожидается превалирующее влияние магнитозвуковой волны, оказывающей стабилизирующую и направляющую функцию в кинетике течений. Однако устойчивые условия этому в принятой плазменной модели прогнозируются при величине напряженности магнитного поля порядка 190 кА/м (соответствующая температура плазмы $T = 10^4$ К).

Обобщая, следует отметить, что процесс кристаллографического упорядочения при охлаждении из расплава в магнитном поле характеризуется как открытая нелинейная диссипативная система, далекая от термодинамического равновесия, которой присущи нижеприведенные признаки:

- открытость - поступление энергии извне (в данном случае энергия лазерного излучения «закачиваемая» в металл, составляющая в среднем > 100 Дж, при пороговой мощности лазерного луча, соответствующей температуре сублимации (22 – 24) 10^4 Вт/см^2;
- нелинейность – из за большой импульсно приходящей и импульсно увеличивающейся лазерной энергии (длительность импульса в среднем 2 - 8 мс) характеризуется сильной нелинейностью и диссипативностью с протеканием фазового перехода от анизотропного расплава к кристаллической структуре (скорость охлаждения расплава в среднем 10^4 – 10^6 ^{0}C/c).; скорость циркуляций в объеме расплава составляет около 150 мм/с и в значительной степени превышает альфвеновскую скорость. При этом число Маха для магнитозвуковой волны в среднем равно 10, в связи с чем имеет место проявление сильной нелинейности.
- диссипативность системы - в существенном интервале времени магнитные числа Рейнольдса оказываются много меньше единицы.
- удаленность от термодинамического равновесия - плотность кинетической энергии упорядоченного движения частиц оказывается меньше плотности энергии лазерного луча. В основном энергия «расходуется» на изменение потенциальной энергии системы. Кроме того, скорость звука оказывается меньше альфвеновской скорости, что означает преобладание влияния магнитного поля над гидродинамическими проявлениями.

Развитие данной системы основано на принципах синергетики, выраженных в упорядочении структуры инструментального материала, находящегося в состоянии расплава, за счет направленности термоциркуляционного перемешивания под воздействием магнитного поля и кристаллизации при сильном влиянии нелинейности. При этом типичным свойством самоорганизации выступает наличие критической величины поля (или критической температуры), обусловливающих скачкообразный характер проявления эффектов кристаллографического упорядочения в структуре поверхностных слоев.

При непосредственном индуцировании внешним источником управление напряженно-деформационным состоянием поверхностных слоев металлических материалов связано с эффектом магнитострикции [5,6]. По предложенной схеме ориентация вектора магнитной индукции устанавливается с позиций создания благоприятного уровня магнитострикционных сжимающих напряжений в зонах износа.

Физический аспект упрочнения связан с энергией магнитной анизотропии ферромагнетика, к которому относятся конструкционные и инструментальные материалы, включающей в себя магнито-кристаллическую и магнитоупругую составляющие. Магнитокристаллическая энергия обусловлена наличием спин-орбитального и магнитного дипольного взаимодействиями, обуслов-ливающих в кристаллах направления легчайшего намагничивания, а магнитоупругая энергия - спонтанной намагниченностью при охлаждении ферромагнетика ниже температуры точки Кюри, приводящей к искажению кристаллической решетки.

Следует заметить, что спонтанная магнитострикция оказывается изотропной и проявляется в изменении объёма кристаллов. Кроме того, энергия магнитной анизотропии оказывается управляемой внешним индуцированием. При этом потенциал магнитоупругой энергии выражен в анизотропной линейной магнитострикции ($\lambda = 10^{-5} - 10^{-4}$), проявляющейся в различии деформации кристаллов по направлениям, связанной с изменением их линейных размеров при незначительном изменении объёма.

При воздействии магнитного поля (H = 60 кА/м) через воздушный зазор, в поверхностных слоях образцов из стали У10А, формируются магнитострикционные напряжения сжатия порядка 108 МПа не меняющиеся своей величине с дальнейшим ростом напряженности поля. В стали 65Г с увеличением напряженности внешнего магнитного поля от 40 до 80 кА/м растягивающие напряжения переходят в область сжимающих, достигая максимального значения 600 МПа, что ведет к снижению величины линейного износа с 42,5 до 10 мкм (при строгании и сверлении древесины, поперечном разрезании картона),. В образцах из стали ШХ15 равномерное напряженное состояние достигается при напряженности магнитного поля порядка 30 кА/м, что соответствует уровню сжимающих напряжений в пределах 400 МПа. При этом величина линейного износа уменьшается с 23 до 15 мкм. Дальнейший рост напряженности магнитного поля снижает уровень напряжений сжатия, что ведет к увеличению износа.

Установлено, что напряженность магнитного поля соответствующая наибольшей износостойкости для рассматриваемых марок сталей с учетом размагничивающего фактора составляет 50-85 кА/м. Это обстоятельство позволяет определить номинальную мощность индуктора, с учетом формы объекта упрочнения.

Выводы. Таким образом, проведенный анализ позволил установить принципиальную возможность использования внешнего магнитного поля в качестве фактора управления свойствами конструкционных и инструментальных материалов с позиций формирования в них благоприятной совокупности состояний, определяющих их функциональные свойства. Перспективным также представляется обеспечение индуцированных состояний материалов под действием электрического тока.

[1] Пыриков П.Г., Пилюшина Г.А. Обеспечение работоспособности машин и инструментов в лесном комплексе. / LAP LAMBERT Academic Publishing GmbH & Co. KG Heinrich-Böcking-Str.6-866121, Saarbrücken, Germany.
[2] Окороков Н.В. Непрерывное литье во вращающемся магнитном поле / Н.В.Окороков. – М.: Металлургия, 1971.–176 с.
[3] Суминов, И.В. Исследование структурно-фазовых превращений и механических характеристик конструкционных и инструментальных сталей при лазерной и лазерно-магнитной обработке / И.В.Суминов и др. // Ресурсосберегающие и наукоемкие технологии в машиностроении : тез. докл. Всесоюз. научно-техн. конф. – Нальчик, 1991. – С. 31-34.
[4] Салли, И.В. Кристаллизация при сверхбольших скоростях охлаждения / И.В.Салли. - Киев : Наукова Думка, 1972. – 135 с.
[5] Пыриков П.Г., Пилюшина Г.А., Рухлядко А.С. Повышение работоспособности рабочих органов оборудования и режущих инструментов для обработки неметаллических материалов // Станки и инструмент (СТИН). – 2013. - № 2.- С. 9-14.
[6] Пыриков П.Г., Пилюшина Г.А., Рухлядко А.С. Повышение надежности неподвижных соединений в машинах на основе эффекта магнитострикции // Тяжелое машиностроение. № 6, 2012. – С. 27 – 32.

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ ДЛЯ ПОИСКА И ИССЛЕДОВАНИЯ ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМОВ ТРЕНИЯ И ИЗНАШИВАНИЯ

[1]Растегаев И.А., [1]Мерсон Д.Л., [1,2]Виноградов А.Ю., [1]Данюк А.В., [1]Растегаева И.И.

E-mail: RastIgAev@yandex.ru

[1]Тольяттинский государственный университет, Тольятти, Россия;
[2]Norwegian University of Technology, Trondheim, Norway.

Предложен многоуровневый спектрально–кластерно–временной подход к обработке сигналов акустической эмиссии. Продемонстрированы его возможности в направлении поиска критических точек изнашивания, оценке режима работы и технического состояния узла трения скольжения на примере сопровождения типовых трибологических испытаний.

Ключевые слова: диагностика, мониторинг, акустическая эмиссия, трение, износ.

APPLICATION OF ACOUSTIC EMISSION FOR FINDING AND INVESTIGATING THE TRANSIENT REGIMES OF FRICTION AND WEAR

Rastegaev I.A., Merson D.L., Vinogradov A.Yu., Danyuk A.V., Rastegaeva I.I.

A multi–level spectral–cluster-time approach to the acoustic emission signal processing is proposed. Its capabilities for identifying the critical points of wear and assessing the mode of operation and technical state of the node of sliding friction are demonstrated on example of standard tribological tests.

Keywords: diagnostics, monitoring, acoustic emission, friction, wear.

Введение

Под критической точкой (КТ) трения и изнашивания понимается точка перегиба на кривой зависимости износа от пути трения, свидетельствующая о переходе элементов узла трения от одного вида контактного взаимодействия (механизма изнашивания) к другому [1-3]. При этом момент времени КТ соответствует переходному режиму, при котором узел трения может перейти, как к катастрофическому изнашиванию и выходу из строя, так и, наоборот, может произойти оптимизация режима трения со снижением скорости износа. Важно, что отслеживание и идентификация механизмов изнашивания до и непосредственно во время КТ позволяет получить следующие положительные эффекты: (1) скорректировать условия работы узла трения и увеличить путь трения до наступления КТ; (2) полностью предотвратить наступление КТ или уменьшить масштаб разрушения и (3) выявить причины появления КТ и разрушения. Чтобы реализовать озвученное требуются средства мониторинга и диагностики, позволяющие непосредственно в режиме эксплуатации или испытании узла трения (без разборки) осуществлять поиск и идентификацию переходных режимов трения и изнашивания. В идеале: требуется заблаговременное выявление КТ путем прогнозирования процессов, приводящих к разрушению; допустимо: выявление КТ на самой ранней стадии разрушения. Выявление КТ во время или после наступления разрушения может быть полезно только для установления основного механизма (причин) изнашивания. Разработки такого средства ранней диагностики КТ на базе метода акустической эмиссии (АЭ) и является целью настоящей работы.

Многими авторами показано, что метод АЭ является весьма чувствительным к смене условий трения и изнашивания, поэтому идея применения метода АЭ в качестве средства идентификации и распознавания не нова [4, 5]. Однако даже для достижения одних и тех же целей на каждом последующем этапе развития аппаратно-программных средств удавалось получать более высокое качество и информативность применения АЭ метода [6]. В нашем подходе мы использовали комплекс последних достижений в методе АЭ: в части записи (беспороговый режим); по фильтрации (широкополосные алгоритмы шумоподавления) и по обработке АЭ данных (распознавание источников АЭ по форме кривой спектральной плотности мощности) [7]. В настоящее время нами получен достаточный объем экспериментальных данных, свидетельствующих о том, что успех предлагаемого подхода напрямую зависит от качества настройки («обучения») АЭ системы. В данной работе обсуждается подход к настройке АЭ системы для решения задач идентификации действующих механизмов изнашивания узла трения скольжения и восстановления хронологии разрушения его контактных поверхностей, а также некоторые результаты его апробации.

Методика исследования

При проведении исследований использовалась модифицированная методика определения КТ, которая аналогично [8] основывалась на применении интегральных параметров оценки АЭ (огибающая или среднее квадратичное значение АЭ), но с добавлением спектральных алгоритмов широкополосной фильтрации и кластерно-временного анализа АЭ данных [7]. В доработанном виде методика определения КТ реализуется с помощью предварительных и уточняющих испытаний, которые проводят следующим образом.

Для выбранной схемы трибологического испытания исследуемого узла трения экспериментально определяется критическая нагрузка Pk, при которой происходит задир поверхностей. Данное предварительное испытание рекомендуется проводить с постоянно увеличивающейся нагрузкой на узел трения начиная от минимальной нагрузки до нагрузки не менее 1,25·Pk или максимально реализуемой на узле трения. При этом предварительное испытание сопровождается записью оценочных параметров методики трибоиспытаний (температура нагрева, сила трения, износ и др.) и записью АЭ, которая в зависимости от длительности испытания проводится либо в непрерывном беспороговом режиме записи волновой формы АЭ (stream-запись АЭ), либо в режиме записи только интегральных параметров оценки АЭ. Последнее рекомендуется при длительных трибоиспытаниях, что позволяет сократить объем хранимых и обрабатываемых АЭ данных. Если задир во время испытания не достигается, то переходят к серии трибоиспытаний с постоянной нагрузкой, увеличивающейся от испытания к испытанию, либо меняют условия смазывания (переходят к граничному или сухому трению), либо фиксируется нагрузка, но изго-тавливается серия образцов из одного исследуемого контактного материала с разной твердостью, а также с учетом рекомендаций по скорости нагружения узла трения, указанных в [8]. Целью предва-рительного испытания является имитация и выявление, как можно большего количества КТ трения и изнашивания с доведением узла трения до критического повреждения (задира) или выхода из работоспособного состояния.

После испытания подтверждается факт критического повреждения (не работоспособного состояния) штатными средствами методики трибоиспытаний и микроскопии. Далее на записи изменения интегральных параметров АЭ (в случае stream-записи АЭ по ней рассчитывают интегральные параметры) находятся и фиксируется время, и нагрузка появления предположительных КТ по следующим АЭ-признакам (рис. 1) [8]:

I отдельные выбросы на кривой изменения интегральных параметров длительностью $\Delta\tau_i$ = 0,1-0,5 с амплитудой в 1,1-3 раза выше среднего их значения рассчитанного до начала появления выбросов или на участке нормального (линейного) режима изнашивания ($\bar{U}_i$);

II пики на кривой изменения интегральных параметров длительностью $\Delta\tau_i$ = 1-5 с амплитудой более чем в 3 раза выше $\bar{U}_i$;

III выделяющаяся на записи АЭ высокая дисперсия изменения интегрального параметра длительностью $\Delta\tau_i$ = 10-80 с при нагрузке на узел трения выше 0,6·Pk (на рис. 1 нет этого случая);

IV изменение угла наклона, плавно меняющегося или наличие резкого скачка величины среднего уровня интегрального параметра $\bar{U}_i$ при отсутствии АЭ-признаков I-III;

V время спада общего уровня интегральных параметров после наступления АЭ-признаков I и II до величины равной или выше значения, наблюдаемого при АЭ-признаке IV;

VI количество максимумов на кривой изменения интегральных параметров за время действия АЭ-признаков II и III;

VII количество участков записи АЭ и вариантов трибоиспытаний, имеющих схожий характер (повторяемость) протекания АЭ-признаков I-VI.

VIII значимая разница (ΔU_i) между величинами среднего уровня интегрального параметра до ($\bar{U}_1$) и после ($\bar{U}_2$) наступления АЭ-признаков I - III и V.

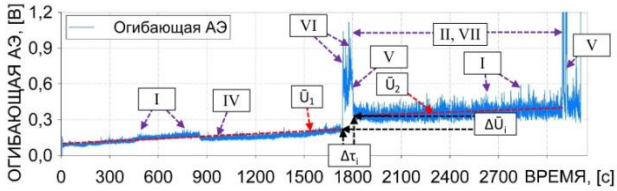


Рис. 1. **Поясняющий рисунок к описанию АЭ-признаков КТ**

Полученные данные: время (путь трения) и нагрузка проявления КТ, установленные по интегральным АЭ-признакам, - сопоставляются с записями средств обеспечения трибоиспытаний (температура, износ и т.д.) и фиксируется совпадения и расхождения. Затем для каждой предположительной КТ, установленных по АЭ данным предварительного испытания, на новом узле трения проводится уточняющее испытание (которое повторяет предварительное) с параллельной записью волновой формы АЭ в непрерывном беспороговом режиме и с остановкой трибоиспытания непосредственно перед $КТ_1$. Это достигается путем on-line наблюдения за изменением АЭ в процессе уточняющего испытания и остановкой испытания на пути трения, в котором АЭ достигает подобия начала АЭ-признака $КТ_1$ предварительного испытания. Далее испытание повторяется на новом узле трения с остановкой уточняющего испытания, аналогично по АЭ подобной непосредственно АЭ-признаку $КТ_1$. Затем опять повторяется испытание на новом узле трения с его остановкой после АЭ-признака $КТ_1$. Такой АЭ-способ, во-первых, инвариантен к сдвигу КТ по пути трения, которое неизбежно происходит из-за неповторимости начальных условий пусть даже и одинаковых испытаний; и, во-вторых, предоставляет возможность получить три состояния узла трения для микроскопической оценки (подтверждения) доминирующего механизма изнашивания: до, во время и после $КТ_1$. Последнее возможно благодаря тому, что при остановке испытания в момент АЭ-признака не происходит существенного затирания пятна контакта и полученные данные адекватно описывают повреждение в момент действия КТ.

Далее все вышеописанное повторяется для АЭ-признака $КТ_2$ и т.д. последовательно для всех установленных $КТ_n$, где n – общее количество КТ, установленных в предварительных испытаниях. Затем изучаются повреждения и устанавливается вид доминирующего изнашивания, действующий до, во время и после каждой КТ. Также уточняющие испытания проводятся и для КТ, установленных по трибологическим параметрам (температура, сила трения, износ и т.д.) и отмечаются интегральные АЭ-признаки этих точек в случае подтверждения.

Целью уточняющих испытаний является определить количество доминирующих механизмов изнашивания и время их действия для каждой КТ. Эта информация является исходной для последующей настройки алгоритма кластеризации АЭ данных, которая проводится по записям волновых форм АЭ, полученных во время уточняющих и предварительных испытаний. Целью данного этапа является получение таких настроек алгоритмов кластеризации, при которых количество групп сигналов АЭ (кластеров) и их время проявления совпадало бы (имело логичную связь) с количеством доминирующих механизмов изнашивания и временем их действия, установленных для каждой КТ с помощью микроскопии или др. способов во всех предварительных и уточняющих испытаниях (рис. 1).

Для кластеризации данных stream-запись АЭ разбивается на кадры (frames) равной длительности. Для каждого АЭ кадра вычисляется следующий набор параметров: спектральная плотность мощности (СПМ), пиковая амплитуда, средняя амплитуда, энергия/мощность, центральная частота, медианная частота, дисперсия, куртозис, энтропия. Данный набор параметров образует многомерное пространство в котором производится кластеризация (объединение) кадров АЭ в группы (кластеры) по схожим признакам. При этом способ не накладывает ограничений на метод кластеризации (классификации) данных и могут быть использованы любые алгоритмы (k-средних [9], C-средних [10], k-медиан [11], R^2 [12] и др.). Однако, чтобы результаты кластеризации не зависели от мощности сигналов АЭ, площадь СПМ кадров записи АЭ предварительно нормируется на полную мощность. Также если спектральные изменения в кадрах АЭ минимальны и не позволяют добиться адекватной работы алгоритма кластеризации, то проводится фильтрация записи волновой формы АЭ, а затем вышеописанный этап настройки алгоритма кластеризации АЭ данных повторяется. Фильтрацию АЭ данных рекомен-

дуется проводить спектральными широкополосными методами, которые позволяют подавить (ослабить) в каждой полосе частот спектра шумовые компоненты и выделить спектральные особенности АЭ от доминирующих механизмов изнашивания. К подобным фильтрам относятся алгоритмы спектрального вычитания шума [13] и Фурье-фильтр [14], которые адаптированы нами для решения указанной задачи [7, 15].

Результаты исследований и их обсуждение

В настоящее время вышеописанная методика АЭ исследований реализована следующим образом [16]. Во время выполнения трибологических испытаний параллельно записывается волновая форма АЭ в диапазоне частот 0,05-1,0 МГц с частотой дискретизации не менее 2 МГц. Полученные АЭ данные подвергаются фильтрации путем покадрового вычитания из СПМ каждого сигнала СПМ, специально составленного образа шума машины трения [7, 13, 15]. Затем, после нормирования, СПМ кадры АЭ разбиваются на группы (кластеры) по подобию их форм кривых СПМ с применением в качестве меры подобия коэффициента аппроксимации R^2 [7, 12]. В результате проведения исследований путем сопоставления АЭ данных с видами разрушений, доминирующих в пятне контакта при КТ, выделяются три группы сигналов АЭ (рис. 2): группа 01, связанная с взаимодействием микронеровностей (на рис. 2 не приведена); 02, – с интенсивной пластической деформацией и оттеснением металла, которые приводят к задиру и свариванию поверхностей трения; 03 – с адгезионным изнашиванием за счет схватывания и разрыва поверхностей трения в отдельных точках. Далее восстанавливается stream-запись АЭ, причем кадры записи АЭ в пределах своего времени регистрации заменяются в ней символом группы кадра АЭ и, тем самым, получаются диаграммы разрушения узла трения (рис. 2 верхняя часть).

На окончательном этапе по диаграммам разрушения узла трения составляется хронологическая карта разрушения узла трения (рис. 2 нижняя часть), по которой и проводится анализ результатов трибологических исследований и сравнение вариантов трибоузлов или условий их смазывания. На карту разрушения рис. 2 заносятся: в строку «A» по АЭ-признаку II, III и V начало и продолжительность задира. В строку «B» по АЭ-признаку III и VIII путь трения, в котором износ превысил заданную (предельную) величину. В строку «C» по признаку V время приработки узла трения. В строку «D» и «E» по результатам кластеризации АЭ-данных соответственно время действия каждого доминирующего механизма изнашивания за время испытания (строка «D» соответствует группе 02, строка «E» - группе 03).

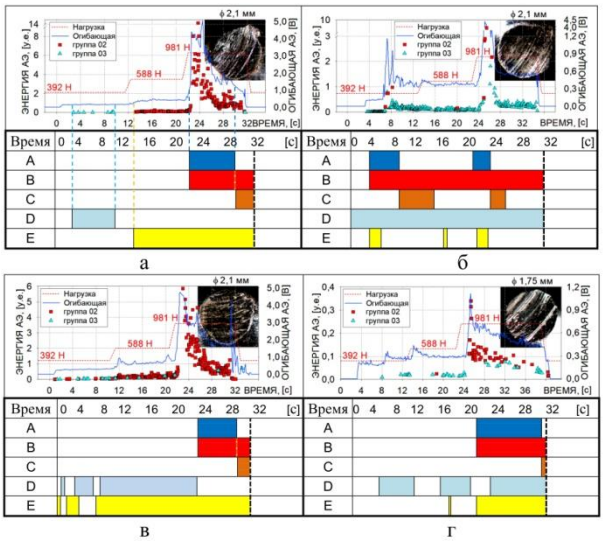


Рис. 2. **Пример диаграмм изменения параметров АЭ и составленных по ним хронологических карт разрушения узла трения для сравнения защитных свойств четырех консистентных смазочных материалов на четырехшариковой машине трения.**

Рассмотрим возможности разработанного АЭ-метода на примере представленных на рис. 2 результатов специального исследования защитных свойств четырех консистентных смазочных материалов при ступенчатом нагружении четырехшарикового узла трения. Важно, что у трех смазок был получен одинаковый износ (рис. 2а, 2б и 2в), т.е. по штатной методике испытаний сделан вывод об их одинаковых защитных свойствах. Однако АЭ карты разрушения узла трения свидетельствуют о том, что смазки работали не одинаково и допустили критическое повреждение узла на разном пути трения. Отметим, что по стандартным оценочным средствам методики трибоиспытаний (диаметр пятна износа) в испытании на рис. 2б, фактическую величину критической нагрузки (392 Н) и наличие двух задиров за тест установить было бы в принципе не возможно.

Выводы и заключение

При длительных и многофакторных трибологических испытаниях (когда во время испытаний изменяются условия трения и изнашивания) или при мониторинге условий работы узла трения разработанная АЭ-методика исследований позволяет:

1) определить точное время наступления КТ, поскольку даже в серии одинаковых испытаний начальные условия абсолютно не повторяются, и одна и та же КТ наблюдается на разном пути трения;

2) идентифицировать в КТ доминирующий механизм изнашивания, что важно для разработки мероприятий, компенсирующих последствия КТ или предотвращающих ее;

3) восстановить хронологию разрушения узлов трения, что особенно важно при одинаковом финальном износе, т.к. позволяет корректно сравнивать варианты трибоисследований;

4) сократить длительность трибоиспытаний за счет исключения (замены) некоторых вспомогательных средств, например, заменить микроскопию на АЭ для идентификации механизмов изнашивания, КТ и определения величины износа в реальном времени.

Несмотря на то, что в данной работе демонстрируются результаты, полученные на четырехшариковой машине трения [17-19], в настоящее время имеется достаточный экспериментальный материал, позволяющий утверждать, что аналогичный результат можно получить и для машин трения: стержень-диск [20] и цилиндр-кольцо [21]. То есть разработанная АЭ методика исследований переносима на узлы трения скольжения, работающие при постоянном направлении и скорости скольжения. Кроме того, нами начаты работы по адаптации разработанной методики к возвратно-поступательной схеме трения и изнашивания [22].

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации проект № 11.8236.2017/9.10.

[1] Крагельский И. В. Трение и износ. – М.: МАШГИЗ. – 1962.
[2] Крагельский И. В., Добычин М. Н., Комбалов В. С. Основы расчётов на трение и износ. – М.: Машиностроение. – 1977.
[3] Польцер Г., Майсснер Ф. Основы трения и изнашивания. – М: Машиностроение. – 1984.
[4] Баранов В. М. и др. Акустическая эмиссия при трении. – М.: Энергоатомиздат. – 1998.
[5] Свириденок А. И. и др. Акустические и электрические методы в триботехнике. – Минск: Наука и техника. – 1987.
[6] Иванов В. И., Барат В.А. Акустико-эмиссионная диагностика. – М: Спектр. – 2017.
[7] Растегаев И. А., Мерсон Д. Л. Актуальные проблемы прочности: монография. / Под ред. В. В. Рубаника. Витебск: УО «ВГТУ». – 2018 – Т. 2. – 402-427.
[8] Растегаев И. А. и др. Методика определения критических точек при трибологических испытаниях с применением метода акустической эмиссии // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2016, Том 82, № 3, 60-67.
[9] Everitt B. at al. Cluster analysis. – John Wiley & Sons. – 2011.
[10] Hastie T., Tibshirani R., Friedman J. The Elements of Statistical Learning. – Springer-Verlag New York. – 2001.
[11] Jain A. K., Dubes R. C. Algorithms for Clustering Data. – Prentice-Hall. – 1988.
[12] Мерсон Д. Л., Разуваев А. А., Виноградов А. Ю. Применение методики анализа спектральных образов сигналов акустической эмиссии для исследования повреждаемости покрытий TiN на стальной подложке // Дефектоскопия. – 2002, №7, 37-46.
[13] Saeed V. V. Advanced Digital Signal Processing and Noise Reduction, Second Edition. – John Wiley & Sons Ltd. – 2000.
[14] Allen J. B. Short Time Spectral Analysis, Synthesis, and Modification by Discrete Fourier Transform // IEEE Transactions on Acoustics, Speech, and Signal Processing. – 1977, Vol. ASSP-25, № 3, 235-238.
[15] Растегаев И. А. и др. Анализ шумоподобных сигналов акустической эмиссии способами широкополосной фильтрации // Контроль. Диагностика. – 2014, № 8, 49-56.
[16] Rastegaev I. A. at al. Using acoustic emission signal categorization for reconstruction of wear development timeline in tribosystems: Case studies and application examples // Wear. – 2018 (410-411), 83-92.
[17] ГОСТ 9490-75. Материалы смазочные жидкие и пластичные. Метод определения трибологических характеристик на четырѐхшариковой машине.
[18] ASTM D2596. Standard Test Method for Measurement of Extreme-Pressure Properties of Lubricating Grease (Four-Ball Method).
[19] ASTM D2783. Standard Test Method for Measurement of Extreme-Pressure Properties of Lubricating Fluids (Four-Ball Method).
[20] ASTM G99. Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus.
[21] ASTM G77. Standard Test Method for Ranking Resistance of Materials to Sliding Wear Using Block-on-Ring Wear Test.
[22] ASTM G133. Standard Test Method for Linearly Reciprocating Ball-on-Flat Sliding Wear

АБРАЗИВНАЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ УПРОЧНЁННОЙ ЛАЗЕРНОЙ ЗАКАЛКОЙ И КРОТКОВРЕМЕННЫМ ОТПУСКОМ

Раткевич Г.В., Барабонова И.А., Афанасьева Л.Е., Новоселова М.В.

E-mail: ludmila.a@mail.ru

Тверской государственный технический университет, Тверь, Россия.

Представлены результаты исследований фазового состава, микроструктуры и оценки абразивной износостойкости быстрорежущей стали марки Р6М5 после лазерной закалки и отпуска. Лазерную обработку стали выполняли на комплексе модели АЛТКУ-3 с многоканальным CO_2 лазером. Показано, что улучшенные характеристики абразивной износостойкости сталь приобретает после лазерной

ABRASIVE WEAR RESISTANCE OF TOOL STEEL AFTER LASER HARDENING AND SHORT-TIME TEMPERING

Ratkevich G.V., Barabonova I.A., Afanasieva L.E., Novoselova M.V.

The phase composition and the microstructure of high-speed steel R6M5 after laser hardening and following tempering have been studied, as well as abrasive wear resistance. Laser treatment of steel was performed by complex ALTKU-3 with multichannel CO_2 laser. A steel gains the high wear resistance after laser

закалки с оплавлением поверхности и кратковременного высокотемпературного отпуска.
Ключевые слова: быстрорежущая сталь, лазерная закалка, абразивная износостойкость, многоканальный лазер.

hardening with surface washing and short-time tempering.
Keywords: high-speed steel, laser hardening, abrasive wear resistance, multichannel laser.

Введение. Для изготовления режущих инструментов применяется широкая номенклатура инструментальных материалов. Несмотря на то, что инструменты из твердых сплавов, минералокерамики и сверхтвердых материалов обеспечивают более высокую производительность обработки, быстрорежущие стали остаются основным материалом для изготовления режущих инструментов [1, 2]. Хорошая шлифуемость и вязкость стали позволяют получать острые режущие кромки и работать с малыми углами режущего клина. Они предназначены для изготовления сложно режущего, фасонного, зуборезного и резьбонарезного инструмента. Повышение стойкости инструмента позволяет не только уменьшить расход дорогих и дефицитных легированных материалов, но и повысить производительность труда, улучшить качество продукции, уменьшить себестоимость изделий. Износ инструмента – одно из главных препятствий на пути повышения режимов резания и производительности оборудования.

Одним из способов повышения стойкости режущего инструмента является упрочнение режущих кромок с помощью лазерного излучения [3-5]. В настоящее время наибольшее практическое использование получила лазерная закалка без оплавления поверхности, так как при низких скоростях движения лазерного луча в зоне оплавления образуется микроструктура с пониженным значением микротвердости [3]. Влияние зоны оплавления на механические свойства оценивается в литературе весьма противоречиво. Экспериментальных данных до настоящего времени получено недостаточно.

Данная работа посвящена исследованию абразивной износостойкости образцов быстрорежущей стали марки Р6М5 после лазерной закалки с оплавлением поверхности и последующего отпуска.

Материалы и методы исследования. Образцы стали марки Р6М5 (ГОСТ 19265-73) после объемной закалки и трехкратного отпуска при температуре 560 °С обрабатывались непрерывным лазерным излучением на автоматизированном комплексе АЛТКУ-3 на базе предприятия ООО «Центр лазерных технологий» г. Владимир. Лазерный комплекс состоит из специально разработанного для термоупрочнения многоканального (40 лучей) CO_2-лазера с мощностью выходного излучения 3 кВт и технологического поста с пятью координатами манипулирования лучом и двумя координатами манипулирования обрабатываемой деталью. Лазерную закалку с оплавлением поверхности выполняли на следующем режиме: мощность излучения 2,5 кВт, скорость сканирования 10 мм/с, диаметр пятна лазерного излучения 6 мм. После лазерной закалки проводили кратковременный отпуск образцов в печи при температурах: 200, 520, 540, 560, 580, 600 °С в течение 15 минут.

Микроструктуру стали исследовали методами растровой электронной микроскопии (РЭМ) на универсальном микроскопе JEOL JSM-6610LV. Фазовый состав определяли методом рентгеноструктурного анализа на дифрактометре ДРОН-4-07 с использованием монохроматизированного кобальтового K_α-излучения.

Испытание на изнашивание стальных образцов проводили о закрепленный абразив по схеме шар – плоскость. В качестве контробразца использовали сферический наконечник диаметром 1 мм с алмазным напылением. К контакту прикладывали усилие 50 г. Тангенциальные возвратно-поступательные перемещения контробразца осуществлялись электро-механическим приводом с питанием от генератора импульсов с частотой $\nu = 20$ Гц. За один период путь трения составлял 10…12 мм. Каждый образец подвергался испытанию в течение $t = 10$ часов. Общий путь трения $L_{тр}$ составлял 7200…8600 м. Перпендикулярно дорожке изнашивания были получены профилограммы, по которым определяли глубину h_{max} и ширину дорожки изнашивания и рассчитывали характеристики изнашивания образца: линейный износ за цикл $I = h_{max}/(\nu t)$; объемную скорость изнашивания $u = V/t$; линейную интенсивность изнашивания $I_h = h_{max}/L_{тр}$; объемную интенсивность изнашивания $I_V = V/L_{тр}$, где V – объемный износ.

Результаты и их обсуждение. Микроструктура быстрорежущей стали, упрочненной по стандартной технологии (закалка, трехкратный отпуск) представлена на рис. 1а, в зоне лазерного плавления на рис. 1б.

Фазовый состав стали после закалки и трехкратного отпуска представлен в основном мартенситом. Остаточный аустенит не зафиксирован. Количество карбидной фазы (Fe_3W_3C) около 8 %.

При выполнении лазерной закалки с оплавлением поверхности скорость охлаждения расплава влияет на форму зерен и их внутреннее строение при кристаллизации. Анализ микроструктуры полученных образцов показал, что при выбранных режимах лазерной обработки в оплавленной зоне формируется ячеистая структура с

размером ячеек 1…3 мкм. Фазовый состав стали в зоне оплавления представлен мартенситом, остаточным аустенитом в количестве 15% и карбидной фазы (Fe_3W_3C) около 1%.

Процессы деформирования и разрушения поверхностного слоя при изнашивании инструмента при эксплуатации отличаются от того процесса, который происходит при внедрении в испытуемый материал индентора (абразива). Действие абразивного зерна или продуктов изнашивания можно условно разделить на две стадии: внедрение на определённую глубину и процарапывание, которое в основном определяет изнашивание материала. Первая стадия в количественном отношении характеризуется твердостью материала, в то время как вторая определяется его структурой. То есть абразивная износостойкость является структурно-чувствительной характеристикой [6]. В табл. 1 представлены результаты испытаний на абразивное изнашивание полученных образцов.

Специфические свойства быстрорежущих сталей обусловлены легированием такими компонентами, как вольфрам, молибден, ванадий, хром, затрудняющими диффузионные процессы и распад мартенсита [2]. При лазерной закалке с оплавлением поверхности, находящиеся в структуре стали первичные, и вторичные карбиды почти полностью растворились, насыщая твердые растворы мартенсит и аустенит легирующими компонентами и углеродом. Согласно данным табл. 1, характеристики изнашивания образцов, упрочненных по стандартной технологии и закаленных лазером с оплавлением поверхности близки.

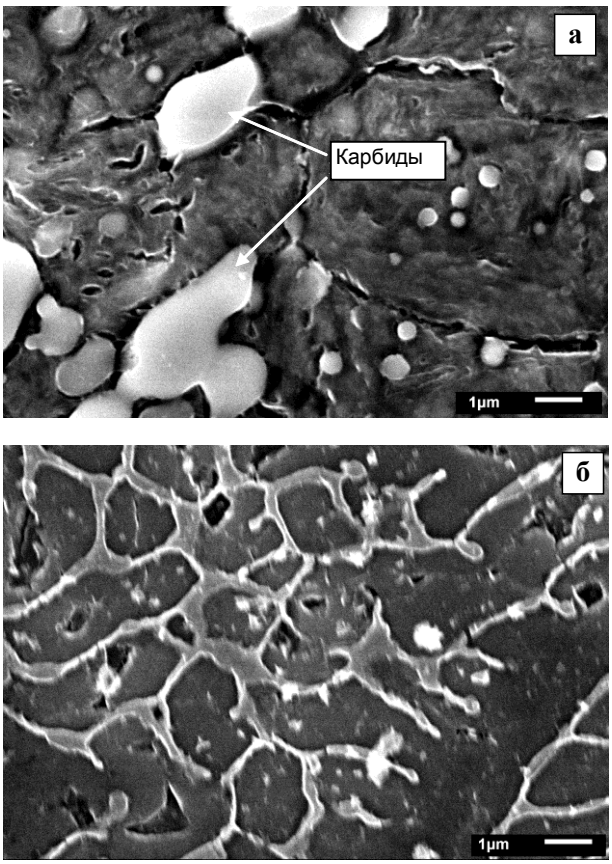


Рис. 1. **РЭМ - изображения микроструктуры стали Р6М5, упрочненной по стандартной технологии (а) и в зоне лазерного плавления (б).**

Таблица 1. **Характеристики изнашивания образцов**

Характеристика	Закалка и трехкратный отпуск	Лазерная закалка с оплавлением, отпуск, °С						
		Без отпуска	200	520	540	560	580	600
I_h, 10^{-9}	8,6	7,9	8,9	6,1	6,1	6,2	5,8	6,0
I_V, 10^{-15} м^2	4,1	5,2	4,7	3,6	2,6	3,6	3,1	3,0
$И$, 10^{-8} мм/цикл	9,4	7,4	8,8	6,1	5,8	5,5	6,1	7,2
u, 10^{-3} мм^3/ч	3,2	3,6	3,4	2,6	1,8	2,5	2,4	2,6

Отпуск при температуре 200 °С приводит к снижению концентрации углерода в мартенсите и выделению цементитного карбида и его коагуляции [2]. Карбиды цементитного типа имеют твердость, сопоставимую с твердостью мартенсита, характеристики изнашивания практически не изменились.

При температурах отпуска выше 500 °С в быстрорежущих сталях идут процессы дисперсионного твердения с образованием специальных карбидов повышенной твердости. Уменьшается содержание ванадия, вольфрама и хрома в мартенсите и увеличивается их концентрация в карбидах [2]. Характеристики изнашивания образцов, отпущенных при этих температурах, повысились на 30…50%.

Вывод. Улучшенные характеристики абразивной износостойкости по сравнению со стандартной технологией быстрорежущая сталь Р6М5 приобретает после лазерной закалки с оплавлением поверхности и кратковременного высокотемпературного отпуска.

[1] Фельдштейн, Е.Э. Режущий инструмент. Эксплуатация / Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. М: ИНФРА-М. 2012. 256 с.
[2] Геллер, Ю.А. Инструментальные стали / Ю.А. Геллер. М.: Металлургия, 1983. 527 с.
[3] Григорьянц, А.Г. Технологические процессы лазерной обработки / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов, А.И. Мисюров. М.: МГТУ, 2006. 664 с.
[4] Афанасьева Л.Е., Югов В.И. Повышение износостойкости сталей с помощью закалки многоканальным лазером // Технология металлов. 2018. № 3. С. 23-26.
[5] Патент 2620656 РФ, МПК C21D 9/22, C21D 1/09 Способ упрочнения инструмента из быстрорежущей стали /Афанасьева Л.Е. и др. Опубл. 29.05.2017 Бюл. №16.
[6] Мышкин, Н.К. Трение, смазка, износ / Н.К. Мышкин, М.И. Петроковец. М.: Физматлит, 2007. 368 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ МИКРОСТРУКТУРЫ И МИКРОТВЕРДОСТИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ

Родичев А.Ю., Горин А.В., Токмаков Н.В.

E-mail: rodfox@yandex.ru

Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева, Орёл, Россия.

В статье представлены результаты экспериментальных исследований микротвердости и микроструктуры биметаллического подшипника скольжения. Проведен анализ микроструктуры исследуемых покрытий на основе меди. Определена микротвердость антифрикционных покрытии по высоте слоя. Даны рекомендации по использованию исследованных антифрикционных покрытий полученных методом газопламенного напыления.

Ключевые слова: антифрикционное покрытие, биметаллический подшипник скольжения, микротвердость, микроструктура, газопламенное напыление.

STUDY OF MICROSTRUCTURE AND MICROHARDNESS OF A BIMETAL FLUID-FILM BEARING

Rodichev A.Y., Gorin A.V., Tokmakov N.V.

The paper presents experimental resutls of a microstructure and microhardness of a bimetal fluid-film bearing study. Analysis of microstructure has been carried out for coatings with copper base. Microhardness of a layer has been determined with respect to the layer's height. The paper also features recommendations on application of antifriction coatings obtained by means of the gas spray method.

Keywords: antifriction coating, bimetal fluid-film bearing, microhardness, microstructure, gas spray method.

Важнейшим показателем работы подшипника скольжения являются его антифрикционные свойства, проявляющиеся в величине момента трения, возникающего между двумя трущимися поверхностями в соединении [1, 2]. Очень сложно предусмотреть и оценить параметры покрытия в процессе формирования антифрикционного слоя, очень часто просто невозможно скорректировать их от различных отклонений, также следует учесть структурные изменения в поверхностном слое покрытия и материала основы. Особенность проблемы заключается в том, что важен не только факт достижения заданного уровня параметров покрытия, но и то, в каких пределах они могут изменяться, сохраняя несущую способность. Таким образом, чем ниже будет значение момента трения, тем ниже коэффициент трения, и тем выше проявляются антифрикционные свойства предложенного материала для нанесения на стальную основу в качестве покрытия [3]. Одной из проблем при изготовлении биметаллических подшипников скольжения является получение антифрикционного покрытия, которое, при трении со смазкой, имеют более низкую интенсивность изнашивания, чем литые материалы того же состава [4].

Структура и способ нанесения антифрикционных покрытий является одним из основных показателей его физического состояния и свойств [5]. Поэтому, с одной стороны возникает необходимость в повышении когезионной прочности, а это возможно, в основном за счет увеличения их плотности. С другой стороны, плотное покрытие имеет низкую маслоудерживающую способность в связи со снижением объема и количества пор, что приводит к повышению интенсивности изнашивания при трении в смазке. Большой интерес представляет исследование износостойкости антифрикционной поверхности биметаллических подшипников скольжения, нанесенных при помощи газопламенного напыления [6, 7].

Таким образом исследование влияния технологии изготовления биметаллического подшипника скольжения «рис. 1» на микроструктуру и микротвердость антифрикционного покрытия и стальной основы является актуальным.

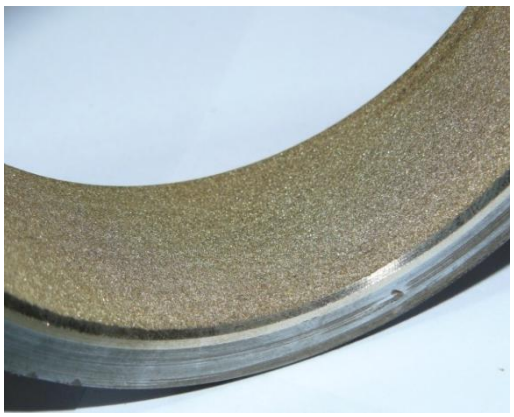


Рис. 1. **Фрагмент биметаллического подшипника скольжения**

Структура металла является одним из основных показателей его физического состояния и свойств. Механический процесс подготовки поверхности стальной основы к нанесению

антифрикционного слоя (для улучшения адгезии) сопровождается пластической деформацией поверхностных слоев металла «рис. 2», в результате чего изменяются не только размеры заготовки, макро- и микрогеометрия её поверхности, но и структура металла, его прочностные свойства. Последующие операции напыления также вызывают изменение структуры основы, вследствие термообработки. Представляет также интерес структура нанесенных антифрикционных покрытий и их механические свойства.

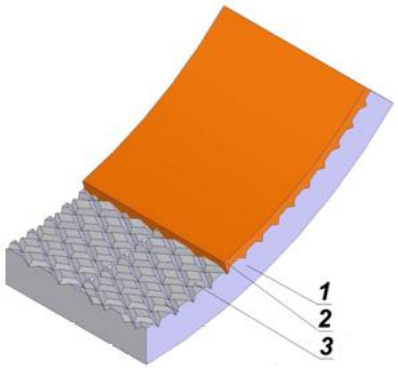


Рис. 2. **Модель биметаллического подшипника скольжения:** 1 – втулка стальная; 2 – антифрикционный слой; 3 – поверхность после механической обработки

Металлографические исследования и измерение твердости поверхностного слоя были проведены для выявления особенностей соединения напыленного металла и основного металла детали, а также для анализа структурных изменений и распределения температур в поверхностном слое детали.

Для исследования микротвердости и анализа микроструктуры основы и антифрикционного покрытия были изготовлены микрошлифы «рис. 3»:

– сталь 20 после косого сетчатого накатывания на поверхности накатными роликами;
– на сталь 20 с помощью газопламенного напыления (ацетилен) наносился порошок ПР-БрАЖНМц 8,5-1,5-5-1,5;
– на сталь 20 с помощью газопламенного напыления (пропан+воздух) наносился порошок Пр-БрОЦС5-5-5;

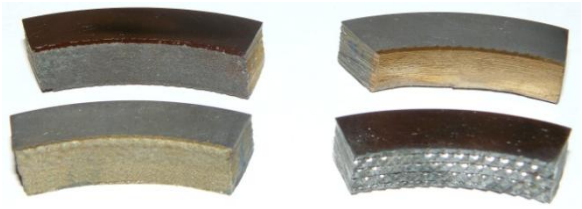


Рис. 3. **Общий вид шлифов**

Полученные в ходе исследований результаты «рис. 4». свидетельствуют о том, что после механической подготовки поверхности (накатывания) в поверхности стальной основы произошли структурные изменения, заключающиеся в деформации и измельчении зерен. Данное изменение привело к образованию наклепа и сжимающих внутренних напряжений, что сказывается на повышении микротвердости поверхностного слоя и увеличении усталостной прочности стальной основы, что в конечном итоге повышает долговечность подшипника в целом.

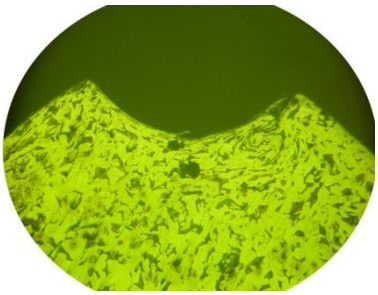


Рис. 4. **Микроструктура (×90) поверхности стальной основы подшипника скольжения после накатывания**

При изучении микроструктуры антифрикционной поверхности «рис. 5, 6» замечено, что напыляемый и основной слой образуют между собой прочное соединение. На границе раздела соединение зерен плотное, дефектов не наблюдается. Граница раздела металлов просматривается чётко, что является характерным при соединении металлов с различной структурой и химическим составом.



Рис. 5. **Микроструктура (×90) поверхности подшипника скольжения после напыления: покрытие - БрАЖНМц 8,5-1,5-5-1,5 (сверху), основа - сталь 20(снизу)**



Рис. 6. **Микроструктура (×90) поверхности подшипника скольжения после напыления: покрытие - БрОЦС5-5-5 (сверху), основа - сталь 20(снизу)**

Рассмотрение поверхностей и их отдельных фрагментов позволяет сделать заключение о хорошей прочности сцепления, как по всему периметру напыляемой зоны, так и его участков. Из

рисунков видно, что в светлом слое (зона антифрикционного покрытия) имеются тёмные пятна небольшой величины, разбросанные хаотично. Это пустые пространства, образовавшиеся при испарении газов во время оплавления, шлаковые включения и поры. При сплавлении получены мелкокристаллические покрытия - сложный материал, состоящий из сильно деформированных антифрикционных частиц, соединённых между собой по контактным поверхностям сварными участками. Сварные участки не заполняют всю площадь контакта (или контактной поверхности) между частицами, и поэтому прочность и плотность антифрикционных покрытий ниже прочности и плотности материала покрытия в контактном состоянии.

В покрытии можно выделить структурные элементы, которые отражают процессы его формирования и разделяются границами раздела с определёнными свойствами. Граница раздела между слоями (межслойная граница), возникает из-за различной длительности выдержки между нанесением частиц в слое и между слоями. За период выдержки межслойного нанесения, поверхность ранее нанесенного покрытия загрязняется, окисляется и контактные процессы между ней и напыленными антифрикционными частицами затрудняются, что и является причиной возникновения границы.

Металлографический анализ дает представление о механизме образования соединения металлов. Для оценки качества полученных покрытий проводят измерение микротвердости всех компонентов подшипника скольжения, а также отдельных зон позволяет судить о распределении микротвердости по высоте и о влиянии видов обработке на изменение микротвердости «рис. 7, 8».

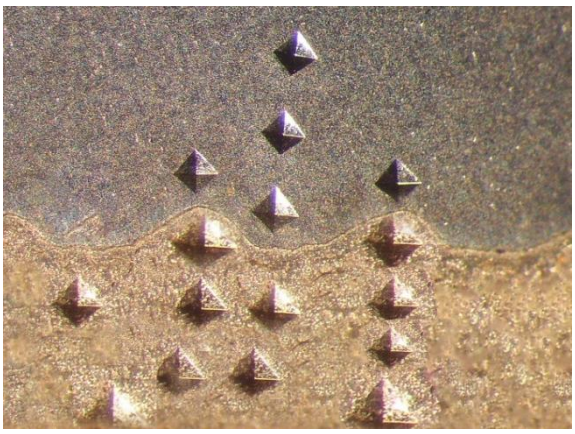


Рис. 7. **Замеры микротвердости**

Микротвердость замерялась при нагрузке 200 г на микротвердомере ПМТ-3 методом вдавливания алмазных наконечников ГОСТ 9450-76 (СТСЭВ 1195-78).

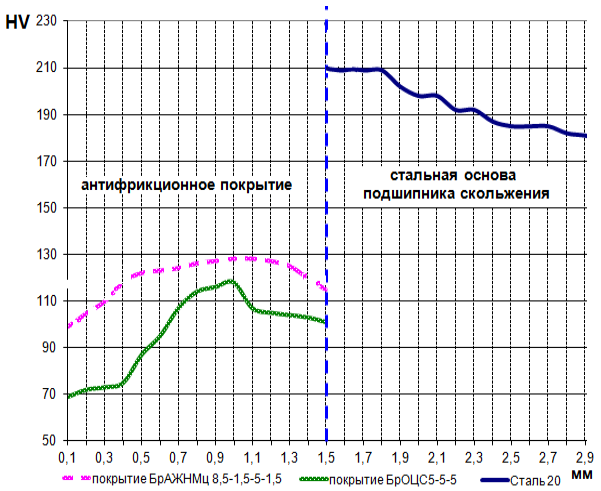


Рис. 8. **Изменение микротвердости антифрикционного покрытия и распределения его по высоте**

Полученные результаты дают возможность сделать следующие выводы:

- процесс механической подготовки поверхности под напыление антифрикционного покрытия (накатывание) приводит к образованию упрочненной зоны в стальной основе на глубину до 1,5 мм, при этом степень упрочнения составляет 18%;

- микротвердость антифрикционных покрытий на основе меди распределяется не равномерно и достигает максимальных значений на глубине около 1 мм;

- микротвердость антифрикционного покрытия зависит от способа нанесения и рода входящих в состав порошка компонентов;

- на основе проведенных исследований антифрикционных покрытий наилучшим образом себя показало антифрикционное покрытие из порошка ПР-БрАЖНМц 8,5-1,5-5-1,5.

Представленный материал выполнен в рамках проекта №9.2952.2017/4.6. государственного задания.

[1] Костецкий, Б.И. Трение, смазка и износ в машинах./Костецкий Б.И. - Киев: Техника, 1970. - 395 с.
[2] Крагельский, И. В. Трение, изнашивание и смазка: Справочник в 2-х кн./Под ред. И.В.Крагельского, В.В. Алисина. - М.: Машиностроение; 1978. - 400 с. и 358 с.
[3] Gorin A V, Eshutkin D N and Gorina M A 2015 Hydraulic Impact Devices Utilization for Ground Wells Development: monograph (Oryol: State University-UNPK) p 151
[4] Ткачев, В.Н. Износ и повышение долговечности сельскохозяйственных машин./Ткачев В.Н. - М.: Машиностроение,1971. - 264 с.
[5] Rodichev, A.Y., Sytin, A.V., Barabash, V.V., Technological increase of adhesion strength between antifriction coating and base in bimetal fluid-film bearings / Solid State Phenomena: International Conference on Industrial Engineering, ICIE-2017. Volume 265 SSP, 2017, Pages 284-289.
[6] Теория и практика газопламенного напыления/ П.А. Витязь, В.С. Ивашко, Е.Д. Манойло и д.р. – Минск: Наука и техника, 1993. – 295 с.
[7] Наплавка и напыление./Хасуй А., Моригаки О. – М.: Машиностроение,1985. – 240с., ил.

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ТРИБОСИСТЕМ НА ИХ ЭКОЛОГО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ

[1]Романова А.Т., [2]Лужнов Ю.М., [3]Попова М.В.

E-mail: popova.miit@mail.ru

[1]«Российский университет транспорта (МИИТ)», Москва, РФ;
[2] АО «Научно-исследовательский институт железнодорожного транспорта», Москва, РФ;
[3]ФГБОУ ВО «Российский университет транспорта (МИИТ)», Москва, РФ.

В статье показана связь коэффициента технологического уровня производственно-экономических систем с показателями их экономической эффективности. Приведены зависимости, которые могут быть использованы для формирования требований к характеристикам трибосистем и условиям их эксплуатации в зависимости от экономических критериев и ограничений.

Ключевые слова: трибосистема, производство, экономическая эффективность, технологический уровень, ресурсопотребление.

THE IMPACT OF TRIBOSYSTEM CHARACTERISTICS ON ECO-ECONOMIC

Luzhnov Yu.M., Romanova A.T., Popova M.V.

The paper consists of analysis of connections between technology level coefficient of productive-economic systems with its cost effectiveness indicators. The dependencies which can be used for tribosystems characteristics objectives and its operational conditions in terms of economic criteria and limits formation are given.

Keywords: tribosystem, production, efficiency, technology level, resource use.

Основная часть современных производственных процессов в той или иной степени связана с электромеханическими преобразованиями энергоносителей и вещества. В настоящее время определяющими в создании ВНП становятся био- и информационные технологи, однако и они опираются на энергетику, транспорт, машиностроение, где электромеханическая составляющая принципиально неизбежна, что связано с работой трибосистем, их экономико-экологической рационализацией. Под этой рационализацией трибосистем понимаем формирование таких триборешений, которые обеспечили бы локальные, микроэкономические потребительские требования и одновременно способствовали бы росту коэффициента технологического уровня производства как в масштабах отдельных производств, так и в масштабах национального хозяйства в целом. Под коэффициентом технологического уровня производства понимается отношение затрат, обеспечивающих потребительные свойства продукции, к общим затратам. Последние включают как затраты ресурсов – $r_i^{\text{потреб}}$, связанные с реализацией потребительных свойств продукции, так и затраты на собственные нужды технологии $r_i^{\text{снт}}$ и затраты, связанные с потерями из-за нерациональной организации технологии – $\Delta r_i^{\cdot}$. Таким образом, коэффициент технологического уровня – $\eta_{\text{техн}}$ равен

$$\eta_{\text{техн}} = \frac{\sum_i a_i r_i^{\text{потребит}}}{\sum_i a_i r_i^{\text{потребит}} + \sum_i b_i r_i^{\text{снт}} + \sum_i d_i \Delta r_i}, \qquad (1)$$

где a_i, b_i, d_i – соответственно коэффициенты эквивалентирования различных видов ресурсов между собой.

Очевидно, что чем ближе $\eta_{\text{техн}}$ к 1, тем эффективнее технологии, тем менее ресурсоемко производство, тем менее отходов в окружающую среду. А это, в свою очередь, приводит к ряду положительных экономико-экологических и социальных эффектов на микро- и макроуровнях хозяйствования:

– на тот же объем продукции затрачивается меньше ресурсов, уменьшается их добыча, затраты на расширение и поддержание ресурсодобывающих производств;

– уменьшение потерь ресурсов в окружающую среду снижает народнохозяйственных ущерб, так как уменьшается деформация свойств среды, затраты на медицинское обслуживание населения, на компенсацию потерь основных ресурсов и оборотных средств, на восстановление среды обитания. Снижаются также потери будущих периодов из-за снижения качества генофонда всех видов биосистем.

Наряду с перечисленным выше удешевляется производство. Технология и продукция становятся более конкурентоспособными, что увеличивает предпосылки повышения экономической и политической безопасности страны, запаса устойчивости ее развития.

Социально-экономическое развитие в любой стране связано с ростом валового внутреннего продукта – ВВП, который может быть представлен как

$$\text{ВВП} = \eta_{\text{техн}}\left(\sum_i a_i r_i^{\text{потребит}} + \sum_i b_i \Delta r_i\right) \qquad (2)$$

Его рост определен либо ростом ресурсозатрат, либо уровнем технологии – $\eta_{\text{техн}}$, либо изменением сомножителей.

Следует подчеркнуть, что нерациональное ресурсопользование изменяет свойства социально-производственной системы, приводит к увеличению затрат на инфраструктуру производства. В итоге меняются коэффициенты a_i, b_i, d_i в выражении (1) в сторону возрастания, так как увеличивается риск потерь, возникают дополнительные, обусловленные различными рисками потребительские требования. В результате $\eta_{\text{техн}}$ падает.

Одновременно с ВВП в окружающей среде формируется «валовой экологический мусор» – ВЭМ. (Термин применяется в макроэкономических оценках). Он пропорционален ВВП, то есть:

$$\text{ВЭМ} = k \cdot \text{ВВП}.$$

Снижение d_i, Δr_i, как уже указывалось, определяется тем, насколько рациональна организация технологии. Рациональная организация предполагает снижение затрат всех видов ресурсов на единицу продукции, включая информационный ресурс, при заданных внешних условиях – ограничения. Учитывая существенную триболо-гическую составляющую в современных технол-огиях, очевидна позитивная роль рациональных триботехнических решений в повышении экономической и экологической эффективности технологий социально-производственных систем различного уровня национальной экономики.

Оценка динамики $\eta_{\text{техн}}$ может быть заменена анализом коэффициента использования энергоресурсов системы – $\eta_{\text{эн}}$. Динамика $\eta_{\text{эн}}$ повторяет динамику $\eta_{\text{техн}}$. Это вытекает из микроэкономических условий, соответствующих экономически рациональному производству и при теоретическом анализе системы изоквант, которые связывают возможные комбинации необходимых ресурсов при заданном объеме продукции.

Коэффициент технологического уровня связан с коэффициентом использования энергоресурсов соотношением

$$\eta_{\text{техн}} = \left[\frac{k_{\text{м}_1\text{с}} + k_{\text{зп}} + k_{\text{ам}}}{k_{\text{м}_1\text{с}} + k_{\text{зп}} + k_{\text{ам}} + 1} + 1\right]\eta_{\text{и.эн}}, \qquad (3)$$

где $k_{\text{м}_1\text{с}}, k_{\text{зп}}, k_{\text{ам}}$ – коэффициенты, характеризующие отношение между затратами: $k_{(\text{м1с})}$ – на материалы и сырье, комплектующие изделия, полуфабрикаты, $k_{(\text{зп})}$ – на заработную плату, $k_{(\text{ам})}$ – амортизационными отчислениями и общей величиной затрат, соответственно.

Значения первой составляющей скобки в выражении (3) лежит в пределах:

$$0 < \frac{k_{\text{м}_1\text{с}} + k_{\text{зп}} + k_{\text{ам}}}{k_{\text{м}_1\text{с}} + k_{\text{зп}} + k_{\text{ам}} + 1} < 1. \qquad (4)$$

А потому пределы изменения $\eta_{\text{техн}}$ имеет вид

$$0 < \eta_{\text{техн}} < 2\eta_{\text{и.эн}}. \qquad (5)$$

Коэффициент использования энергоресурсов, как показали исследования [1], колеблется от 3% до 8% в разных отраслях народного хозяйства. Таким образом, учитывая сказанное выше, коэффициент технологического уровня изменяется для различных отраслей в пределах 6-16%.

Часть энергии, обеспечивающая потреби-тельные свойства продукции, связана с изменением форм и размеров используемых материалов. При этом важны не только линейные изменения размеров – Δl_j при перемещении воздействующей системы (обрабатывающего инструмента) вдоль обрабатываемого объекта – l_j, где j – одна из координат пространства, но и время достижения этого изменения – T_j. Оба этих показателя потребительных свойств могут быть объединены в средней скорости выполнения работы по j-координате:

$$V_j = \frac{I_j}{T_j}.$$

В итоге, достигнутые потребительные свойства продукции могут быть выражены через оценку минимально необходимой кинетической энергии для выполнения работы по достижению потребительных свойств продукции в направлении j:

$$\min W_{kj} = k_j \frac{m_j v_j^2}{2}.$$

где m_j – масса воздействующей в j-направлении системы, k_j – количество остановок при движении одного тела относительно другого за время T_j.

Затрачиваемая энергия при выполнении работы в j-направлении

$$W_j = N \times T_j.$$

где N – мощность системы.

Тогда общее удельное энергопотребление

$$y = \sum_j y_j = \sum_j \frac{W_j}{\Delta l_j} \qquad (6)$$

Коэффициент использования энергоресурсов, учитывая выражение (6), имеет вид

$$\eta_{\text{и.эн}}^{\text{трибо}} = \frac{\min W_k}{\sum_j y_j \Delta l_j} = \frac{\sum_j k_j \frac{m_j v_j^2}{2}}{\sum_j y_j \Delta l_j} = \frac{\sum_j k_j \frac{m_j v_j^2}{2}}{N \sum_j T_j}. \qquad (7)$$

Как уже было отмечено выше, коэффициент технологического уровня

$$\eta_{\text{и.эн}} < \eta_{\text{техн}} < 2\eta_{\text{и.эн}}$$

В величине $\eta_{и.эн}$ долю составляет $\eta_{и\times эн}^{трибо}$, связанный с работой трибосистем. Поэтому $\eta_{и.эн}$ можно представить как результат коэффициентов использования энергоресурсов различных по принципу действия систем, как не триботехнических, так и триботехнических, обеспечивающих потребительные свойства продукции. Так как

$$\eta_{и.эн} = a_1 \Delta\eta_{и.эн} + a_2 \eta_{и.эн}^{трибо} \qquad (8)$$

где a_1 и a_2 – доли в общем энергопотреблении соответственно всех указанных выше производственных систем. Так как:

$$a_1 + a_2 = 1,$$

то коэффициент технологического уровня любой производственной системы лежит в границах

$$\begin{aligned} &\left[(1-a_2)\Delta\eta_{и.эн} + a_2\eta_{и.эн}^{трибо}\right] < \\ &< \eta_{техн} < 2\left[(1-a_2)\Delta\eta_{и.эн} + a_2\eta_{и.эн}^{трибо}\right]. \end{aligned} \qquad (9)$$

В зависимости от доли, которую составляет энергопотребление трибосистем в его общей величине – a_2, имеем ту или иную степень влияния трибосистем на коэффициент технологического уровня производства, а, следовательно, на производительность ресурсов и уровень экологической чистоты технологии.

Анализ временной динамики $\eta_{и.эн}$ позволяет судить об эффективности выбранной стратегии развития трибосистемы и ее реализации. Кроме того, если рассмотреть предельно возможный уровень $\eta_{и.эн}$ в рамках заданной технологии, то $\eta_{и.эн}$ выступает как агрегированная оценка производственного потенциала. Зависимость ее от инвестирования различных проектов, может быть легко проанализирована.

Выделение и использование триботехнической составляющей коэффициента использования энергоресурсов – $\eta_{и.эн}^{трибо}$ позволяет оценить:

– технологическую эффективность инвестиций в совершенствование производственных трибосистем;
– их экономическую эффективность.

В первом случае, оценивается влияние изменения триботехнических свойств производственной системы и, в первую очередь, коэффициента трения на технологический уровень системы в целом. Во втором – влияние изменения $\eta_{и.эн}$ на эффективность использования других видов ресурсов, ресурсные последствия изменения коэффициента трения, а также удельные на единицу изменения коэффициента трения инвестиции, и изменение эксплуатационных издержек.

В [1] было прослежено влияние рассматриваемого коэффициента использования энергоресурсов на такие показатели, как производительность труда, фондоотдача, рентабельность по себестоимости, рентабельность основных фондов. Ниже приведены эти показатели в функции $\eta_{и.эн}$. В частности, были проведены исследования указанных показателей для железнодорожного транспорта.

Выявленная функциональная зависимость между коэффициентом использования энергоресурсов $\eta_{и.эн}$ и удельными энергозатратами на тягу поездов позволила проанализировать связь с $\eta_{и.эн}$ такого интегрального показателя эффективности работы отрасли как рентабельность по себестоимости – R_c.

$$R_c = \frac{Ц}{Ц_э} C_э^x \left(\frac{2l}{kV_T^2}\right)\eta_{и.эн} - 1. \qquad (11)$$

где Ц, $Ц_э$ – тарифы на перевозочную работу и цены на электроэнергию;

$C_э^x$ – доля энергозатрат в себестоимости измерителя перевозочной работы;

$V_т$, l – средняя техническая скорость и средняя дальность перевозок грузов.

Определены условия рентабельности работы отрасли, в которых отражено требование опережающего развития технологии по сравнению с изменением показателей рынка:

$$\eta_{и.эн} > \frac{1}{C_э^x}\left(\frac{kv_T^2}{2l}\right)\frac{Ц_э}{Ц}. \qquad (12)$$

Получены также соотношения между ценами на энергоносители и тарифами на перевозочную работу в зависимости от удельного электропотребления, которое определяется триботехническими затратами и ограничениями на уровень рентабельности работы отрасли ($R_{с\ доп}$):

$$\frac{Ц}{Ц_э} = \left(R_{с_{доп}} + 1\right)\frac{y}{C_э^x}. \qquad (13)$$

Учитывая ранее отмеченную связь $\eta_{и\ эн}$ с коэффициентом трения – $f_Т$ взаимодействующих пары трения, можно ввести в оценку эффективности использования различных видов ресурсов их зависимость от $f_Т$.

Оценку экономической эффективности и уровня ресурсопотребления технологии предложено проводить по следующему алгоритму, учитывая схему взаимосвязи триботехнических мероприятий и показателей эффективности производства.

I. Все триботехнические мероприятия, приводящие к изменению взаимодействия, например, пары «колесо-рельс», оцениваются в четыре этапа:

1.1) определяется изменение коэффициента трения $f_т$ от объемов проводимых мероприятий. Изменение оценивается в процентном отношении к значениям показателя до ввода в эксплуатационную практику рассматриваемых триботехнических решений, $\delta f_Т$;

1.2) учитывая тот факт, что величина потерь энергии линейно зависит от коэффициента трения при неизменном скольжении, определяется изменение потерь энергии (в процентном отношении к их начальному значению на величину, равную изменению коэффициента трения) $\delta W_f = \delta f_Т$;

1.3) определяется изменение коэффициента использования энергоресурсов (на основе показателя его эластичности) по изменению затрат энергии на преодоление работы сил трения в триботехнической паре, например, в паре колесо-рельс W_f;.

$$\delta\eta = \delta W_f E_{\eta/W_f}$$

1.4) определяется изменение показателей ресурсоемкости и экономической эффективности r_k по изменению коэффициента использования энергоресурсов δη:

$$\delta r_k = \delta_\eta E_{\eta/W_r}$$

II. Вторая часть алгоритма включает определение абсолютных значений изменения ресурсопотребления и оценку показателей экономической эффективности и уровня экологической чистоты технологии.

III. Заключительная часть содержит определение наилучшего варианта мероприятий по многокритериальному подходу или формирование объемов и характера организационных и технико-экономических мероприятий при заданных ограничениях.

Отметим, что в качестве критерия эколого-экономической эффективности технологии может быть использован такой относительный показатель как рост коэффициента использования энергоресурсов на рубль дополнительных капиталовложений. Этот показатель наиболее объективно оценивает степень улучшения технологического уровня и экономическую эффективность решения.

Как следует из зависимости $\eta_{и.эн}$ от f_T – коэффициента трения и вытекающих зависимостей для показателей экономической эффективности, для улучшения экологических и экономических показателей f_T необходимо снижать. Однако допустимый уровень снижения f_T определяется надежностью работы трибосистемы в условиях достаточно широкого диапазона значений факторов внешней среды (температуры, влажности, загрязнений, колебания внешних нагрузок).

Эти ограничения, в свою очередь, выступают как факторы, определяющие предельные возможности повышения коэффициента использования энергоресурсов $\eta_{и.эн}$. Остается еще один путь повышения $\eta_{техн}$. Это переход к работам при высоких скоростях. Но этот путь является весьма энергоемким. Социально-производственная система при этом переходит в новый технологический цикл, который все менее удален от последующих технологических циклов и предельного, после которого система теряет устойчивость. Таким образом, энергоемкое повышение коэффициента использования энергоресурсов ведет к снижению устойчивости системы, к снижению ее надежности.

В силу сказанного, важнейшим является вопрос снижения потерь от непроизводительного трения, организация триботехнических параметров, соответствующих конкретным условиям эксплуатации или «подтягивание» эксплуатационных показателей до соответствия их триботехническим условиям. В этом проблема и основа экономичности и экологичности современных систем любого уровня интеграции.

Выводы

1. Представленные показатели оценки эколого-экономического уровня трибосистем, такие как коэффициент технологического уровня и пропорциональный ему коэффициент использования энергоресурсов, объективно характеризуют долю ресурсов, используемых для реализации потребительных свойств продукции в общей величине их потребления и являются показателями эколого-экономической эффективности производственной системы.

2. Рост указанных коэффициентов позитивно изменяет эколого-экономическую эффективность производственных систем, выражение (1).

3. Коэффициент технологического уровня и коэффициент использования энергоресурсов функционально связаны с величинами коэффициента трения, реализуемыми на различных уровнях и участках производственных трибосистем.

4. Повышение коэффициента использования энергоресурсов за счет снижения коэффициента трения эффективно, но ограничено требованиями надежности работы трибосистем в условиях широкого диапазона значений факторов внешней среды, выражение (2).

Для обеспечения надежной работы производственных трибосистем необходима минимизация затрат на непроизводительное трение. Это может быть обеспечено соответствием текущих эксплуатационных показателей текущим естественно реализуемым время-переменным триботехническим условием. Либо задача может носить обратный характер: обеспечение технологическим путем таких время-переменных триботехнических параметров производственной системы, которые соответствовали бы выдвинутым эколого-экономическим ограничениям и критериям, выражение (3).

[1] Романова А.Т. Экономическое прогнозирование топливно-энергетического баланса железнодорожного транспорта в условиях научно-технического прогресса и ограничений на ресурсы: дис. ... д-р. экон. наук: 08.00.05. - М., 1995. – 420 с.

[2] Лужнов Ю.М. Нанотрибология сцепления колес с рельсами. Реальность и возможности. – М.: Интекст, 2009. – 176 с.

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НА КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНОГО МАТЕРИАЛА ПРИ СКОЛЬЖЕНИИ ПО СТАЛИ

Рощин М.Н.

E-mail: roschin50@yandex.ru

Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН, Москва.

Работа посвящена высокотемпературным лабораторным трибологическим испытаниям углерод-углеродного композиционного материала. Установлено, что в диапазоне температур от 20 ℃ до 350 ℃ материал УУКМ может применяться, как антифрикционный материал, при температуре более 350 ℃, как фрикционный.

Ключевые слова: трение, коэффициент трения, нагрузка, высокотемпературные испытания, контактное давление, УУКМ.

THE EFFECT OF TEMPERATURE ON COEFFICIENT OF FRICTION OF CARBON-CARBON MATERIAL AT SLIDING ON STEEL

Roshchin M. N.

The work is devoted to high-temperature laboratory tribological tests of carbon-carbon composite material. It was found that in the temperature range from 20 ℃ to 350 ℃ material UUCM can be used as an antifriction material at a temperature of more than 350 ℃, as a friction.

Key words: friction, coefficient of friction, load, high-temperature tests, contact pressure, UUCM.

Введение

Обеспечения работоспособности узлов трения в условиях высоких температур очень актуальна практически во всем машиностроительном комплексе и обусловлена низкой надежностью и большими затратами на восстановительный ремонт высокотемпературных узлов трения, для которых невозможно применения смазочных масел. Практически это узлы трения работающие при температуре больше 300 ^{0}C. В этой огромной экономической нише народного хозяйства остро выделяются проблемы высокотемпературной трибологии в двигателестроении, особенно в авиационных авиадвигателях. Большой интерес при создании узлов трения представляют углерод-углеродные композиционные материалы (УУКМ), содержащие углеродный армирующий элемент в виде дискретных волокон. Достоинствами УУКМ являются малая плотность (1,3 – 2,1 т/м3); высокие теплоемкость, сопротивление тепловому удару, эрозии и облучению; низкие коэффициенты трения и линейного расширения; высокая коррозионная стойкость; широкий диапазон электрических свойств (от проводников до полупроводников); высокие прочность и жесткость. Уникальной особенностью УУКМ является увеличение прочности в 1,5-2,0 раза и модуля упругости при повышении температуры [1].

Подшипники скольжения на основе графитов, обладают малым коэффициентом трения, высокими теплопроводностью и стойкостью в агрессивных средах. Особенно эффективно их применение в узлах трения, где другие антифрикционные материалы, требующие смазки, не работают из-за высоких или низких температур и агрессивности среды. Применение УУКМ в узлах трения, по сравнению с графитовыми материалами, является перспективной задачей, поскольку в условиях пуска и останова оборудования, когда возможен значительный перепад температуры в зоне трения, углеродные материалы не склоны к терморастрескиванию.

Цель работы - определение триботехнических характеристик перспективного углерод-углеродного композиционного материал марки «Арголон-2D», работоспособного в широком диапазоне температур (0–700 ^{0} C).

Для проведения триботехнических испытаний был изготовлен высокотемпературный стенд ВТМТ-1000, обеспечивающий режим трения образцов по пальчиковой схеме в интервале температур 0–700 ^{0}C в условиях диапазона нормальных нагрузок 50–500 Н. С учетом термоизоляции узел нагрева позволяет разогревать испытуемые образцы до температуры 1000 ^{0}C. В процессе испытаний осуществлялся контроль нагрузки на испытуемые образцы, скорость вращения шпинделя установки, время испытаний. Регистрация момента трения и осуществляется с использованием тензометрических датчиков ZET 7111 Tensometer CAN. Данные передаются в цифровом виде по интерфейсу CAN 2.0 используя протокол Modbus. Измерение температуры нижнего стального образца (нагреваемого до заданной температуры) , осуществлялся термопарой хромель-алюмель с регистрацией на приборе с использованием датчиков температуры ZET 7120 TermoTC-CAN. Диапазон контроля при использовании на входе датчика ТХА 1200 ^{0}C.

Для испытаний использовался объемно-армированные углерод-углеродные композиционные материалы марки «Арголон-2D», производства ОАО «Композит». Благодаря своим структурным особенностям материал обладает [2]

низкими значениями коэффициента теплопроводности при высоких температурах, 6-20 Вт/(м·К), а также имеет следующие физико-механические свойства при 20^{O}C: $\sigma_{сж}$(Y) = 25-100 МПа, $\sigma_{р}$(Y) = 80-160 МПа. Испытания проводились на образцах 10х10х8 мм, изготовленных их УУКМ, в паре трения со сталью 40Х13. Площадь контакта составляла 300 мм^2 , средний диаметр расположения образцов – 66 мм, линейная скорость – 0,162 м/с, осевая нагрузка: 6,7; 9; 15; 20; 30 кг. Измерение момента трения осуществлялось от температуры 20^0C до 700^0C с шагом 100^0C [3].

В результате испытаний было установлено, что в диапазоне температур 20^0C до 300^0C коэффициент трения монотонно падает, рис. 1, а в диапазоне температур 300^0C до 700^0C коэффициент трения монотонно растет. УУКМ имеет низкий коэффициент трения ~0,2 в условиях трения при нормальной температуре, с ростом температуры сначала уменьшается достигая минимума при 300 С, затем увеличивается, что вероятно связано со структурными изменениями.

Выводы.

Проведенные исследования показали, что в диапазоне температур от 20^0C до 350^0C материал УУКМ может применяться, как антифрикционный материал, при температуре более 350^0C, как фрикционный.

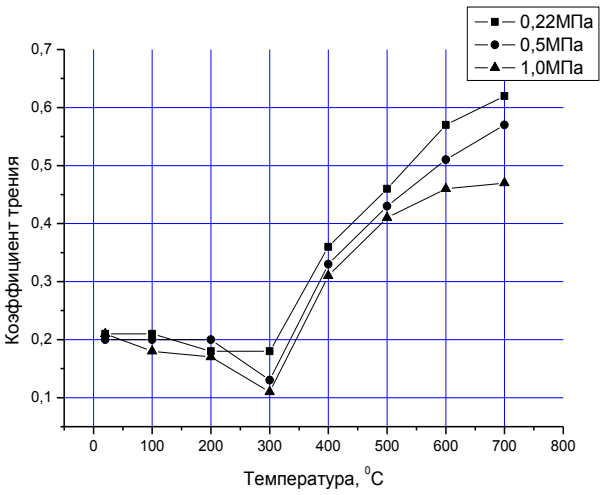


Рис. 1. **Зависимость коэффициента трения от температуры**

[1] Новые материалы. Колл. авторов. Под научной редакцией Ю.С. Карабасова. – М: МИСИС. – 2002 – 736 с.
[2] http://www.kompozit-mv.ru/index.php/ru/nemetallicheskie-materialy/42-ob-emno-armirovannye-uglerod-uglerodnye-kompozitsionnye-materialy.
[3] Рощин М.Н. Исследование фрикционных свойств материалов при высоких температурах// Современные проблемы теории машин: Материалы VI международной научно-практической конференции. – Новокузнецк: НИЦ МС, 2018. – №6, с.7-9.

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ УПРУГОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ЗАДАЧ ДЛЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ

[1]Рыбкин Н.Н, [1]Зернин М.В.

E-mail: rnikolai@mks.ru

[1]Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия.

Изложены возможности программного обеспечения для моделирования специализированного класса задач подшипников жидкостного трения. Представлены методики конечно-элементного моделирования течения жидкости идеального цилиндрического подшипника скольжения, учет влияния поверхностных повреждений рабочих поверхностей, учет радиальной податливости, учет податливости на основе трехмерного конечно-элементного моделирования упругого деформирования деталей.

Ключевые слова: подшипник скольжения, гидродинамическое трение, метод конечных элементов, программное обеспечение.

FINITE ELEMENT MODELING OF ELASTIC HYDRODYNAMIC PROBLEMS FOR CYLINDRICAL JOURNAL BEARINGS

Rybkin N.N, Zernin M.V.

The article presents the functional of software for modeling a specialized class of problems of friction bearings. The methods of finite element modeling of fluid flow of an ideal cylindrical friction bearing, the method of influence of surface damages of working surfaces, the method of influence of radial suppleness, the method of influence suppleness based on three-dimensional finite element modeling of elastic deformation of bearings parts are described.

Keywords: cylindrical friction bearing, hydrodynamic friction, finite elements method, software products.

На сегодняшний день рынок программного обеспечения для расчета подшипников жидкостного трения можно разделить на две основные группы. К первой относятся универсальные пакеты, предназначенные для решения широкого класса инженерных задач. Вторую группу составляют специализированные программные продукты, для расчета подшипников жидкостного трения, предназначенные для решения ограниченного класса задач. Существующие универсальные пакеты требуют больших расходов на приобретение лицензии, а также высокой квалификации пользователя, причем, многие задачи расчета подшипников не могут быть смоделированы с их помощью. Для решения специализированного класса задач подшипников жидкостного трения нами был разработан программный комплекс BBFEM2.0 (Bearing Builder Finite Element Method), в основу которого легли конечноэлементные методы расчета гидродинамики динамически нагруженных подшипников скольжения (ПС) на основе двухмерных уравнений Рейнольдса [1; 2]. В этих статьях изложены основные алгоритмы и варианты их реализации с учетом различных факторов, влияющих на гидродинамику ПС.

Комплекс программ BBFEM2.0, состоящий из 12 подпрограмм, имеет современный интерфейс для подготовки исходных данных и представления результатов расчетов. Поддерживается импорт геометрии из внешнего препроцессора Femap, а также импорт нагружения из Excel. Реализован механизм сравнения нескольких расчетов в режиме “на одном графике”. Выполнены расчеты [3-10] гидродинамических характеристик ПС нескольких машин при статическом и динамическом характере прикладываемой нагрузки. С помощью программного комплекса вычисляются гидродинамические давления, потоки истекающей жидкости, траектория движения вала в подшипнике и пр. На основе этих данных определяются такие критерии работоспособности ПС, как минимальный зазор, максимальное давление, потери мощности и др.

В течение последних нескольких лет нами построены и программно реализованы методики расчетов гидродинамики ПС по следующим направлениям.

Конечноэлементное моделирование течения жидкости в цилиндрическом ПС идеальной формы.

Дискретизация гидродинамических задач посредством построения нерегулярных сеток КЭ на современных ЭВМ позволяет описать различные геометрические особенности ПС. При оценке эффективности конечноэлементных моделей течения жидкости в цилиндрических ПС, в работе [3] показана предпочтительность простейших треугольных конечных элементов (КЭ) первого порядка с использованием соответствующих зависимостей, приведённых, в частности, в статье Д. Букера и К. Хюбнера [1].

На рис. 1 приведена схема цилиндрического ПС. На ней использованы следующие обозначения: d —диаметр вала; D — диаметр рабочей поверхности подшипника (расточки); x, y, z — декартовы координаты в плоскости, перпендикулярной оси подшипника, и вдоль оси; θ — угловая координата; ω — скорость вращения вала в подшипнике; ex и ey — проекции эксцентриситета (удаления центра вала от центра расточки подшипника) на координатные оси; Fx и Fy — проекции на координатные оси нагрузки, действующей на вал.

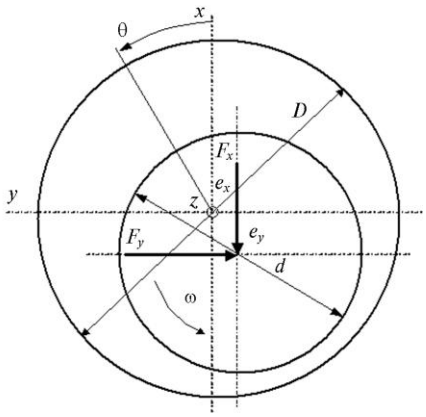


Рис. 1. **Схема цилиндрического подшипника скольжения**

Геометрические и кинематические граничные условия уравнения Рейнольдса определяются зависимостями, описывающими геометрию (толщину) зазора между поверхностями h. Для цилиндрического подшипника скольжения такая зависимость в полярной системе имеет вид

$$h = C - e_x\cos\theta - e_y\sin\theta. \qquad (1)$$

Нами выполнен конечноэлементный анализ течения смазывающей жидкости в шатунных подшипниках насосной установки УНП55-250. Ширина подшипника — 70 мм; диаметр вала — 92,21 мм; диаметр втулки — 92,25 мм; динамическая вязкость смазочного материала — 0.0277 Па·с; радиус кривошипа — 34 мм; длина шатуна — 245 мм; угловая скорость — ω = 43,03 рад/с. [3].

На рис. 2 и 3 приведены круговая диаграмма зазора и эпюра давлений в смазочном слое

Учет влияния повреждений рабочих поверхностей.

Учет несовершенств нецилиндрических рабочих поверхностей заключается в добавлении в формулу (1) дополнительных слагаемых (дополнительных толщин масляного слоя). Программный интерфейс позволяет создать различные виды поверхностных дефектов: участки с выкрашиванием антифрикционного слоя, изношенные участки, царапины и др. На рис. 4 показаны такие дополнительные толщины вследствие выкрашивания участка слоя, а на рис. 5 – соответствующая эпюра давлений.

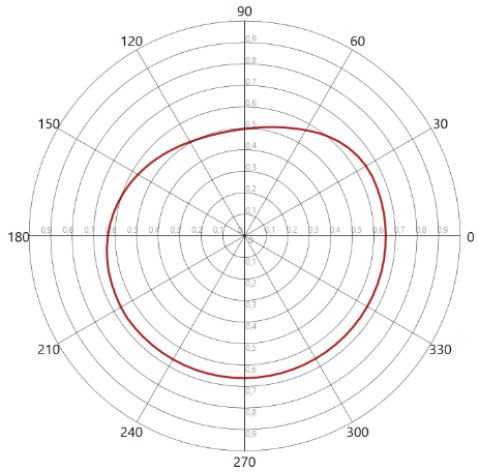


Рис. 2. **Круговая диаграмма относительного зазора**

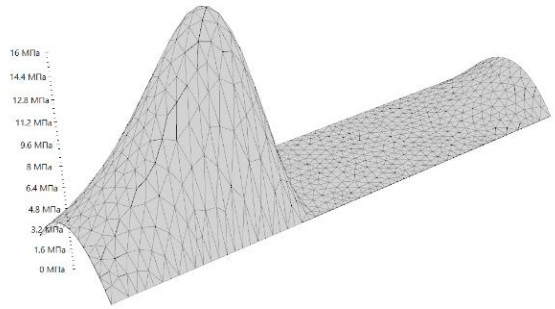


Рис. 3. **Двухмерная эпюра давлений шатунного подшипника насосной установки УНП-55 при угле поворота вала 95°**



Рис. 4. **Дополнительные толщины от поверхностного дефекта "участок выкрашивания"**

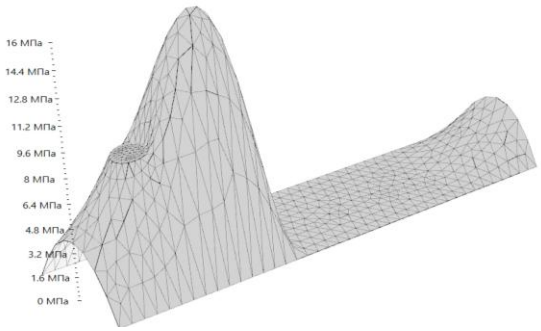


Рис. 5. **Эпюра давлений в шатунном подшипнике насосной установки УНП-55 при угле поворота вала 95° при поверхностном дефекте " участок выкрашивания"**

Методика учета нецилиндрических рабочих поверхностей.

Учет несовершенств нецилиндрических рабочих поверхностей также заключается в добавлении в формулу (1) дополнительного слагаемого, связанного с толщиной, а также изменением граничных условий узлов конечноэлементной сетки.

Программный интерфейс (рис. 6) позволяет создать различные отклонения формы рабочих поверхностей вала и подшипника от цилиндрической: эллиптичность, отверстия для подачи смазочного материала, дефекты изготовления, (конусность, бочкообразность, огранка вала и т.п.); перекос осей вала и подшипника. На рис. 7 приведена двухмерная эпюра давлений при наличии системы канавок.

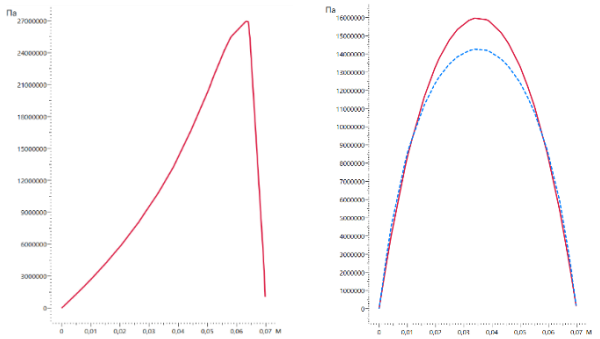


Рис. 6.Одномерная эпюра **давлений при перекосе осей вала и подшипника, сравнение давлений шатунного подшипника насосной установки УНП-55 при угле поворота вала 95° и сечении при 115° для жесткого (сплошная линия) и податливого вкладыша (пунктир).**

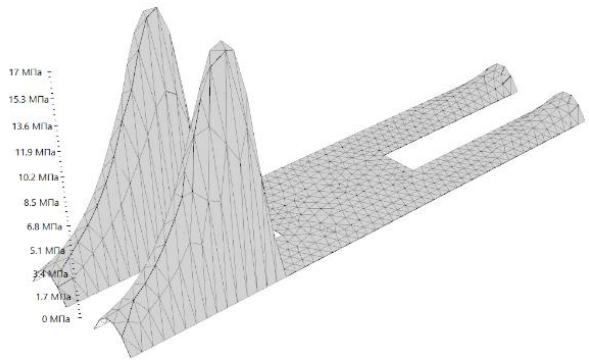


Рис. 7. **Двухмерная эпюра давлений шатунного подшипника насосной установки УНП-55 при угле поворота вала 95° при наличии системы канавок**

Учет радиальной податливости в гидродинамической задаче для цилиндрического ПС.

Идея учета податливости заключается в дополнении зависимости (1) для расчета зазоров при недеформируемых поверхностях слагаемым, учитывающим деформацию поверхностей. При использовании простейших вариантов учета радиальной податливости на основе гипотезы винклеровского основания [11] зависимость для толщины смазочного слоя сводится к виду

$$h = C - e_x\cos\theta - e_y\sin\theta + (k_в + k_{ВКЛ}) \times p. \qquad (2)$$

Последнее слагаемое представляет давление в данной точке масляного слоя, а в скобках

суммируются коэффициенты радиальной податливости вала и вкладыша [6;11].

Полученные результаты для конкретного ПС подтвердили известные выводы о влиянии податливости поверхностей на параметры гидродинамики. С увеличением податливости максимальное давление снижается. Этот факт объясняется тем, что при более податливых поверхностях площадка гидродинамического контактирования становится больше, а максимальное давление – соответственно меньше.

Учет податливости на основе трехмерного конечноэлементного моделирования упругого деформирования деталей ПС.

Для учета упругой податливости деталей подшипникового узла зависимости для расчета зазоров при недеформируемых поверхностях дополняются слагаемым, учитывающим деформацию поверхностей. Наиболее общий вариант определения деформаций – решение трехмерной упругой задачи по МКЭ.

В целях снижения трудоемкости в качестве основного типа КЭ для трехмерной упругой задачи выбран двадцатиузловой КЭ третьего порядка. По сравнению с традиционно используемым двадцатиузловым КЭ второго порядка с совместными функциями формы, добавлены несовместные функции формы третьего порядка по каждой координате. Построенный таким образом «квазисовместный» КЭ сохраняет точность при очень больших (более 100) соотношениях сторон КЭ [12-13]. Это позволяет использовать экономичные объемные модели подшипниковых узлов (рис. 8), имеющих тонкие слои, например – слои антифрикционного материала.

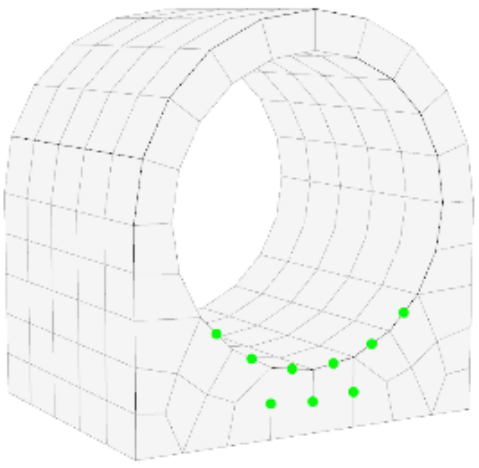


Рис. 8. **Дискретизация конструкции подшипника 20-ти конечными квазисовместными конечными элементами**

Взаимосвязь гидродинамической и упругой задач реализуется посредством учета давлений и изменения геометрии деталей (изменение зазоров между их поверхностями): полученные в результате решения гидродинамической задачи давления должны быть учтены в качестве силовых граничных условий в упругой задаче; полученные в результате решения упругой задачи перемещения рабочих поверхностей должны быть учтены в следующей итерации решения гидродинамической задачи.

В результате решения ГД-задачи на треугольной сетке КЭ имеем значения давлений в узлах. В пределах каждого треугольного КЭ реализована билинейная интерполяция давлений. На основе этих данных строится полиномиальная аппроксимация для эпюры давлений. Далее выделяются отдельные полиномиальные формулы для давлений на грань каждого из КЭ упругой задачи, поверхность которого является частью рабочей поверхности узла трения. Для этих целей был использован метод двумерного численного интегрирования, известный как квадратура Гаусса - Лежандра [12].

Интерфейс программы позволяет сравнивать результаты двух и более вариантов расчетов (рис. 9).

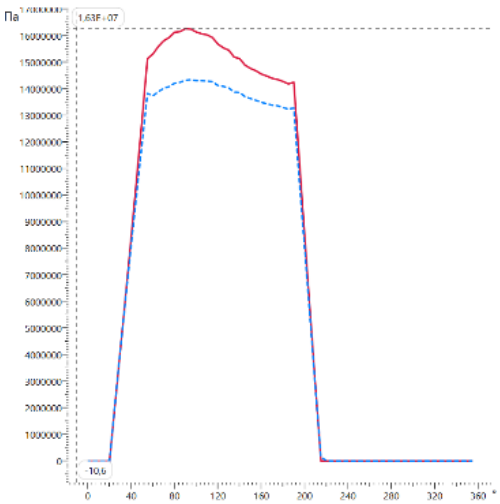


Рис. 9. **Сравнение максимальных давлений шатунного подшипника насосной установки УНП-55 по всей развертке для жесткого (сплошная линия) и податливого корпуса ПС (пунктир)**

Разработка методики учета влияния переменного поля температуры.

Выделение тепла при сдавливании масляного слоя приводит к изменению вязкости масла и к термоупругому деформированию деталей при неоднородном поле температур. Для учета таких эффектов необходимо решать температурную задачу – определение поля температур с учетом всех вариантов теплообмена между маслом, упругими деталями и внешней средой. Такая задача тоже может быть решена по МКЭ, и в данный момент продолжается построение алгоритма с приемлемой трудоемкостью.

[1] Букер, Д.Ф., Хюбнер К.Х. Применение метода конечных элементов в теории смазки: инженерный подход // ТАОИМ. Проблемы трения и смазки. – 1972. - № 4. - С. 22-33.
[2] Генка, П.К. Динамически нагруженные радиальные подшипники. Расчет методом конечных эле-ментов // ТАОИМ. Проблемы трения и смазки. – 1984. - № 4. – С. 10-20.

[3] Зернин М.В., Мишин А.В., Банщиков Ф.В. Гидродинамический расчет различных вариантов исполнения шатунных подшипников скольжения насосной установки УНП55-250// Вестник БГТУ, 2007 (16), №4. Брянск: - С. 73-79
[4] Мишин А.В., Зернин М.В.. Конечноэлементная методика расчета динамически нагруженных подшипников скольжения с учетом отклонений формы рабочей поверхности от цилиндрической // Сборка в машиностроении и приборостроении. – 2008. - №2. – С. 43-54.
[5] Зернин М.В., Мишин А.В., Рыбкин Н.Н. Методика расчетной оценки предельных размеров дефектов поверхностей подшипников скольжения по критерию влиянию их на параметры гидродинамики// Вестник БГТУ. - 2013. - №3. - С.14-23.
[6] Рыбкин Н. Н., Зернин М. В. Реализация методики расчетной оценки на параметры гидродинамики подшипников скольжения с учетом радиальной податливости поверхностей // Вестник БГТУ. - 2013. - №4. - С.59-65.
[7] Зернин М.В., Мишин А.В., Рыбкин Н.Н., Шилько С.В. Гидродинамический анализ подшипников скольжения. Часть 1: Учет нецилиндричности рабочих поверхностей/// Трение и износ, 2014, Том 35, № 5. - С. 584-595.
[8] Зернин М.В., Мишин А.В., Рыбкин Н.Н., Шилько С.В, Рябченко Т. В. Учет многозонного гидродинамического трения, перекоса осей и контактной податливости вала и втулки подшипников скольжения // Трение и износ. 2017. Т. 38. № 3. С. 269-279.
[9] Zernin M.V., Rybkin N.N, Mishin A.V. Finite Element Models, Algorithms and BBFEM Software Versions for Thermoelastic Hydrodynamics Solution of Journal Bearings// International Conference on Mechanical Engineering, Automation and Control Systems (MEACS)/ 1-4 Dec. 2015 / Page(s): 1 – 4/ Print ISBN: 978-1-4673-8113-0/ INSPEC Accession Number: 15805208 / Conference Location : Tomsk DOI: 10.1109/MEACS.2015.7414939
[10] Zernin M.V., Mishin A.V., Rybkin N.N. Estimation of Hydrodynamic Parameters of Connecting Rod Plain Bearings of Pumping Plant of Powered Mine Support. // IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science 87 (2017) 082026 doi: 10.1088/1755-1315/87/8/082058
[11] Кузьменко А.Г., Зернин М.В. Обеспечение износостойкости изделий. Расчеты работоспособности подшипников скольжения (типа «вал - втулка») по критериям прочности и износостойкости. Расчет контактных давлений и напряжений при сухом и граничном трении: метод. рек. МР 215-86 - М.: Изд-во ВНИИНМАШ, 1986. – 69 с.
[12] М.В. Зернин, Н.Н. Рыбкин Алгоритмы эффективной организации взаимосвязей упругой и гидродинамической составляющих конечноэлементного моделирования упругогидродинамики узлов трения // Вестник Брянского государственного университета. - 2017. - Т.3 - №5(58). С. 4-14
[13] Зернин, М.В., Рыбкин Н.Н. Трехмерный конечный элемент для моделирования температурной, упругой и термоупругой составляющих в связанной задаче термоупругогидродинамики узлов трения // Вестник Брянского государственного технического университета. - 2016. - № 5. - С. 23-32.

ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ВКЛАДА ОКИСЛИТЕЛЬНЫХ РЕАКЦИЙ В ИЗНОС СИСТЕМЫ РЕЗАНИЯ

[1]Рыжкин А.А., [1]Боков А.И., [1]Моисеев Д.В.[*], [1]Голованев В.А.

E-mail: denisey2003@mail.ru

[1]Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону, Россия.

Из уравнения баланса энтропии получена формула для оценки интенсивности изнашивания, в которой учтен вклад в производство энтропии от химических реакций. Расчет скоростей образования оксидов на «пятнистой» поверхности твердого сплава и интенсивности окислительного изнашивания выполнен на основе электрохимической теории Вагнера; в полученную формулу входят все легко определяемые или табличные данные оксидов.

Ключевые слова: уравнение баланса энтропии, окислительный износ, скорость роста пленки, интенсивность изнашивания.

THEORETICAL ESTIMATION OF THE CONTRIBUTION OF OXIDATIVE REACTIONS IN THE WEAR OF THE CUTTING SYSTEM

Ryzhkin A.A., Bokov A.I., Moiseev D.V., Golovanev V.A.

A formula for estimation of the intensity of wear from the equation of the entropy balance is obtained; it takes into account the contribution to the production of entropy from chemical reactions. Calculation of formation rates of oxides on the "spotted" surface of hard alloy and of the intensity of oxidative wear is based on the electrochemical Wagner theory; the resulting formula includes all easily identifiable or tabular oxide data.

Keywords: equation of the entropy balance, oxidative wear, film growth rate, intensity of wear.

Введение

Современное машиностроение характеризуется дальнейшим повышением удельного веса твердых сплавов (ТС) для оснащения формообразующего, в том числе и режущего инструмента. Его применение на станках с ЧПУ, ПМ и ГПС позволяет использовать скорости резания 300-500 м/мин. В этих условиях твердосплавные инструменты работают в тепловых режимах, достигающих предела теплостойкости, и подвергаются в основном диффузионному и окислительному видам изнашивания.

Изыскание новых и совершенствование существующих методов теоретической оценки

характеристик износа является ключевой проблемой науки о трении и износе, так как теоретические зависимости позволяют прогнозировать работоспособность пары трения (независимо от того, речь идет о классической паре трения или специфической паре «инструмент-деталь») и эффективно управлять их износостойкостью.

Развитие энтропийного подхода к оценке интенсивности изнашивания теплонагруженной пары трения.

Пара трения «инструмент-деталь» - открытая термодинамическая система, обменивающаяся энергией и массой с окружающей средой, что позволяет для описания ее поведения использовать уравнение баланса энтропии [1]:

$$\frac{d}{d\tau}\int_V \Delta S dV = \int_V \sigma[S]dV - \int_V div[S]dV = P[S] - \Phi[S], \quad (1)$$

где P[S] – производство энтропии, Φ[S] – поток энтропии.

На образование частицы износа объемом V затрачивается не вся накопленная энтропия P[S]-Φ[S], а ее часть, учитываемая коэффициентом k.

Исходное уравнение для расчета интенсивности изнашивания имеет вид [2]:

$$k\int_0^\tau\int_V \sigma[S]dVd\tau = \int_V \Delta S dV, \quad (2)$$

откуда скорость общего износа $\frac{dV_и}{d\tau}$ равна:

$$\frac{dV_и}{d\tau} = \frac{\int_V \sigma[S]dV}{\Delta S}\cdot k. \quad (3)$$

Если P – площадь контакта при трении, то скорость износа $\frac{dV_и}{d\tau}$ будет равна:

$$\frac{dV_и}{d\tau} = \frac{P\int_0^h \sigma[S]dx}{\Delta S}\cdot k. \quad (4)$$

Интенсивность изнашивания оценивается зависимостью:

$$J = \frac{dV_и}{d\tau}\cdot\frac{1}{P\upsilon}, \quad (5)$$

или с учетом (4):

$$J = \frac{P\int_0^h \sigma[S]dx}{\upsilon\cdot\Delta S}\cdot k. \quad (6)$$

Здесь: υ – скорость трения, h – линейный износ.

В числитель выражения (6) входит плотность энтропии, накопленная изнашиваемым материалом от механо-физико-химических процессов в контактной зоне – тепловых, химических, вязкотекучих, диффузионных и термоэлектрических. Тепловой канал диссипации энергии трения в уравнении (6) может быть учтен плотностью накопленной в материале энтропии:

$$P[S] - \Phi[S] = \int_0^h \lambda\left[\left(\frac{\partial T}{\partial x}\cdot\frac{1}{T}\right)^2 - \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\cdot\frac{1}{T}\right]dx. \quad (7)$$

Для расчета интенсивности окислительного изнашивания твердых сплавов будем использовать зависимость (5), а также иметь в виду:

1. твердые сплавы как гетерогенные структуры являются идеальными растворами, поэтому при расчете скорости окисления сплава все его термодинамические параметры – энергия Гиббса ΔG, энтальпия ΔH, энтропия ΔS, теплоемкость C_p оцениваются по правилу аддитивности с учетом доли каждого компонента сплава [4];
2. образование оксидов составляющих структуры твердых сплавов и их доли в общей массе оксида принимаются в таком же соотношении, как и сами компоненты в сплаве;
3. параметры окисления каждого компонента твердого сплава (карбиды, нитриды, металлическая связка) будут находиться отдельно, и по правилу аддитивности определяться параметры всего сплава.

Оценка толщины пленки оксида для однокарбидного сплава.

Рассмотрим простой случай окисления однокарбидного сплава, содержащего карбид вольфрама WC и в качестве связки - кобальт Co. на рис. 1 представлена схема с «пятнистой» поверхностью сплава с первичной пленкой толщиной h, контактирующей с атмосферой [5].

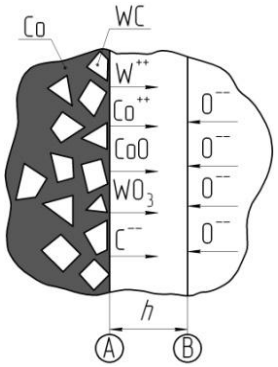


Рис. 1. **Схема образования оксидной пленки на однокарбидном твердом сплаве ВК8**

Образование пленки оксида по электрохимическому механизму. За основу примем ионно-электронную теорию Вагнера роста оксидной пленки, согласно которой в пленке толщиной h за счет сил электрического поля, создаваемого разностью потенциалов на внешней (B) и внутренней (A) поверхностях оксида (рис.1), осуществляется направленная миграция ионов структурных составляющих твердого сплава – вольфрама и кобальта. При их взаимодействии с ионами кислорода образуются оксиды WO_3 и CoO.

Пленка – своеобразный гальванический элемент, у которого граница А является анодом (отдает в пленку ионы металла и электроны), а граница В – катодом, где атомы кислорода ассимилируют электроны.

Скорость роста пленки $\frac{\mathrm{dh}}{\mathrm{d}\tau}$ зависит от силы тока I в этом микрогальваническом элементе [6, 7].

$$\frac{\mathrm{dh}}{\mathrm{dt}} = BI\,, \qquad (8)$$

Сила тока I равна:

$$\mathrm{I} = \frac{\mathrm{E}_0}{\mathrm{R}}\,, \qquad (9)$$

где: E_0 – ЭДС микроэлемента (потенциал электрического поля в пленке), R – его омическое сопротивление. С другой стороны [5]:

$$\mathrm{E}_0 = \frac{\Delta G}{nF}\,, \qquad (10)$$

где: n – валентность металла в реакции; ΔG находится из известного соотношения $\Delta G = \Delta H - T\Delta S$:

$$\mathrm{E}_0 = \frac{\Delta \mathrm{G}}{\mathrm{nF}} = \frac{\Delta \mathrm{H} - \mathrm{T}\Delta \mathrm{S}}{\mathrm{nF}}\,. \qquad (11)$$

Если в реакции одновременно участвуют i элементов системы, то согласно правилу аддитивности, все термодинамические потенциалы (G, H, S, C_p) для гетерогенной системы определяются как сумма «долевых участий» этих элементов (с учетом доли каждого).

Тогда для гетерогенной системы зависимость (11) принимает вид:

$$\mathrm{E}_0 = \frac{1}{F}\sum_1^K \frac{\Delta G_i}{n_{0i}}\eta_i\,. \qquad (12)$$

В (12): η_i – массовая доля окисляемого соединения в базовом сплаве. К примеру, твердый сплав ВК8 (92%WC+8%Co) окисляется с образованием оксидов WO_3 и CoO, при этом $\Delta \mathrm{H}_{\mathrm{WO_3}} = -840{,}9$ кДж/моль, а $\Delta \mathrm{H}_{\mathrm{CoO}} = -239{,}1$ кДж/моль. При известных из таблиц [8] энтропиях оксидов WO_3 и CoO рассчитывали $\Delta \mathrm{G}_{\mathrm{WO_3}}$ и $\Delta \mathrm{G}_{\mathrm{CoO}}$ и величину E_0 по (12):

$$\mathrm{E}_0 = \frac{1}{\mathrm{F}}\left(\frac{\Delta \mathrm{G}_{\mathrm{WO_3}}}{\mathrm{n_W}}\eta_{\mathrm{WO_3}} + \frac{\Delta \mathrm{G}_{\mathrm{CoO}}}{\mathrm{n_{Co}}}\eta_{\mathrm{CoO}}\right) =$$

$$= \frac{1}{96{,}5}\left[\frac{865{,}7}{7}\cdot 0{,}92 + \frac{215{,}5}{2}\cdot 0{,}08\right] = \frac{133{,}65}{96{,}5} = 1{,}38\,\mathrm{B}.$$

Коэффициент переноса массы B в формуле (8) равен $\frac{M}{P\gamma F}$, где M – молярная масса образующегося оксида [7], равная $\frac{M_V\gamma}{m\cdot n}$, P – площадь пленки оксида, F – число Фарадея, m – число атомов металла в оксиде (для WO_3 m=1), n – валентность металла (для оксида WO_3 n=6), γ – плотность оксида. Для оксида вольфрама WO_3:

$$\mathrm{M}_{\mathrm{WO_3}} = \frac{\gamma_{WO_3} M_{WO_3}}{m\cdot n} = \frac{6{,}47\cdot 31{,}5}{1{,}6} = 34\,\text{г}.$$

Окончательно:

$$\mathrm{B} = \frac{1}{\mathrm{FP}}\sum_1^{\mathrm{K}}\frac{\mathrm{M}^{\mathrm{i}}_{\mathrm{MeX}}}{\gamma_{\mathrm{MeX}}} = \frac{1}{\mathrm{FP}}\left(\frac{\mathrm{M}_1}{\gamma_1} + \ldots + \frac{\mathrm{M}_{\mathrm{i}}}{\gamma_{\mathrm{i}}}\right), \qquad (13)$$

где M_1, …, M_i – молярные массы образующихся оксидов WO_3 и CoO.

Не приводя далее оценки величины омического сопротивления пленки оксида R (в нашем случае – это внутреннее сопротивление предполагаемого нами микрогальваноэлемента), приняв, что произведение чисел переноса электронами и ионами разных знаков разных знаков $n_э(n_к+n_A)=1$, в итоге получим:

$$\frac{\mathrm{dh}}{\mathrm{d}\tau} = \frac{1}{\mathrm{F}^2}\sum_1^{\mathrm{K}}\left(\frac{\mathrm{M}}{\gamma_{\mathrm{i}}\mathrm{m_i n_i}}\eta_{\mathrm{i}}\right)\sum_1^{\mathrm{K}}\left(\frac{\Delta \mathrm{G}_{\mathrm{i}}}{\mathrm{m_i n_i}}\eta_{\mathrm{i}}\right)\sum_1^{\mathrm{K}}\left(\frac{\eta_{\mathrm{i}}}{\rho_{\mathrm{i}}\mathrm{h}(\tau)}\right), \qquad (14)$$

где: $\sum_1^{\mathrm{n}}\frac{1}{\rho_i}$ - суммарная удельная проводимость гетерогенной пленки оксида; $h(\tau)$ – толщина пленки оксида в момент времени τ. Строго говоря, толщина пленки $h(\tau)$ (последний сомножитель в правой части выражения (14)) есть функция времени, поэтому, заменяя $\frac{1}{\mathrm{h}(\tau)}$ в (14) на $\left(\frac{dh}{d\tau}\right)^{-1}$, получим:

$$\frac{dh}{d\tau} = \frac{1}{F}\sqrt{\sum_1^K\left(\frac{M_i\eta_i}{\gamma_i m_i n_i}\right)\sum_1^K\left(\frac{\Delta H_{\mathrm{i}} - T\Delta S_{\mathrm{i}}}{m_i n_i}\eta_i\right)\sum_1^K\left(\frac{\eta_i}{\rho_i}\right)}\,. \qquad (15)$$

Теоретические зависимости (14) и (15) применимы для оценки доли интенсивности окислительного износа в общем износе лезвийного твердосплавного инструмента по уравнению:

$$\mathrm{J} = \frac{\int_0^h \lambda\left[\left(\frac{\partial T}{\partial x}\cdot\frac{1}{T}\right)^2 - \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\cdot\frac{1}{T}\right]dx}{\upsilon S}\,\mathrm{k} + \frac{\frac{1}{F}\sqrt{\sum_1^K\left(\frac{M_i\eta_i}{\gamma_i m_i n_i}\right)\sum_1^K\left(\frac{\Delta H_{\mathrm{i}} - T\Delta S_{\mathrm{i}}}{m_i n_i}\eta_i\right)\sum_1^K\left(\frac{\eta_i}{\rho_i}\right)}}{\upsilon S}\,k\,. \qquad (16)$$

Для упрощения расчетов была составлена вспомогательная табл. 1 исходных данных сплава Т15К6 и оксидов его структурных составляющих.

Таблица 1. **Исходные данные для расчета J для сплава Т15К6**

Фаза	WC	TiC	Co
Оксид	WO_3	TiO_2	CoO
$\Delta H \cdot 10^3$, Дж/моль	-840,9	-944,0	-239,1
ΔS, Дж/моль·град.	83,3	90,3	52,3
γ, г/см^3	6,47	3,84	5,7
Молек. объем оксида M_V, см^3	31,5	18,8	12,3
Кол-во атомов металла в оксиде m	1	1	1
Валентность (n)	6	4	2
$M = \frac{M_V \gamma}{m \cdot n}$, г	34,2	11,34	35,05
ρ, Ом·м	$2 \cdot 10^3$	$3 \cdot 10^5$	$1 \cdot 10^6$
$\Delta G \cdot 10^3$, Дж/моль	767,2	901,1	192,9
$\frac{G}{m \cdot n}$	$127,9 \cdot 10^3$	$150,2 \cdot 10^3$	$32,2 \cdot 10^3$

Результаты расчетов величин J для тепловой компоненты и для оксидов WO_3, TiO_2 и CoO проводились для T=500°C по зависимости (16) и приведены в табл. 2.

Таблица 2. **Результаты оценки скорости и интенсивности изнашивания для оксидов**

Фаза	**Оксид**	$\frac{dh}{d\tau}$	$J^*_{оксид}$	J^*_{T15K6}	J_T
1	2	3	4	5	6
WC	WO_3	$4,8 \cdot 10^{-4}$	$2,75 \cdot 10^{-7}$	$2,20 \cdot 10^{-7}$	$9,45 \cdot 10^{-6}$
TiC	TiO_2	$2,47 \cdot 10^{-5}$	$0,16 \cdot 10^{-7}$		
Co	CoO	$1,11 \cdot 10^{-5}$	$0,016 \cdot 10^{-7}$		

Интенсивность изнашивания твердого сплава (по тепловому каналу) находилась по уравнению (17):

$$J_T = \frac{\lambda_1 m_1^2 \frac{Aq_{3П}}{T_{3П}} \left[\frac{A}{T_{3П}} \left(e^{-2m_1\delta} - 1 \right) - \left(e^{-m_1\delta} - 1 \right) \right]}{\upsilon S} k \quad (17)$$

В формуле (17) $\delta = \sqrt{6a_2\tau}$ – тепловой пограничный слой, a_2 – температуропроводность ТС, τ – время.

Для T = 500°C интенсивность изнашивания оказалась равна $J_T = 9,447 \cdot 10^{-6}$. При этом доля суммарного окислительного износа сплава J^*_{T15K6} (графа 6 табл. 2) от износа с учетом теплового канала J_T (графа 7 табл. 2) составляет $\frac{J^*_{T15K6}}{J_T} = \frac{2,202 \cdot 10^{-7}}{9,447 \cdot 10^{-6}} \cdot 100 = 2,33\%$.

По зависимости (17) были выполнены расчеты интенсивности изнашивания твердых сплавов марок ВК8, Т15К6 и КНТ-16. В табл. 3 представлены результаты только для сплава Т15К6, показывающие наличие температурного (скоростного) диапазона, в котором интенсивность изнашивания минимальна.

Таблица 3. **Влияние скорости резания на интенсивность окислительного износа ТС**

Сплав	**Интенсивность окислительного изнашивания $J \cdot 10^{-6}$ на скоростях, м/с**				
	2,72	4,36	5,44	6,5	7,5
Т15К6 – сталь 45	2,78	1,19	9,45	9,32	9,06

Заключение. На основании полученных в работе результатов можно сделать следующие обобщения:

- на основе энтропийного подхода к оценке интенсивности изнашивания теплонагруженных пар трения получена новая зависимость, учитывающая теоретические формулы для расчета скоростей реакций окисления структурных составляющих твердых сплавов;
- скорость реакций образования оксидов структурных компонент твердых сплавов получена, зная молярные массы образующихся оксидов и их потенциалы Гиббса;
- в итоговой расчетной формуле интенсивности изнашивания введен член, учитывающий вместо износа его изменение по времени;
- при температуре 500°C окислительный износ твердых сплавов не превышает 2,3% от общего износа; при увеличении температуры до 900°C этот показатель достигает 23% [1, 10].

[1] Рыжкин А.А. Обработка материалов резанием. - Ростов-на-Дону: Изд. центр ДГТУ, 1995. - 256 с.
[2] Рыжкин А.А. Синергетика изнашивания инструментальных режущих материалов. - Ростов-на-Дону: Изд. центр ДГТУ, 2004. - 322 с.
[3] Рыжкин А.А. Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов. - Ростов-на-Дону: Изд. центр ДГТУ, 2005. - 310 с.
[4] Ван Флек Л. Теоретическое и прикладное материаловедение: пер. с англ.. - М.: Атомиздат, 1975. - 472 с.
[5] Хауффе К. Реакции в твердых телах и на их поверхности: в 2-х т.. - М.: Изд-во иностр. лит., 1962.
[6] Кубашевский О., Гопкинс Б. Э. Окисление металлов и сплавов. - М.: Металлургия, 1965. - 428 с.
[7] Эванс Ю.Р. Коррозия и окисление металлов: пер. с англ.. - М.: Машгиз, 1962. - 856 с.
[8] Рябин В.А., Остроумов М.А., Свит Т.Ф. Термодинамические свойства веществ. Справочник. - Ленинград: Химия, 1977. - 389 с.
[9] Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М. Обработка материалов резанием. - Ростов-на-Дону: Изд. центр ДГТУ, 2008. - 419 с.
[10] Рыжкин А.А. Термодинамические основы повышения износостойкости инструментальных материалов: дис. д-ра техн. наук - Киев, 1985. - 452 с.

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНОГО РЕЖИМА ПРИ ТОЧЕНИИ

[1]Рыжкин А.А., [1]Моисеев Д.В., [1]Алиев М.М., [1]Климов М.М., [1]Олейникова Ю.А., [1]Тороп Ю.А.

E-mail: m_aliev62@mail.ru

[1]Донской Государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону, Россия.

Получена новая формула для расчета оптимальной скорости резания, где учтена деформационная характеристика процесса резания – усадка стружки, может использоваться на металлообрабатывающих предприятиях, когда требуется оперативно выбрать оптимальные режимы, например, при необходимости лезвийной обработки новых, в том числе, труднообрабатываемых материалов.

Ключевые слова: оптимальный режим резания, критерии оптимизации, тепловые потоки.

CALCULATION-EXPERIMENTAL METHOD FOR SELECTING OPTIMAL REGIME WHILE TURNING

Ryzhkin A.A., Moiseev D.V., Aliev M.M., Klimov M.M., Olejnikova J.A., Torop J.A.

A new formula to calculate the optimum cutting speeds, where the characteristic deformation of cutting process taken into account-the chips, shrinkage can be used on metal-working enterprises, when you want to quickly select the best modes, for example, if you want to handle new edge cutting, including difficult to machine materials.

Keywords: optimum cutting optimization criteria, heat flux.

Ранее сформулированы [1-3] термодинамические условия «выхода» системы резания, функционирующей в условиях интенсивного тепловыделения, на оптимальный режим, и в качестве критериев оптимизации были приняты следующие термодинамические характеристики:

- равенство температур на передней и задней поверхностях инструмента – $T_{ПП} = T_{ЗП}$;
- равенство суммарных ($Q_{ПП} = Q_{ЗП}$) и удельных ($q_{ПП} = q_{ЗП}$) тепловых потоков через контактные площадки инструмента;
- равенство тепловых энтропий на передней и задней поверхности инструмента

$$S_{ПП} = S_{ЗП}\left(\frac{Q_{ПП}}{T_{ПП}} = \frac{Q_{ЗП}}{T_{ЗП}};\ \frac{q_{ПП}}{T_{ПП}} = \frac{q_{ЗП}}{T_{ЗП}}\right).$$

В формулах, полученных на основе уравнения теплового баланса [3], учитывались все возможные схемы движения тепловых потоков через зону резания. Такое усложнение, как показал наш многолетний опыт расчета оптимальной скорости резания по этим зависимостям, оказалось излишним, так как ряд коэффициентов распределения второстепенных тепловых потоков аналитически оценить затруднительно.

Примем упрощенную схему тепловых потоков на передней и задней поверхностях резца, где учтены соответствующие теплоты от трения и доли тепла деформации в стружку и обработанную деталь (рис. 1).

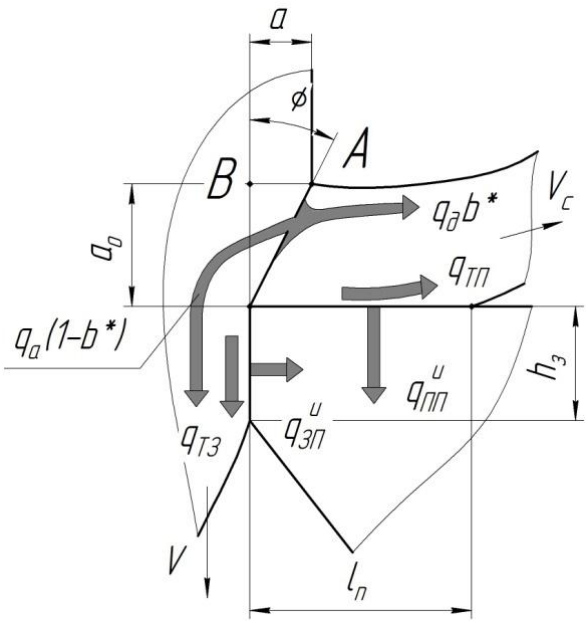


Рис. 1. **Упрощенная схема действия тепловых потоков на контактных площадках резца**

Рассмотрим один из вариантов решения контактной тепловой задачи, приняв в качестве условия оптимизации баланс плотностей тепловых потоков на контактных площадках инструмента:

$$q_{ПП} = q_{ЗП} \quad (1)$$

$$q_{ПП} = q^*_д + q_{ТП} \quad (2)$$

$$q^*_д = \tau_ф \cdot V_д \cdot b^* \quad (3)$$

В формулах (1)-(3) q_{∂}^{*} – теплота деформации, где: $b*$ – доля тепла деформации, ушедшего в стружку; τ_{ϕ} – напряжение сдвига в плоскости ОА (рис.1); $V_{\partial} = V\dfrac{\cos\gamma}{\cos(\phi-\gamma)}$ – скорость сдвига; V – скорость резания, ϕ – угол сдвига, γ – передний угол.

Приняв $A = \dfrac{\cos\gamma}{\cos(\phi-\gamma)}$, получим:

$$q_{\partial}^{*} = \tau_{\phi}\cdot V_{\partial}\cdot b* = A\cdot\tau_{\phi}\cdot V\cdot b* \qquad (4)$$

Плотность теплового потока от трения по передней поверхности:

$$q_{ТП} = \tau_{F}\cdot V_{c}, \qquad (5)$$

где: τ_{F} – касательное напряжение на передней поверхности; $V_{c} = \dfrac{V}{K_{a}}$ – скорость движения стружки; K_{a} – коэффициент утолщения стружки.

В итоге:

$$q_{ТП} = \frac{\tau_{F}\cdot V}{K_{a}} \qquad (6)$$

Из (2),(4) и (6) получим:

$$q_{ПП} = q_{\partial}^{*} + q_{ТП} = V(A\cdot\tau_{\phi}\cdot b* + \frac{\tau_{F}}{K_{a}}) \qquad (7)$$

Плотность теплового потока по задней поверхности резца:

$$q_{ЗП} = q_{\partial}(1-b*) + q_{ТЗ} = A\tau_{\phi}(1-b*) + \tau_{ЗП}V = V(A\tau_{\phi}(1-b*) + \tau_{ЗП}) \qquad (8)$$

Здесь $\tau_{ЗП}$ – касательное напряжение на задней поверхности резца; *(1-b*)* доля тепла деформации, ушедшее в деталь.

Приравняем правые части выражений (7) и (8):

$$V(A\tau_{\phi}(1-b*) + \tau_{ЗП}) = V(A\tau_{\phi}b* + \frac{\tau_{F}}{K_{a}}) \qquad (9)$$

Коэффициент *b** определяется по известной зависимости [3]:

$$b* = \frac{\sqrt{V}\sqrt{S\cdot\sin\varphi}}{1,33K_{a}\sqrt{6a_{2}\sin\phi} + \sqrt{V}\sqrt{S\cdot\sin\varphi}} \qquad (10)$$

где *S* – подача; *φ* – главный угол в плане резца; a_2 – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала.

Обозначая $B = \sqrt{\sin\varphi}$, $C = 1,33\sqrt{6a_{2}\sin\phi}$ и, подставляя (10) в (9), получим:

$$\frac{A\tau_{\phi} - \frac{\tau_{F}}{K_{a}} + \tau_{ЗП}}{2A\tau_{\phi}} = \frac{B\sqrt{S}\sqrt{V}}{B\sqrt{S}\sqrt{V} + CK_{a}}, \qquad (11)$$

Решение (11) относительно $\sqrt{S}$ дает:

$$\sqrt{S} = \frac{C\left[K_{a}^{2}(A\tau_{\phi} + \tau_{ЗП}) - \tau_{F}K_{a}\right]}{B\sqrt{V}\left[K_{a}(A\tau_{\phi} - E\tau_{ЗТ}) + \tau_{\phi}\right]}, \qquad (12)$$

Если (12) решить относительно $\sqrt{V}$, получим:

$$\sqrt{V} = \frac{C\left[K_{a}^{2}(A\tau_{\phi} + \tau_{ЗП}) - \tau_{F}K_{a}\right]}{B\sqrt{S}\left[K_{a}(A\tau_{\phi} - E\tau_{ЗТ}) + \tau_{\phi}\right]} \qquad (13)$$

При выводе формул (12) и (13) принималось, что тепловые потоки $q_{ППП}$ и $q_{ЗП}$ полностью попадают только в тело инструмента. В реальных условиях необходимо учесть их доли в инструмент через соответствующие коэффициенты распределения тепловых потоков и решить задачу при условии:

$$q_{ППП}(1-\alpha) = q_{ЗП}(1-\beta), \qquad (14)$$

где $(1-\alpha)$ – доля теплового потока на передней поверхности, уходящего в инструмент, $(1-\beta)$ – то же, на задней поверхности в тело инструмента.

В результате базовая зависимость (9) с учетом (14) имеет вид:

$$\left[A\tau_{\phi}(1-b*) + \tau_{ЗТ}\right](1-\beta) = \left[A\tau_{\phi}b* + \frac{\tau_{F}}{K_{a}}\right](1-\alpha) \qquad (15)$$

Как и в предыдущем случае, из выражения (15) найдем *b**:

$$b* = \frac{A\tau_{\phi}K_{a}(1-\beta) + \tau_{ЗТ}K_{a}(1-\beta) - \tau_{\phi}(1-\alpha)}{A\tau_{\phi}K_{a}((1-\alpha)+(1-\beta))} \qquad (16)$$

Но $b*$ находится по (10), в результате:

$$\frac{\sqrt{V}\sqrt{S\cdot\sin\varphi}}{1,33K_{a}\sqrt{6a_{2}\sin\phi} + \sqrt{V}\sqrt{S\cdot\sin\varphi}} = \frac{B\sqrt{V}\sqrt{S}}{B\sqrt{V}\sqrt{S} + CK_{a}} \qquad (17)$$

Из (16) и (10) будем иметь:

$$\frac{A\tau_{\phi}K_{a}(1-\beta) + \tau_{ЗТ}K_{a}(1-\beta) - \tau_{F}(1-\alpha)}{A\tau_{\phi}K_{a}((1-\alpha)+(1-\beta))} = \frac{B\sqrt{V}\sqrt{S}}{B\sqrt{V}\sqrt{S} + CK_{a}} \qquad (18)$$

После преобразования и решения (18) относительно скорости резания V найдем:

$$V = \left[\frac{C(K_a^{\,2}(A\tau_\phi(1-\alpha) - \tau_{3T}(1-\beta)) + K_a\tau_F(1-\alpha))}{B\sqrt{S}[K_a(A\tau_\phi(1-\alpha) + \tau_{3T}(1-\beta) - \tau_F(1-\alpha))]} \right]^2 \quad (19)$$

Коэффициенты α и β определяются по известным формулам А.Н. Резникова:

$$\alpha = \frac{1}{1+1{,}18\dfrac{\lambda_1}{\lambda_2}\dfrac{\sqrt{a_2}}{A_1\sqrt{V_c l_n}}} \quad (20)$$

$$\beta = \frac{1}{1+1{,}18\dfrac{\lambda_1}{\lambda_2}\dfrac{\sqrt{a_2}}{A_2\sqrt{V h_з}}} \quad (21)$$

В (20) и (21):

$$A_1 = 2{,}34 + l_n F_{01};\ A_2 = 2{,}34 + h_з F_{02};$$

где F_0 – критерий Фурье ($F_{01} = \dfrac{a_1 K_a}{V l_n}$; $F_{02} = \dfrac{a_1}{V h_з}$);

λ_1 и λ_2 – коэффициенты теплопроводности обрабатываемого материала и материала инструмента; a_1 – коэффициент температуро-проводности материала инструмента; $l_n = 2S \cdot \sin\varphi\left[K_a(1-tg\gamma) + \sec\gamma\right]$ – длина контакта стружки с передней поверхностью; $h_з$ – износ инструмента по задней поверхности.

Выводы

1. Исходя из условия термодинамического равновесия зоны резания при лезвийной обработке, соответствующего равенству плотностей тепловых потоков на контактных площадках, получены расчетные формулы для определения оптимальной скорости резания (подачи).
2. Предложенные аналитические зависимости позволяют производить расчетный выбор оптимального режима резания, не проводя дорогостоящих стойкостных экспериментов.

[1] Рыжкин А.А. Термодинамические критерии оптимизации процесса изнашивания / А.А. Рыжкин // Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем: сб. науч. трудов. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 1993. – С. 3–16.
[2] Рыжкин А.А. Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов / А.А. Рыжкин. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2005. – 312 с.
[3] Рыжкин А.А. Обработка материалов резанием /А.А. Рыжкин, К.Г. Шучев, М.М. Климов.– Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2007. – 419 с.
[4] Рыжкин А.А. Оптимизация режима резания при лезвийной обработке /А.А. Рыжкин, Д.В. Моисеев, А.И. Боков и др.,– Ростов н/Д.- 2017.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ДИССИПАЦИИ ЭНЕРГИИ ПРИ КВАЗИУПРУГОМ КАЧЕНИИ

Савенко В.И.

E-mail: visavenko@rambler.ru

Институт физической химии и электрохимии А.Н.Фрумкина РАН, Москва.

В рамках концепции дислокационной неупругости как причины гистерезисных потерь в материалах установлена экспериментально-теоретическая связь между плотностью энергии, поглощаемой в контактной паре при циклическом качении и структурно-механическими характеристиками приповерхностного слоя деформируемого материала.

Ключевые слова: качение, контактное воздействие, упругий гистерезис, дислокации.

MATHEMATICAL MODEL OF THE PROCESS OF THE ENERGY DISSIPATION UNDER QUASYELASTIC ROLLING.

Savenko V.I.

In the framework of the concept of the dislocation nonelastic behaviour as a reason of the hysteresis losses in quasielastic materials the experimentally-theoretical connections have been found between density of energy dissipated in contact pare under cyclic rolling process and structural-mechanical characteristics of subsurface layer in deformed material.

Keywords: rolling, contact action, elastic hysteresis, dislocations**.**

Введение. Минимизация энергетических потерь при квазиупругом качении – одна из главных задач при разработке узлов трения машин и приборов [1,2]. Для ее решения необходимо знание механизмов диссипации энергии при качении, выявление возможностей управления элементарными актами этих механизмов путем установления связей между уровнем энергопотерь и граничными условиями в трибоконтакте [2,3]. При этом в число граничных условий необходимо включаются значения структурно чувствительных характеристик материалов в приконтактной области.

Постановка задачи. В данной работе предложена математическая модель, позволяющая установить на основе экспериментальных данных теоретическую связь между одним из важнейших интегральных параметров процесса качения - плотностью энергии, рассеиваемой в материале приконтактной зоны, и структурно-механическими и упруго-пластическими характеристиками приповерхностного слоя материала. В качестве примера рассмотрен практически важный и довольно распространенный для триботехники случай - циклическое перекатывание сферических опор тяжелого физического маятника по поверхности плоских образцов [4]. Для конкретизации задачи в качестве опор качения рассматривали жесткие подшипниковые шары, изготовленные из стали ШХ15. Рабочими образцами, поглощение энергии в которых анализировалось в рассматриваемом случае, служили достаточно толстые пластины, приготовленные из монокристаллического фторида лития. Такие монокристаллы при контактном нагружении ведут себя как упруго-пластичный, сравнительно легко упрочняющийся при деформировании материал, для которого связь между м***а***кропластическими и м***и***кроструктурными характеристиками процесса деформирования установлена достаточно надежно [5,6].

Элементы теории. Известно, что поглощение энергии в материале плоского образца в процессе его циклического нагружения катящимся сферическим контртелом при контактных давлениях, не превышающих предел текучести τ_0, осуществляется по механизму упруго-гистерезисных потерь [7-12]. В соответствии с общепринятыми представлениями о природе упругого гистерезиса [11-12] предполагается, что рассеяние упругой энергии в деформируемом материале в области контакта на протяжении всего рабочего цикла колебаний в установившемся режиме происходит благодаря нано- и микропластическому деформированию приповерхностного слоя материала. Такое деформирование обеспечивается поступательно - возвратным (колебательным) перемещением дислокаций в структуре - статистическом ансамбле, образовавшемся ранее в приповерхностном слое образца вокруг дорожки качения в процессе ее формирования в первых (приработочных) циклах.

На рис. 1 представлена полученная путем обобщения экспериментальных данных [13-18] теоретическая кривая, описывающая равновесное распределение дислокаций в структуре-ансамбле по их стартовым напряжениям τ_{st}.

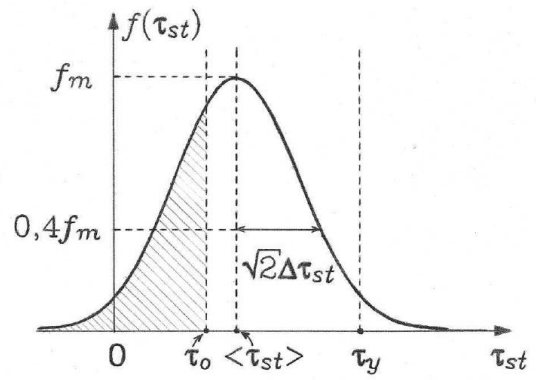


Рис 1. **Типичная нормальная (Гауссова) функция распределения дислокаций по стартовым напряжениям в щелочно-галоидных кристаллах. Соотношение значений τ_o, $<\tau_{st}>$ и τ_y соответствует первому рабочему циклу качения**

Опыт [13-20] показывает, что в реальных щелочно-галоидных кристаллах эта кривая с достаточной степенью точности может быть аппроксимирована нормальной функцией распределения Гауссова вида:

$$f(\tau_{st}) = (\sqrt{2\pi}\Delta\tau_{st})^{-1} N_{OS} \exp\{-(\tau_{st} - \langle\tau_{st}\rangle)^2 / 2(\Delta\tau_{st})^2\} \cdots (1).$$

Здесь $(\Delta\tau_{st})^2$ дисперсия распределения, $<\tau_{st}>$ - его среднее значение, а N_{OS} – общее число подвижных (колеблющихся) элементов дислокационной структуры (ансамбля), находящихся в единице объема материала. В соответствии с экспериментальными наблюдениями при этом предполагается, что плотность подвижных дислокационных сегментов в ансамбле на протяжении серии рабочих циклов практически не меняется: $N_{OS} \approx$ const.

Из опыта и теории известно, что для щелочно-галоидных кристаллов связь между величиной $<\tau_{st}>$ и макроскопическим пределом текучести на сдвиг τ_y описывается следующим соотношением [5,13-20]:

$$< \tau_{st} > = (0{,}4 - 0{,}6)\, \tau_y \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (2)$$

Пусть P_m и P_0 – соответственно, максимальное и среднее (номинальное) контактное давление, которым сферическая опора нагружает поверхность дорожки качения. Аналогично, τ_m и τ_0 – максимальное и среднее сдвиговое напряжения в приповерхностном слое материала в зоне контакта. При этом, в соответствии с [21], $P_m = 1{,}5 \cdot P_0$ и $\tau_m \approx 0{,}47 \cdot P_0 \approx 2{,}2 \cdot \tau_0$.

Как показывают наши опыты, в процессе формирования дорожки качения в течение первых (приработочных) циклов колебаний максимальное контактное давление P_m (а, следовательно, и сдвиговое напряжение τ_m), оказываются относительно близкими к пределу текучести на сжатие σ_y (или, соответственно, на сдвиг - τ_y) исходных образцов фторида лития, несколько превышая их по абсолютной величине. Однако в дальнейшем, по мере возрастания числа циклов колебаний, значения P_m и τ_m на дорожке качения существенно понижаются как относительно значений предела текучести σ_y образцов фторида лития, так и его микротвердости H_μ (см. табл. 1 и 2).

Таблица 1. **Геометрические и силовые характеристики трибоконтакта "сталь ШХ15 – фтористый литий" как функции циклического воздействия**

Номер цикла	**α, мкм**	**ψ,10^{-2}рад**	**P_0, МПа**
1	111	1,8	132
2	123	2,0	99
5	228	3,7	29
6	240	3,8	26
10	275	4,4	21
12	295	4,6	17

Примечания:
1. Масса маятника во всех экспериментах составляла M = 941 г.
2. α – радиус контакта шаровой опоры с образцом.
3. R – радиус опоры.
4. $\psi = \alpha/R$ - угол вдавливания.

Таблица 2. **Пластические характеристики приповерхностного слоя образцов фторида лития в приконактной области**

Значения, ГПа	Исходное состояние (после 1-ого прохода приработочного цикла)	После первого рабочего цикла
H_μ	1,22	1,66
σ_y	0,41	0,56
τ_y	0,24	0,32
P_o	0,29	0,12÷0,15
τ_m	0,14	0,06÷0,08
$<\tau_{st}>$	0,12	0,16

Такое понижение происходит в результате действия стимулированных пластической деформацией в контакте, параллельно протекающих процессов увеличения размеров контактной площадки и упрочнения материала вокруг дорожки качения. В результате уже к началу первого рабочего цикла затухания колебаний значения как максимального (τ_m), так и среднего (τ_0) сдвигового напряжения в приконтактной области оказывается заметно меньше величины, соответствующей среднему стартовому напряжению дислокаций ансамбля (см. табл. 2 и рис. 1).

Учитывая соотношение значений характеристик $<\tau_{st}>$, τ_m и τ_0 в первом и последующих рабочих циклах, выражение для среднего по ансамблю значения энергии, рассеянной в единичном объеме материала при прокатывании по дорожке одной шаровой опоры, может быть представлено в виде:

$$U(\langle\tau_{st}\rangle,\tau_{st},\tau_O)=\int_{-\infty}^{\tau_0} f(\tau_{st})K(\tau_{st},\tau_O)d\tau_{st} \quad \text{.....(3)}$$

Здесь $K(\tau_{st},\tau_0)$ - энергопотери в материале, возникающие при поступательном движении индивидуального дислокационного сегмента.

Явный вид функции $K(\tau_{st},\tau_0)$ целесообразно определить для рабочих циклов испытаний, когда состояние материала в области контакта соответствует третьей стадии кривой «напряжение – деформация». В этом случае дислокации ансамбля образуют так называемую «дислокационную сетку», в узлах которой неподвижно закреплены их концы. Элементарным актом неупругой деформации, возникающей в приповерхностном слое образца при прокатывании по нему контртела, является выгибание дислокационных сегментов в поле суммарных внешних и внутренних напряжений, как вновь возникающих, так и уже существующих в материале. Как известно (см. [5,6,14-17]), в кристаллической решетке деформированных щелочно-галоидных монокристаллов внутренние напряжения создаются главным образом относительно слабыми стопорами – линейными и точечными дефектами и их комплексами различной природы. Уровень этих напряжений в месте локализации каждого дислокационного сегмента и определяет величину стартового напряжения последнего. Таким образом, в рамках рассматриваемой структурной модели элементарным источником диссипации энергии катящегося контртела является работа, затраченная на выгибание единичного дислокационного сегмента - «струны» при отрыве от тормозящих его движение слабых стопоров. Эту работу нетрудно оценить на основе струнной модели Келлера-Гранато-Люкке [11,12]. Учитывая, что усредненное по длине индивидуального дислокационного сегмента его геометрическое смещение δ в процессе прогиба можно представить в виде $\delta \cong 0{,}08L_S^2(\tau_O-\tau_{st})/\alpha Gb$, нетрудно получить простое выражение для расчета величины соответствующих энергопотерь:

$$K(\tau_{St},\tau_O)=\delta(\tau_O-\tau_{St})bL_S=0{,}08L_S^3(\tau_O-\tau_{St})^2/\alpha G \quad \text{..(4)}$$

В этом выражении использованы следующие дополнительные обозначения: L_S – длина сегмента – струны, α – безразмерный коэффициент порядка единицы, G – модуль сдвига, b – модуль вектора Бюргерса.

Подставляя выражения (1) и (4) в (3), после соответствующих преобразований для величины энергопотерь $U(<\tau_{st}>, \tau_{st}, \tau_o)$ нетрудно получить соотношение:

$$U(\langle\tau_{st}\rangle,\tau_{st},\tau_O)=\frac{0{,}08\,L_S^3\,N_{OS}}{\sqrt{2\pi}(\Delta\tau_{st})\alpha G}\,x$$
$$x\int_{-\infty}^{\tau_O}(\tau_O-\tau_{st})^2\exp\left[-\frac{(\tau_{st}-<\tau_{st}>)^2}{2(\Delta\tau_{st})^2}\right]d\tau_{st} \quad (5)$$

Выполняя тождественные преобразования и разбивая интеграл в (5) на три части, после несложных вычислений можно получить следующее выражение:

$$U(\langle\tau_{st}\rangle-\tau_0;\Delta\tau_{st})=\frac{0{,}08N_{0s}L_s^3}{\sqrt{2\pi}\alpha G}\{[(\Delta\tau_{st})(\langle\tau_{st}\rangle-\tau_0)-$$
$$-\sqrt{2}(\langle\tau_{st}\rangle-\tau_0)^2]\exp[-\frac{(\tau_{st}-<\tau_{st}>)^2}{2(\Delta\tau_{st})^2}]+$$
$$+[2\langle\tau_{st}\rangle-\tau_0)^2+(\Delta\tau_{st})^2]\times \quad \Big\} (6)$$
$$\times[0{,}5-(\sqrt{2}\Delta\tau_{st})^{-1}\int_{\tau_0}^{<\tau_{st}>}\exp[-\frac{(\tau_{st}-<\tau_{st}>)^2}{2(\Delta\tau_{st})^2}]d\tau_{st}]\}.$$

Далее, учитывая, что для реальных щелочно-галоидных кристаллов обычно выполняется соотношение $(\tau_0-<\tau_{st}>)<<\Delta\tau_{st}$, можно разложить подинтегральное выражение в последнем члене соотношения (6) в ряд и затем проинтегрировать члены этого ряда. Обозначив указанный член в соотношении (6) буквой А, после интегрирования соответствующего ряда получим выражение (7):

$$A\equiv(\sqrt{2}\Delta\tau_{st})^{-1}\int_{\tau_0}^{<\tau_{st}>}\exp[-\frac{(\tau_{st}-<\tau_{st}>)^2}{2(\Delta\tau_{st})^2}]d\tau_{st}=$$
$$+\frac{(<\tau_{st}>-\tau_o)}{\sqrt{2}(\Delta\tau_{st})}-\frac{1}{6}\frac{(<\tau_{st}>-\tau_o)^3}{\sqrt{2}(\Delta\tau_{st})^3}+\frac{1}{20}\frac{(<\tau_{st}>-\tau_o)^5}{3\sqrt{2}(\Delta\tau_{st})^5}- \Big\} (7)$$
$$-\frac{1}{84}\frac{(<\tau_{st}>-\tau_o)^7}{2(\Delta\tau_{st})^7}+\circ\circ\circ-\circ\circ\circ+\circ\circ\circ-\circ\circ\circ\ldots..u\,m.д.$$

На следующем этапе с помощью несложной компьютерной программы были выполнены расчеты величины А в соответствии с выражением (7) для различных, встречающихся в экспериментах, соотношений характеристик дислокационного ансамбля $\Delta\tau st/<\tau st>$ и $(<\tau_{st}>-\tau_o)/<\tau_{st}>$. При этом была использована математическая программа, впервые предложенная и верифицированная (т.е. проверенная на работоспособность) в работе [22]. Точность машинных вычислений определялась уровнем аппроксимации полученной зависимости (7) степенными многочленами, т.е. фактическим числом учтенных членов ряда (7). Проведенные в соответствии с указанной методикой расчеты показали, что выражение (0,5 – А) с достаточной степенью точности может быть аппроксимировано степенной функцией вида:

$$(0{,}5-\text{A})\approx\text{B}\,(\tau_0/<\tau_{st}>)^{\text{m}} \qquad (8)$$

где коэффициент В является безразмерной числовой константой (В = 0,5÷0,6), а показатель степени m представляет собой параметр, зависящий только от величины $\omega_\tau=\Delta\tau st/<\tau st>$ коэффициента вариации распределения (1).

Аналогичные расчеты показали, что связь между значениями показателя m и величиной ω_τ также можно описать степенной функцией:

$$m=0{,}76\cdot(\omega_\tau)^{-1{,}28} \qquad (9)$$

График этой функции, построенный по результатам расчетов, полученных методом численного моделирования типичных экспериментальных ситуаций, приведен на рис. 2.

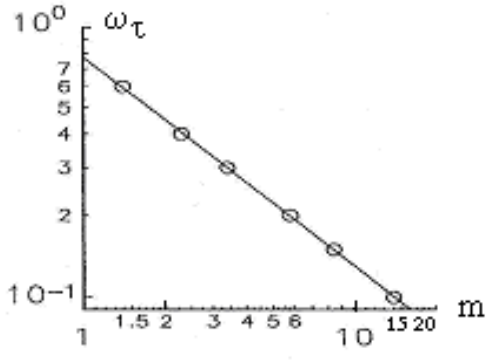


Рис. 2. **Функциональная зависимость $\omega_\tau = f$ (m)**

Принимая во внимание найденное путем численных экспериментов соотношение (9), и учитывая известный критерий теории пластичности [23] $\tau_y = 0{,}577\sigma_y$, а также опираясь на соотношение $\tau_0 \approx 0{,}22P_0$, вытекающее из общего решения контактной задачи [21], выражение (6) можно представить в окончательном виде:

$$U(\langle\tau_{st}\rangle-\tau_o;\Delta\tau_{st})\approx\frac{0{,}08N_{os}L_s^3}{\sqrt{2\pi}\alpha G}\{[\Delta\tau_{st}(\langle\tau_{st}\rangle-\tau_o)-$$
$$-\sqrt{2}(\langle\tau_{st}\rangle-\tau_o)^2]\exp[-\frac{(<\tau_{st}>-\tau_o)^2}{2(\Delta\tau_{st})^2}]+$$
$$+[2(\langle\tau_{st}\rangle-\tau_o)^2+(\Delta\tau_{st})^2][C(P_o/\sigma_y)^m]\}.....(10)$$

Здесь C – новый безразмерный коэффициент: C = (0,63÷0,96)B.

Обсуждение результатов и краткие выводы.

Анализ выражения (10) показывает, что, вопреки распространенному мнению, реальными способами подавления энергетических потерь при качении, обусловленных неупругим гистерезисом в материале (т.е. в условиях, когда контактное давление меньше предела текучести), являются отнюдь не только увеличение предела текучести приповерхностного слоя образца и (или) понижение контактного давления в узле трения. Наиболее эффективным, по сравнению с перечисленными выше способами, следует признать, в первую очередь, повышение степени однородности статистических характеристик дислокационной структуры в области контакта. Такое гомогенизация влечет за собой понижение величины дисперсии $(\Delta\tau_{st})^2$ функции распределения дислокаций по стартовым напряжениям (1) и способствует уменьшению значения коэффициента вариации $\omega_\tau = \Delta\tau_{st}/\tau_{st}$ этого распределения. Последнее обстоятельство приводит к существенному (при прочих равных условиях) снижению средней плотности рассеянной в контакте энергии U. Понижение величины ω_τ может быть экспериментально достигнуто, в частности, путем промежуточного (между циклами колебаний) гомогенизирующего отжига слегка приработанных

контактных пар при повышенных температурах, не превосходящих температуру начала процессов полигонизации в деформируемом материале. Как известно, при таком отжиге происходит так называемое «старение» дислокаций, т.е. их дополнительное закрепление точечными дефектами и их комплексами, равномерно рассредоточеннми по длине каждого дислокационного сегмента. Благодаря этому имеет место как увеличение значений $<\tau_{st}>$, так и уменьшение диапазона $\Delta\tau_{st,}$, в результате чего наблюдается понижение значений величины ω_τ.

Аналогичные выводы можно также сделать на основании результатов работы [24], в которой проанализирован процесс диссипации энергии при движении не закрепленной на концах ***прямолинейной*** дислокации в поле внутренних напряжений, однородно распределенных вдоль ее длины, но случайным образом расположенных на ее траектории.

В заключение следует отметить, что область применения соотношения (10) очевидно не ограничивается рассмотренным выше частным случаем циклического качения. Полученные результаты остаются качественно справедливыми и для других схем циклического контактного нагружения материалов в области их квазиупругого поведения.

[1] Пинегин С.В. Трение качения в машинах и приборах. М.: Машиностроение. 1976. – 264 с.
[2] Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Расчеты на трение и износ. М.: Машиностроение. 1977. -526 с.
[3] Хебда М., Чичинадзе А.В. Справочник по триботехнике. Т. 2. Смазочные материалы, техника смазки, опоры скольжения и качения. М.: Машиностроение. 1990. -416 с.
[4] ГОСТ 23.214-83. Обеспечение износостойкости изделий. Маятниковый метод измерения коэффициента трения качения. М.: Изд-во стандартов. 1984. -8 с.
[5] Смирнов Б.И. Дислокационная структура и упрочнение кристаллов. Л.: Наука. 1981. -235 с.
[6] Физика деформационного упрочнения монокристаллов. Киев: Наукова думка. 1972. -268 с.
[7] Greenwood I.A., Minshall H., Tabor D. Hysteresis loses in rolling and sliding friction // Proc. Roy. Soc. 1961. V.A259. N.1299. P. 480-507.
[8] Bowden F.P., Tabor D. The Friction and lubrication of solids. Oxford University Press. 2001. -544 с.
[9] Запорожец В.В., Гордеев С.В. Влияние шероховатости поверхности и упругого гистерезиса на характеристики трения качения // Трение и износ. 1986. Т.7. №.4. с. 634-641.
[10] Савенко В.И., Измайлов В.П., Карагиоз О.В., Силин А.А., Щукин Е.Д. Применение маятникового метода для анализа механизмов поглощения энергии при качении //Трение и износ. 1988. Т.9. №.2. с.211-222.
[11] Никаноров С.П., Кардашев Б.К. Упругость и дислокационная неупругость кристаллов. М.: Наука. 1985. -250 с.
[12] Левин В.П., Проскурин В.Б. Дислокационная неупругость в металлах. М.: Наука. 1993. -272 с.
[13] Предводителев А.А. Анализ возможностей построения теории упрочнения из опытов по дислокациям // Физика деформационного упрочнения монокристаллов / Под ред. В.И. Старцева и В.З. Бенгуса. Киев: Наукова думка. 1972. с.74-94.
[14] Бенгус В.З., Комник С.Н. Некоторые особенности деформационного упрочнения щелочно-галоидных кристаллов // Физика деформационного упрочнения монокристаллов. Киев: Наукова думка. 1972. с.54-74.
[15] Гутманас Э.Ю., Надгорный Э.М. Подвижность дислокаций в кристаллах // Сб. Динамика дислокаций. Харьков: ФТИНТ, 1968. с. 64-83.
[16] Лобанов А.В., Савенко В.И., Щукин Е.Д. Особенности пластического деформирования ионных кристаллов при качении и вдавливании сферических инденторов. М.: ИФХ РАН. 1988. -26 с. -Депонировано. в ВИНИТИ 23.01.89. Деп.N 504-В89.
[17] Тяпунина Н.А., Коломийцев А.И. Влияние электрического поля на стартовые напряжения и длину пробега дислокаций в кристаллах NaC1. // Кристаллография. 1972. Т.17. №6. с.1258-1262.
[18] Савенко В.И., Щукин Е.Д. Статистический анализ пробегов лидирующих дислокаций в розетках укола в ЩГК. //Физика твердого тела. 1975. Т.17. № 10. с. 3680-3683.
[19] Савенко В.И., Щукин Е.Д. Оценка стартовых напряжений дислокаций по розеткам фигур травления. //Физика твердого тела. 1975. Т.17. N 9. с. 3501-3504.
[20] Савенко В.И., Щукин Е.Д. Анализ эволюции трибологических и микроструктурных характеристик материалов при циклическом качении. М.: ИФХ РАН. 1993. -42 с. Депонировано в ВИНИТИ. Деп. № 1338-В93.
[21] Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. М.: Мир. 1989. -510 с.
[22] Трощенко В.Т. к вопросу о рассеянии энергии в материале // Физика твердого тела. 1960. Т.2. №.6. с. 1060-1069.
[23] Качанов Л.М. Основы теории пластичности. М.: Наука. 1969. - 420 с.
[24] Алексеев А.А., Струнин Б.М. Диссипация энергии при движении дислокации в случайном поле внутренних напряжений. // Журнал экспериментальной и теоретической физики. 1973. Т.65. №6. с. 2290-2296.

НЕКОТОРЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ СМАЗКИ

[1]Савин Л.А., Корнаев А.В.

E-mail: savin@ostu.ru

[1]ФГБОУ ВО «ОГУ имени И.С. Тургенева», г. Орел, Российская Федерация.

Рассмотрен ряд особенностей современного этапа развития и проблемные вопросы гидродинамической теории смазки, а также методологические аспекты проектирования триботехнических систем с встроенными функциями автоматизированной диагностики и активного управления режимом функционирования. Проведен анализ различных факторов, влияющих на формирование полей термомеханических величин в смазочных слоях.

Ключевые слова: гидродинамическая теория смазки, мехатроника, машинное обучение.

SOME PROSPERCTS OF THE HYDRODYNAMIC LUBRICATION THEORY

Savin L.A., Kornaev A.V.

A number of features of the modern stage of development and problematic issues of the hydrodynamic theory of lubrication, as well as methodological aspects of designing tribological systems with built-in functions of automated diagnostics and active control of the operating mode, are considered. The analysis of various factors affecting the formation of fields of thermomechanical quantities in the lubricant layers.

Keywords: hydrodynamic theory of lubrication, mechatronics, machine learning.

Расчёт триботехнических систем в значительной мере носит вероятностный характер, что связано с приблизительной точностью значений действующих сил, форм и размеров элементов, свойств смазочных и конструкционных материалов, а также используемых математических моделей, численных методов и программного обеспечения. Отдельный спектр задач гидродинамической смазки связан с необходимостью верификации теоретических положений, математических, алгоритмических и программных моделей с использованием результатов точных аналитических расчетов, а также данных модельных и натурных экспериментальных исследований. Один из путей дальнейшего совершенствования инструментальных средств проектирования подшипников жидкостного трения, гидродинамических уплотнений и демпферных устройств предполагает создание трехмерных моделей более высокого уровня универсальности, учитывающих влияние существенных микромасштабных факторов, а также малоизученных инерционных, гидродинамических, теплофизических и термических эффектов, позволяющих оперативно реализовать частные варианты расчетов триботехнических систем [1-6]. Однако универсальный подход также сталкивается с проблемой точности, по сути схожей с принципом неопределенности. То есть грубая в плане физического соответствия объекту модель может быть описана математически точно, и наоборот. Вариантом решения противоречия является создание обучаемой математической модели, которая в режиме программного взаимодействия с реальным объектом проходит стадии верификации, уточнения и модификации, и служит основой для формирования быстродействующей программы, пригодной как в качестве прикладного варианта расчетной модели триботехнической системы, так и в качестве основы системы управления машиной [7].

Огромное значение вопросов трения при создании машин создает предпосылки для формирования нового научного направления – трибомехатроники, связанного с созданием и исследованием узлов трения с функциями автоматизированной диагностики и активного управления. Появление био-, нано-, пьезо- и других направлений мехатроники можно интерпретировать как процесс дифференциации, обусловленный выбором методов и объектов исследования. Вполне логично, что на определенном этапе научно-технического развития будут формироваться новые научные направления. Развитие триботехники до уровня трибомехатронной техники позволит преобразовать машину в техническую систему наивысшего уровня – самоорганизованную систему. Разработка подобных технических систем требует совершенствования теоретической базы и апробации методов и подходов в смежных областях науки. В общем случае трибомехатронная система включает в себя объект управления, информационно-измерительную систему, актуатор, источники энергии, процессорное устройство и управляющую программу (рис. 1). Интегрирование сенсорных и компьютерных систем в контроль и управление машинами способствует радикальному повышению производительности, надежности, ресурса и других характеристик.

Таким образом, гидродинамическая теория смазки в ближайшем будущем может получить два основных направления, связанных с детерминированным и стохастическим математическим моделированием. Основу первого направления составит классическая гидродинамическая теория смазки, а второго – теория машинного обучения.

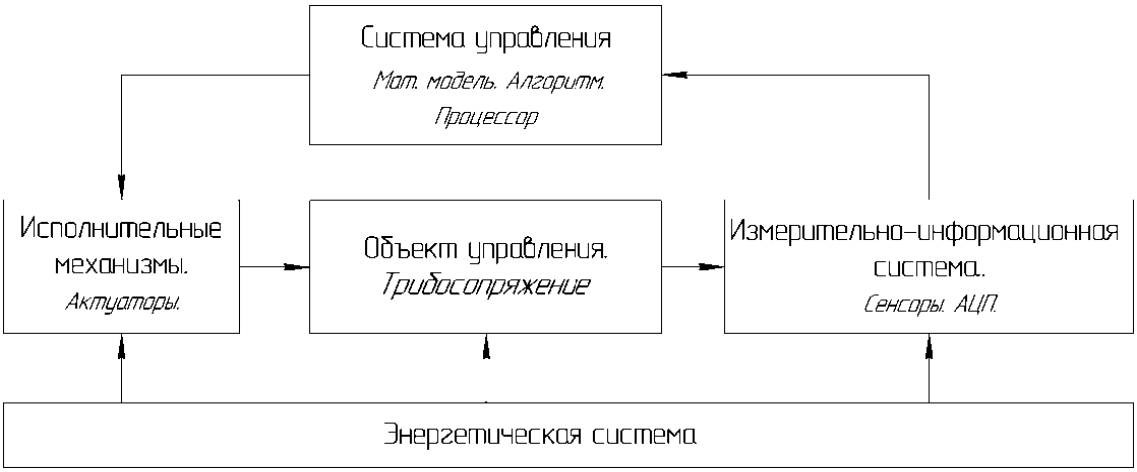


Рис. 1. **Структурно-функциональная схема мехатронной трибосистемы**

В качестве перспективных направлений совершенствования гидродинамической теории смазки с определенной долей объективности можно рассматривать:

- уточнение (в том числе усложнение постановки задач) и комплексная верификация двух- и трехмерных математических моделей на основе учета влияния микро- и макрометрии, а также малоизученных гидродинамических, теплофизических и реологических эффектов в смазочном слое;
- разработка рациональных, с точки зрения точности и быстродействия, численных методов и вычислительных алгоритмов, позволяющих в режиме реального времени обеспечить выработку и передачу к исполнительным механизмам опережающих управленческих сигналов;
- создание конкурентоспособных отечественных CAE-систем, способных обеспечить решение комплексных задач оптимального проектирования различных видов трибосистем;
- формирование фундаментальных положений гибридной смазки с комбинацией физических процессов трения качения и скольжения, реализующей возможность достижения локального и глобального минимума энергетических потерь при сдвиговых течениях сред сложной реологии;
- разработка новых технических решений узлов трения роторных машин с интеграцией функций опор роторов, бесконтактных уплотнений и демпферов;
- разработка и создание электромагнитных опор и магнитореологических устройств с процессорным управлением;
- формирование фундаментальных принципов, теоретических положений и новых технических решений триботехнических систем с различными видами трения, объединяющих функции автоматизированной диагностики и активного управления.

Самостоятельным научно-технологическим направлением следует считать разработку учебно-научного оборудования, оснащенного современными компьютерными измерительно-информационными системами, для комплексного исследования энергетических и динамических характеристик различных видов подвижных трибосопряжений. В этом плане следует отметить факт разработки и создания в Орловском государственном университете им. И.С. Тургенева лабораторного комплекса для исследования мехатронных узлов жидкостного треня с различными видами корректирующих механизмов.

Материалы доклада подготовлены в рамках выполнения проекта государственного задания № 9.252.2017/ПЧ и гранта Российского научного фонда № 16-19-00186.

[1] Сери А.З. Некоторые направления развития теории смазки Рейнольдса // Проблемы трения и смазки. – 1987. – №3. – Pp. 21-39.
[2] Савин Л.А. Моделирование роторных систем с опорами жидкостного трения. – М.: Машиностроение-1. – 2006.
[3] Савин Л.А. Подход к реализации квазиидеальной задачи гидродинамической смазки // Труды международного научного симпозиума «Гидродинамическая теория смазки-120 лет». В 2-х томах.Т.1. – М.: Машиностроение-1, Орел: ОрелГТУ. – 2006. – С.65-75.
[4] Hori Y. Hydrodynamic Lubrication.- Yokendo Ltd: Tokyo. – 2006.
[5] Milne-Thomson L.M. Theoretical Hydrodynamics. – Macmillan & Co. Ltd.: London, UK. – 1962.
[6] Q.J. Wang, Y.-H. Chung (Eds.). Encyclopedia of tribology. – New York: Springer Science + Business Media. – 2013. – 4192 p.
[7] Kornaev A.V., Kornaev N.V., Kornaeva E.P., Ssvin L.A. Application of Artificial Neural Networks to Calculation of Oil Film Reaction Forces and Dynamics of Rotors on Journal Bearings // International Journal of Rotating Machinery. – 2017. – Vol. 2017. – 11 p.

АНТИФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА DLC ПОКРЫТИЯ С ПОДСЛОЕМ AlTiN В МОДЕЛЬНЫХ СМАЗОЧНЫХ СРЕДАХ

[1]Самусенко В.Д., [1]Буяновский И.А., [2]Левченко В.А., [2]Матвеенко В.Н.

E-mail: samusenkovd@gmail.com

[1]Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия;
[2]Московский государственный университет имени М.В.Ломоносова, Москва, Россия.

Были проведены трибологические испытания DLC покрытия с подслоем алюмонитрида титана без смазочного материала, в инактивной смазочной среде, а также в смазочных средах с присадками – поверхностно активной и химически активной. Исследуемое покрытие повышает износостойкость поверхности и позволяет значительно снизить коэффициент трения, при этом смазочная среда не оказывает существенного влияния на антифрикционные свойства покрытия.

Ключевые слова: алмазоподобные покрытия, алюмонитрид титана, антифрикционные свойства, коэффициент трения, износ.

ANTIFRICTIONAL PROPERTIES OF THE DLC COATING WITH AlTiN INTERMEDIATE LAYER IN MODEL LUBRICANTS

Samusenko V.D., Buyanovskii I.A., Levchenko V.A., Matveenko V.N.

Tribological tests of DLC coating with intermediate layer of a titanium aluminium nitride without lubrication, in the nonreactive lubrication and also in lubrication environments with additives – surfactant and chemically active have been carried out. The studied coating increases wear-resistance of a surface and allows decreasing considerably friction coefficient, at the same time the lubricant environment has no significant effect on antifrictional properties of a coating.

Keywords: diamond-like carbon coatings, DLC, titanium aluminium nitride, antifrictional properties, friction coefficient, wear.

Введение

Задача улучшения трибологических свойств тяжелонагруженных узлов трения много лет остаётся актуальной. В то же время её решение за счёт введения в состав смазочных материалов значительного количества присадок в ряде случаев может быть нежелательно вследствие возможного негативного влияния на окружающую среду [1].

Ранее авторами было показано, что повышение смазочной способности масел может быть достигнуто путём применения углеродных монокристаллических покрытий, обладающих свойствами ориентанта, которые обеспечивают образование на поверхностях трения прочных граничных слоёв из гомеотропно ориентированных молекул даже инактивных масел [2]. Позднее было показано, что предварительное нанесение на рабочие поверхности стальных деталей керамического подслоя повышает адгезию покрытия монокристаллического покрытия-ориентанта, а также повышает его антифрикционные характеристики [3].

В настоящей работе исследовались антифрикционные свойства алмазоподобного покрытия (DLC), в качестве промежуточного слоя использовался алюмонитрид титана (AlTiN), обладающий высокой твёрдостью и стойкостью к окислению, а также высокой адгезией к подложке [4].

Материалы и методы исследования

Для улучшения прочности сцепления DLC покрытия с основой на ролики из стали 100Cr6 наносился промежуточный слой AlTiN. На нанотвёрдомере Hysitron UB1750 были измерены физико-механические характеристики покрытия: твёрдость – 40 ГПа, и модуль Юнга – 349 ГПа.

Трибологические характеристики исследуемых материалов оценивали на лабораторной установке КТ-2 [5] по схеме трения «вращающийся шар – три ролика». В качестве исследуемых образцов, использовали стандартные детали подшипников качения, имеющие постоянные, тщательно контролируемые физико-механические характеристики и постоянную микрогеометрию поверхности: шарики диаметром 12,7 мм из стали ШХ-15 и ролики диаметром 8 мм и длиной 8 мм из стали 100Cr6 (аналог стали ШХ-15). Шпиндель машины с зажатым в нём шариком под нагрузкой 104 Н прижимается к сложенным равносторонним треугольником роликам, установленным в оправке в плоскости, перпендикулярной оси шпинделя. Частота вращения шпинделя составляет 1 мин$^{-1}$. В процессе исследования регистрируют значения коэффициента трения. Продолжительность испытания образцов составляла 60 минут. Методические исследования, проведённые ранее [6], показали, что такая методика позволяет ранжировать по трибологическим характеристикам как смазочные среды, так и тонкие углеродные покрытия.

Испытания образцов проводили как в отсутствии смазочного материала, так и в трёх модельных смазочных средах: в инактивной (полиальфаолефиновое масло – ПАО-4), в том же масле с поверхностно-активной присадкой, в качестве которой использовали олеиновую кислоту ОК (ПАО-4 + 1% ОК), и с химически активной присадкой ДФ-11 (ПАО-4 +2% ДФ-11).

Результаты и обсуждение

Проведенные трибологические исследования в отсутствии смазочного материала показали, что при трении шарика по стальному ролику без покрытия наблюдался заметный износ ролика (рис. 1, а) и высокий (порядка 0,8-0,87) коэффициент трения (рис. 2, кривая 1). При испытании роликов с покрытием AlTiN+DLC также без смазочного материала (рис. 1, *б*), наблюдалось лишь частичное повреждение покрытия, однако сама металлическая поверхность ролика не повредилась. Коэффициент трения при испытании пары трения сталь-AlTiN+DLC без смазочного материала при этом составлял порядка 0,1 (рис. 2, кривая 3). Следует отметить, что коэффициент трения стали по исследуемому покрытию в отсутствие смазочного материала был существенно ниже, чем по стали в присутствии инактивного масла ПАО-4, который почти доходил до 0,5 (рис. 2, кривая 2).

В то же время, износ образцов с исследуемым покрытием в смазочной среде заметно уменьшается. Так, даже в среде ПАО-4 он был незначителен (см. рис. 1, в). Следы износа покрытия AlTiN+DLC после испытаний в ПАО-4 с присадками практически не видны, при этом в данных условиях испытаний на коэффициент трения природа смазочной среды не оказывает заметного влияния (рис. 3).

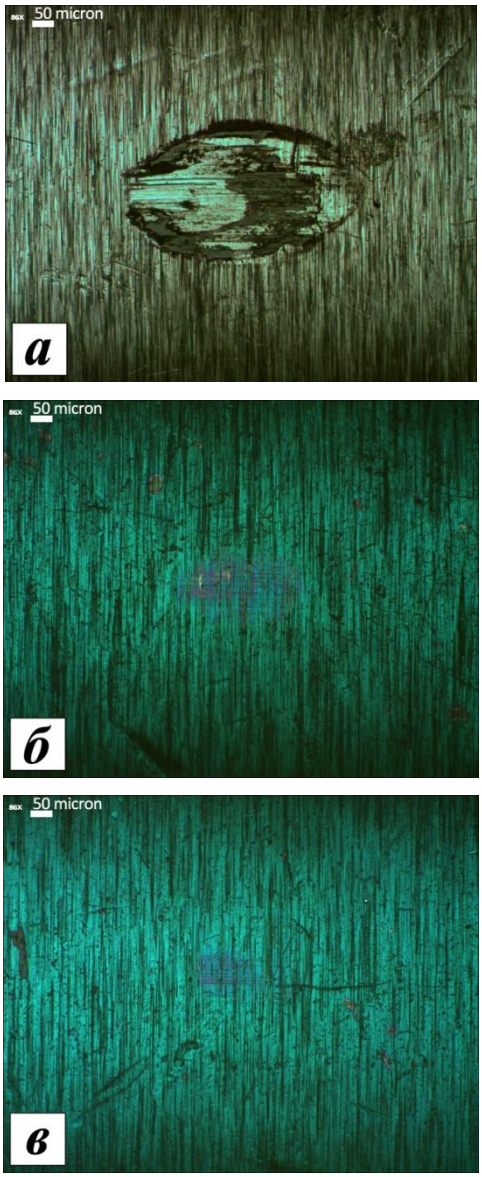


Рис. 1. **Пятна износа на роликах:**
а - ролик без покрытия, испытания без смазочного материала; б - ролик с покрытием AlTiN+DLC, испытания без смазочного материала; в - ролик с покрытием AlTiN+DLC, испытания в смазочной среде ПАО-4

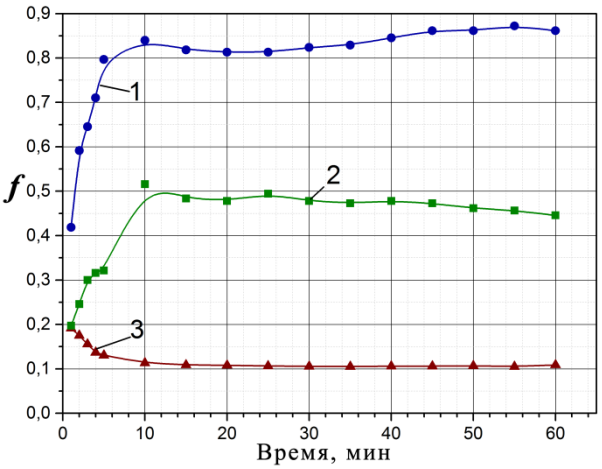


Рис. 2. **Зависимость коэффициента трения от продолжительности испытаний:**
1 – пара трения сталь-сталь без смазочного материала;
2 – пара трения сталь-сталь в ПАО-4;
3 – пара трения сталь-AlTiN+DLC без смазочного материала

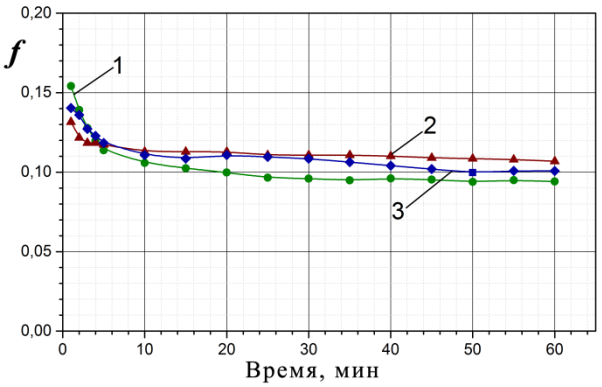


Рис. 3. **Зависимость коэффициента трения от продолжительности испытаний образцов с покрытием AlTiN+DLC в смазочных средах:**
1 – ПАО-4; 2 – ПАО-4+1%ОК; 3 – ПАО-4+2%ДФ-11

Выводы

- Использование покрытия AlTiN+DLC при трении по стали позволяет существенно снизить износ образцов и коэффициент трения, по сравнению с парой трения сталь-сталь.

- Хорошие трибологические свойства покрытия по всей видимости можно объяснить графитизацией поверхностей;
- Природа смазочной среды не оказывает при данных условиях испытаний значительного влияния на коэффициент трения стали по исследуемому покрытию.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ, проект №. 17-08-00825

[1] Евдокимов А.Ю., Фукс И.Г., Любинин И.А. Смазочные материалы в техносфере и биосфере: экологический аспект. – Киев: Атика-Н, 2012 – 196 с.
[2] Levchenko V.A., Buyanovskii I.A., Matveenko V.N. To the New Concept of Green Tribology // Journal of Materials Science and Chemical Engineering. – 2017. – Т. 5. – №. 01. – С. 175.
[3] Буяновский И.А., Большаков А.Н., Левченко В.А., Маттвеенко В.Н. Влияние смазочных масел на трение стали по композиционному покрытию керамика + монокристаллический углерод //Трение и износ, 2014, т. 35, №2 – с. 173-177.
[4] Fox-Rabinovich G. et al. Features of self-organization in ion modified nanocrystalline plasma vapor deposited AlTiN coatings under severe tribological conditions //Journal of Applied Physics. – 2007. – Т. 102. – №. 7. – С. 074305.
[5] Смазочные материалы: Антифрикционные и противоизносные свойства. Методы испытаний: Справочник / Матвеевский Р.М., Лашхи В.Л., Буяновский И.А. и др. – М.:Машиностроение, 1989, – 224 с.
[6] Буяновский И.А., Большаков А.Н., Самусенко В.Д., Левченко В.А. Методика трибологических испытаний тонких твёрдых покрытий стальных деталей на четырёхшариковой машине. - В сб.: Труды НИ РХТУ им. Д.И.Менделеева, серия: Инженерная механика, материаловедение и надёжность оборудования - Вып. № 11 (32) / Новомосковский институт (филиал). - Новомосковск, 2016. С. 3-6.

ОЦЕНКА НЕСТАБИЛЬНОСТИ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ВАЛЬЦОВАННЫХ ФПМ ПРИ НИЗКИХ ДАВЛЕНИЯХ

[1]Сафронов Е.В., [1]Носко А.Л.

E-mail: gen-s@mail.ru, dr.nosko@mail.ru

[1]Московский Государственный Технический Университет им. Н. Э. Баумана, Москва, РФ.

Представлены результаты фрикционно-износных испытаний вальцованных фрикционно-полимерных материалов (ФПМ) при давлениях до 0,2 МПа и температуре до 100°С. Испытания проводились на трибометре Nanovea T50 по схеме Pin-on-Disk. Проведена оценка стабильности коэффициента трения фрикционной пары ФПМ / Сталь.

Ключевые слова: коэффициент трения, стабильность коэффициента трения, фрикционно-полимерный материал.

ESTIMATION OF THE INSTABILITY OF THE FRICTION COEFFICIENT OF ROLLED FRICTION-POLYMERIC MATERIALS AT LOW PRESSURES

Safronov E.V., Nosko A.L.

The issue presents the results of frictional wear testing of rolled friction-polymeric materials (FPM) at pressures up to 0.2 MPa and temperatures up to 100 ° C. The tests were carried out on the tribometer Nanovea T50 according to the Pin-on-Disk scheme. The stability of the friction coefficient of friction pair FPM / Steel is estimated.

Keywords: friction coefficient, friction coefficient stability, friction.

Введение

Одной из основных причин выхода из строя тормозных устройств является износ материалов пар трения, и, в первую очередь, фрикционных накладок. Вальцованные ФПМ, нашедшие широкое применение в тормозных устройствах подъемно-транспортных машин, хорошо изучены при режимах работы в области давлений 0,3-0,5 МПа и температурах на поверхности трения свыше 100°С [1, 2]. При этом отсутствие триботехнических данных вальцованных ФПМ при низких давлениях и температурах затрудняет их использование в специальных тормозных устройствах, работающих в сверхлегком режиме.

Целью работы является исследование триботехнических характеристик вальцованных ФПМ при сверхлегком режиме работы фрикционной накладки (удельное давления до 0,2 МПа, температура до 100°С).

Экспериментальное оборудование

Для экспериментального исследования фрикционно-износных характеристик пар трения тормозных роликов российского производства был использован трибометр NANOVEA T50 (США), который позволяет проводить испытания фрикционных пар по схеме Pin-on-Disk в диапазоне нагрузок от 1 до 40 Н при скоростях вращения до 2000 мин-1, максимальный радиус трения 40 мм [3]. Трибометр NANOVEA T50 включает персональный компьютер с программным обеспечением для сбора и анализа данных, полученных при испытаниях: время испытаний (t), путь трения, коэффициент трения (*f*). Общий вид трибометра представлен на Рис. 1.



Рис. 1. **Общий вид трибометра NANOVEA T50**

Экспериментальные образцы

В качестве материалов пары трения использовались Сталь 3 и вальцованные ФПМ типа ЭМ-1 и ЭМ-2 [4], широко используемые в колодочных тормозах подъемно-транспортных машин.

Номинальная площадь фрикционной накладки составляет 250 мм^2, площадь трения 40-45% от площади накладки (100-113 мм2). Общий вид тормозной колодки с фрикционной накладкой и термопарой приведен на Рис. 2.

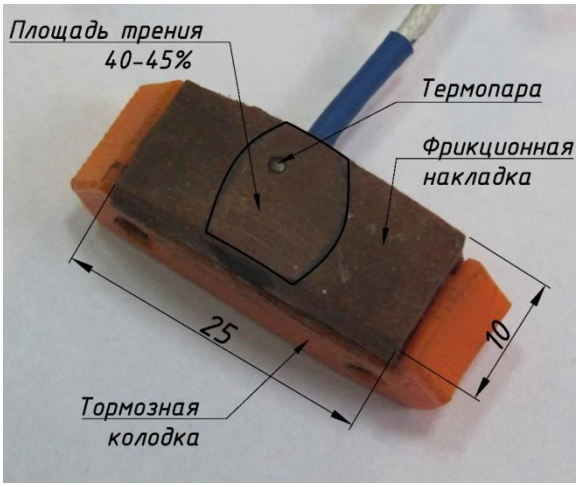


Рис. 2. **Общий вид тормозной колодки с фрикционной накладкой и термопарой**

Все экспериментальные образцы (фрикционные накладки) перед проведением испытаний прирабатывались в течение 0,5 часа при частоте вращения n диска 500 мин$^{-1}$ и нагрузке на образец 30 Н. Приработка осуществляется до получения равновесной шероховатости поверхностей трения материалов фрикционной пары. После этого трибометр отключался, образцы естественным путем охлаждались, поверхности трения образцов очищались от продуктов износа и обезжиривались.

Измерение температуры в зоне трения проводится посредством термопары хромель-алюмель (условное обозначение ХА, за рубежом К-типа) [5] с диаметром спая 0,4 мм, который размещался во фрикционной накладке на расстоянии не более 0,1 мм от поверхности трения. Для преобразования сигнала термопары использовался мультиметр цифрового типа APPA-99II (APPA Technology Corporation, Тайвань), имеющий встроенную компенсацию холодного спая в диапазоне -20°С…+80°С и короткого замыкания, позволяющий измерять температуру в диапазоне -20°С...+800 °С с погрешностью ± 1% и разрешением 10С.

Режимы испытаний

Испытания проводились в стационарном режиме при скорости вращения экспериментального диска 500 мин$^{-1}$, средний диаметр трения - 54 мм, нагрузка на фрикционную накладку изменялась ступенчато в диапазоне от 2 до 20 Н.

Каждое испытание проводилось до выхода фрикционной пары на уставившейся температурный режим, время испытания составляло 15…20 мин. Температура и коэффициент трения определялись как среднее для 3-х испытаний в одном режиме.

Результаты и их обсуждение

На Рис. 3 приведены некоторые результаты экспериментальных исследований для материалов типов ЭМ-1 и ЭМ-2 фрикционных накладок.

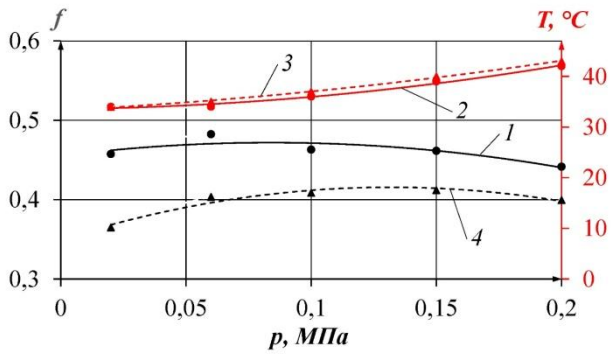


Рис. 3. **Зависимости коэффициента трения *f* (1, 4) и температуры *T* (2, 3) ФПМ типов ЭМ-1 и ЭМ-2 от давления *p* соответственно**

Как показали испытания (Рис. 3) коэффициент трения фрикционных материалов типов ЭМ-1 и ЭМ-2 практически не изменяется с увеличением температуры в зоне трения.

Величина и стабильность коэффициента трения являются важными показателя фрикционной пары, определяющими эксплуатационные свойства тормозного ролика. Поэтому для оценки стабильности работы фрикционной пары использовались следующие коэффициенты [2]:

$$\alpha_{ст} = f_{ср}/f_{макс},$$

$$\gamma = f_{мин}/f_{макс},$$

где $\alpha_{ст}$ – коэффициент стабильности, γ – коэффициент колебания, $f_{ср}$, $f_{мин}$, $f_{макс}$ – средний, минимальный и максимальный коэффициенты трения соответственно.

На Рис. 4 приведены графики коэффициентов стабильности $\alpha_{ст}$ и колебания γ коэффициента трения фрикционных материалов типа ЭМ-1 и ЭМ-2 от давления на контакте.

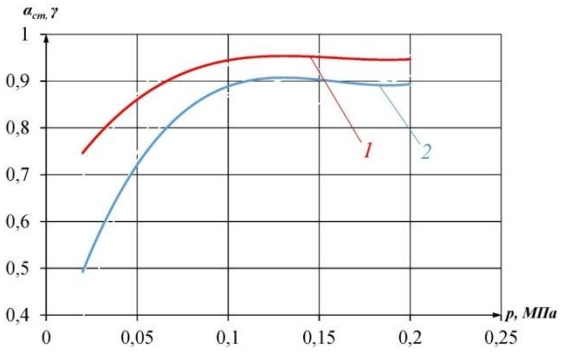


Рис. 4. **Графики коэффициентов стабильности $\alpha_{ст}$ (1) и колебания γ (2) коэффициента трения для материалов типа ЭМ-1 и ЭМ-2 от давления p на контакте**

Заключение

На трибометре NANOVEA T50 по схеме Pin-on-Disk проведены экспериментальные исследования фрикционно-износных характеристик вальцованных ФПМ по Стали при сверхлегких режимах (давление до 0,2 МПа и температура на поверхности трения до 100°С).

В результате исследования установлено, что коэффициент трения фрикционного материала типа ЭМ-1 имеет средние значения, которые находятся в диапазоне 0,44…0,48, а материала ЭМ-2 - в диапазоне 0,38…0,41.

Коэффициенты стабильности $\alpha_{ст}$ и колебания γ коэффициента трения у обоих типов материалов во всем диапазоне давлений практически одинаковы, при этом следует отметить, что с ростом давления коэффициенты возрастают.

[1] Хурцидзе Т. В., Носко А. Л., Федосеев В.Н. Сравнительный анализ триботехнических показателей фрикционных полимерных материалов (ФПМ) в условиях эксплуатации тормозов ПТМ//Известия вузов. Машиностроение. 1989. № 10. С. 89-93

[2] Справочник по триботехнике. В 3-х т. Т.3. Триботехника антифрикционных, фрикционных и сцепных устройств. Методы и средства триботехнических испытаний. / Под общ. ред. М.Хебды, А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 1992. 730 с.

[3] Марахтанов М.К., Духопельников Д.В., Воробьев Е.В., Кириллов Д.В. Трибологические свойства серебряных покрытий, полученных методом магнетронного распыления // Наноинженерия. 2014. № 9 (39). С. 30-32.

[4] ГОСТ 15960-96 Материалы асбестовые фрикционные эластичные и изделия из них. Технические условия. М.: ИПК Издательство стандартов, 2003.15 с.

[5] Температурные измерения. Справочник / Геращенко О.А., Гордов А.Н., Еремина А.К. и др.; отв. ред. Геращенко О.А.; АН УССР. Ин-т проблем энергосбережения. Киев: Наук. думка, 1989. 704 с.

КИНЕТИКА ИЗНАШИВАНИЯ МОДИФИЦИРУЮЩИХ НАПЫЛЁННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ МЕДИ

[1]Сачек Б.Я., [1]Мезрин А.М., [1]Муравьёва Т.И.

E-mail: amezrin@rambler.ru

[1]Институт проблем механики им. А. Ю. Ишлинского РАН. Россия, 119526, г. Москва, Россия.

В работе представлены результаты испытаний трибосопряжений, трущиеся поверхности которых модифицированы газотермическим напылением медьсодержащего покрытия, которое в силу фрикционного взаимодействия переносится на сопряжённую поверхность контртела. Испытания проведены в нормальных условиях. Проведён металлографический анализ кинетики процесса взаимного переноса материала покрытия.

Ключевые слова: газотермические покрытия, фрикционный перенос, износостойкость, металлография.

Введение

Модифицирование металлических поверхностей нанесением покрытий различного назначения является эффективным направлением повышения ресурса конструкций и изделий, функционирующих в различных режимных условиях.

KINETICS OF WEARING MODIFIED PRINCIPAL COATINGS BASED ON COPPER

Sachek B.Ya., Mezrin A.M., Muravyeva T.I.

The paper presents the results of trials of tribo-conjugations whose friction surfaces are modified by gas-thermal spraying of a copper-containing coating, which, due to frictional interaction, is transferred to the conjugate surface of the counterbody. The tests were carried out under normal conditions. A metallographic analysis of the kinetics of the process of mutual transfer of the coating material was carried out.

Keywords: gas thermal coatings, friction transfer, wear resistance, metallography.

В настоящее время эта технология используется довольно широко, поскольку обеспечена и технологическим оборудованием и нормативной базой [1], что позволяет получать достоверные данные по составу и эксплуатационным свойствам этих покрытий.

В работе [2] представлены результаты лабораторных и стендовых испытаний модельных трибосопряжений, трущиеся поверхности которых модифицированы путём газотермического напыления медесодержащего покрытия, как средства защиты от фреттинг-износа. Пара трения «медный сплав по стали» была выбрана с учётом рекомендаций [3], как один их возможных вариантов сочетания сопряжённых материалов, удовлетворительно работающих в условиях фреттинга без смазки.

Цель данного исследования состоит в анализе кинетики фрикционного массопереноса напылённых газотермических покрытий.

Материалы, средства и методы испытаний

Объектами исследования являлись 2 типа медесодержащих покрытий – медного и латунного – напылённых газотермическим методом на подвижный образец исследуемой пары трения.

На этапе лабораторных испытаний такой парой трения являлось кольцо, выполненное из натурной трубы Ø18мм и сопрягаемое с осциллирующей пластиной по схеме линейного контакта.

На каждой из сторон пластины было нанесено модифицирующее покрытие, толщина которого соответственно составила – медного – 340 мкм и латунного – 410 мкм.

Испытания проводились на триботестере фирмы CETR модели UMT-3 по схеме линейного контакта «цилиндр-плоскость» при осциллирующем движении контробразца с заданной частотой. Прибор оснащен термокамерой, обеспечивающей нагрев образцов до 250°С. Испытания проводились в нормальных условиях при отсутствии смазки.

Для изучения морфологии и химического состава поверхности образцов применялся сканирующий электронный микроскоп (СЭМ) FEI QUANTA 650 с энергодисперсионным рентгеновским микроанализатором EDAX. Исследования проводили с использованием детектора вторичных электронов ETD при ускоряющем напряжении 25кВ.

Результаты и их обсуждение

В ходе испытаний наряду с триботехническими характеристиками [2] анализировался также и фрикционный массоперенос модифицирующих покрытий с пластины на кольцо причём как в нормальных условиях, так и при повышенной температуре.

На рис. 1, 2 представлены данные, иллюстрирующие кинетику процесса массопереноса модифицирующего покрытия соответственно в нормальных условиях (н.у.) и при температуре Т = 250ºС.

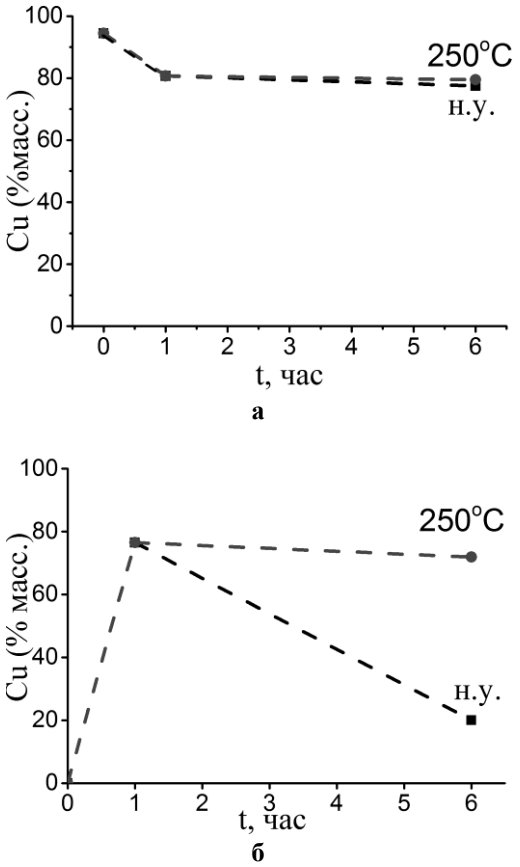


Рис. 1. **Массопрернос медного покрытия**
а) Износ образца-донора; б) Перенос на контробразец

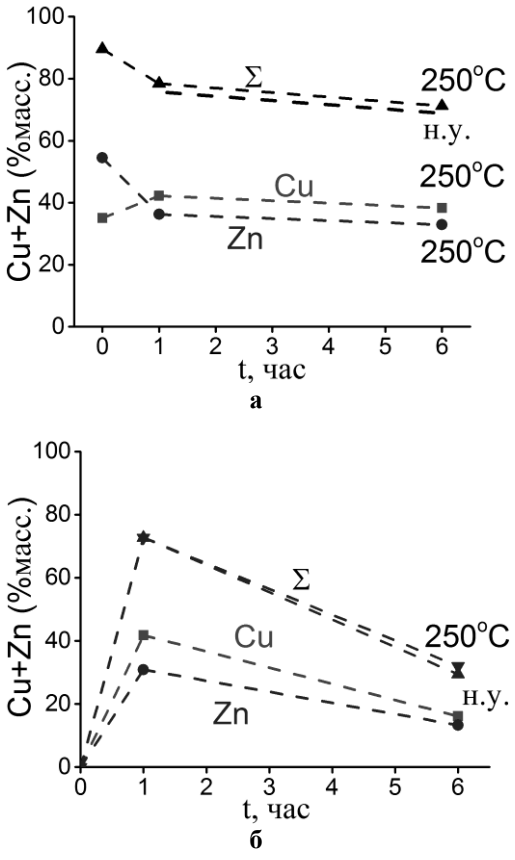


Рис. 2. **Массоперенос латунного покрыти**
а) Износ образца-донора; б) Перенос на контробразец

Очевидно, что это не функциональные зависимости как таковые, а лишь характерные тенденции этого процесса (даны пунктиром).

Отметим, что в эксперименте с латунным покрытием содержание латуни определялось суммой процентного содержания её компонентов (Cu+Zn).

Как следует из представленных данных, на начальном этапе уже в течение 1-го часа работы содержание и меди и латуни на пластинах-донорах уменьшилось практически в одинаковой мере, соответственно на 15-13%.

За этот же период на наружной поверхности кольца, взаимодействующей с пластиной, появилась плёнка покрытия, содержащая соответственно меди - 76,5%, а латуни - 73%. В течение 6-ти часового эксперимента содержание меди на пластине осталось практически на том же уровне (до 78%), а на поверхности кольца оно существенно уменьшилось (до 20%). Примерно в такой же мере (с 73%до 29%) уменьшилось и содержание латуни.

Испытания этих же пар в течении 6-ти часов в условиях повышенной температуры (T=250°C) показали другую тенденцию: содержание медного покрытия на кольце практически не изменилось (уменьшилось с 76% до 72%), а содержание латуни уменьшилось до 32%.

Наличие и постоянство слоя меди, перенесённого на кольцо, свидетельствует о том, что при T=250°C его адгезия к стали ещё достаточна для того, чтобы выдерживать заданный вибро-скоростной режим трения даже при отсутствии смазки, хотя коэффициент трения достаточно высок и находится в пределах f=0,4-0,6.

Это даёт основания предполагать, что при наличии смазочной среды этот слой перенесённой меди сохранится и при более высокой температуре. Что касается латуни, то падающий характер аналогичного процесса переноса во времени (см. рис. 3б) не даёт таких оснований, тем более, что уже при фрезеровании оно частично откололось.

В соответствии с вышеизложенным был сделан предварительный вывод о том, что с точки зрения повышения ресурса трибосопряжения при всех прочих равных условиях целесообразнее рассчитывать на фрикционный перенос именно медного, а не латунного покрытия. Об эффективности принятого решения можно будет судить по результатам пробного высокотемпературного эксперимента в конкретной среде.

Заключение

1. Медесодержащие покрытия, напылённые газотермическим методом на одну из сопряжённых поверхностей трущихся пар, обеспечивают работоспособность трибосопряжения в нормальных условиях даже при отсутствии смазки путём фрикционного массопереноса покрытия на ответную поверхность при условии обеспечения достаточной нормальной и тангенциальной адгезии покрытия к основе.
2. Процесс фрикционного переноса происходит до выравнивания концентрации меди на сопряжённых образцах, которое сохраняется относительно длительное время лишь при повышенной температуре (T=250°C). При нормальной же температуре покрытие начинает истираться с коэффициентом трения f=0,4-0,6.
3. При работе такого покрытия в условиях сухого трения и/или при повышенной температуре может происходить процесс диффузии с прев-ращением исходной структуры Cu-Zn в двойную латунь и электронные соединения (фазы), что может снизить эффект массопереноса.

Работа выполнена по теме государственного задания (№ госрегистрации АААА-А17-117021310379-5).

[1] ГОСТ 28844-90 «Покрытия газотермические упрочняющие и восстанавливающие», М. ИПК, Издательство стандартов.
[2] Б.Я. Сачек, А.М. Мезрин, В.Е. Архипов, А.Ф. Лондарский, «Модифицирование поверхностей трибосопряжений напылением металлических покрытий как средство повышения их фреттингостойкости»// Трение и износ – 2018, т39, №4, с. 24-29.
[3] Трение, изнашивание и смазка, Справочник. Книга 1. В 2-х книгах Под редакцией И.В. Крагельского, В.В. Алисина М.: "Машиностроение", 1978 г., 400 с.

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ВЫСОКОНАПОЛНЕННЫХ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Севостьянов Н.В., Ефимочкин И.Ю., Болсуновская Т.А.

E-mail: kolia-phone@mail.ru

Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов, Москва, Россия.

В работе представлены результаты исследований возможности использования металлических композиционных материалов в качестве подшипников скольжения для узлов трения. Рассмотрены технологические подходы получения высоконаполненных металлокерамических материалов, структура, фазовый состав и триботехнические свойства. Показаны перспективы их применения.

Ключевые слова: металлический композиционный материал, металлокерамика, узлы трения, подшипник скольжения.

TRIBOTECHNICAL PROPERTIES OF HIGHLY FILLED METAL-CERAMIC MATERIALS

Sevostyanov N.V., Efimochkin I.Yu., Bolsunovskaya T.A.

The paper presents the results of studies on the possibility of using metallic composite materials as sliding bearings for friction units. Technological approaches to obtaining high-filled metal-ceramic materials, structure, phase composition and tribotechnical properties are considered. The prospects of their application are shown.

Keywords: metal composite material, cermet, friction units, sliding bearing.

В узлах трения двигателей современных летательных аппаратов нагрузки на подшипники качения достигают теоретического предела. Для создания перспективных силовых агрегатов с увеличенной тяговой мощностью требуется иной подход решения узлов трения. Одним из вариантов увеличения несущей способности узлов трения является применение подшипников скольжения. За счет развитой поверхности контакта трения они обладают значительно большей несущей способностью.

Однако, условия работы узлов трения силовых агрегатов современных и перспективных летательных аппаратов характеризуются, как весьма жесткие:

- повышенная нагрузка и вибрация;
- ограниченная смазка;
- высокие температуры;
- требования к высокой надежности.

В связи с этим для подшипников скольжения требуются особые материалы.

Металлокерамические композиционные материалы (МКМ) с высоким содержание керамической составляющей (до 75% и более) связанной металлической матрицей могут быть использованы для изготовления подшипников скольжения [1].

В качестве керамической составляющей для МКМ могут применяться карбиды, нитриды, карбонитриды, бориды, силициды, оксиды, интерметаллиды и более сложные керамоподобные соединения, а также их комбинации. Дополнительно в состав могут входить вещества из класса «твердых смазок» (графит, дисульфид молибдена, гексагональный нитрид бора и др.) обладающих слоистой структурой и легкоплавкие металлы, выполняющих роль гидродинамических смазок в тонких слоях. В парах трения-скольжения из МКМ удается получить низкие значения коэффициента трения, сравнимого с подшипниками качения и малую величину потерь на трение, и высокий ресурс.

Из недостатков подшипников скольжения можно отметить склонность к автоколебаниям на некоторых режимах работы.

На сегодняшний день во всем мире ведется поиск и разработка перспективных материалов для применения в особо тяжело нагруженных узлах трения авиационных двигателей. Особенность подшипников скольжения заключается в том, что рассматривать необходимо пару трения трущихся материалов, как правило, применяют разнородные материалы [2, 3].

Современные керамические материалы для узлов трения обладают высокой твердостью, износостойкостью теплопроводностью и более низким коэффициентом трения по сравнению со сталью. Однако керамические материалы не способны выдерживать значительные динамические нагрузки. Создание триботехнических материалов на металлической основе связывающей керамическую фазу позволяет сочетать свойства керамики (твердость, износостойкость) и вибростойкость металлов.

Металлокерамические композиционные материалы для исследований изготавливали методом порошковой металлургией. Порошки исходных компонентов, с дисперсностью не более 100 мк, загружались в размольный стакан со стальными шарами из шарикоподшипниковой стали. В

процессе подготовки порошкового материала на валковой мельнице осуществляются следующие процессы: размол крупных фракций порошка, перемешивание и образование композиционных гранул.

Процесс компактирования металло-керамического композионного материала осуществляется методом горячего прессования. Температурный режим спекания устанавливался индивидуально для каждого материала с учетом объемной доли и состава керамической фазы.

Исследования триботехнических характеристик проводили на универсальномтрибометреUMT-3. Коэффициент трения измерялся по схеме трения сфера-диск с постоянной скоростью скольжения и нагрузкой. Испытуемый материал выступал в роли диска. В качестве контртела использовался шар Ø10мм из карбида вольфрама.

Для металлической матрицы выбран никель и его сплавы по ряду причин. Никель обладает приемлемыми физико-механическими свойствами, хорошей химической и коррозионной стойкостью, доступностью и разнообразием исходных компонентов, возможностью получения разнообразных сплавов, технологичностью получения композиционных материалов.

В работе были изготовлены композиты на основе никелевого сплава содержащие в качестве керамической фазы ZrO_2; B_4C; ZrB_2; ZrN; Si_3N_4; SiB_4; SiC; TiC; TiCN; TiN; BN; $TiSi_2$.

При проектировании и изготовлении композита необходимо учитывать взаимодействие наполнителя с матрицей или механизм удержания частиц в матрице. Например, никель активно вступает во взаимодействие с такими элементами как SiиB. В связи с эти, при наполнении никелевой матрицы такими соединениями, как B_4C; ZrB_2;SiB_4;SiC;$TiSi_2$; Si_3N_4 происходит активное взаимодействие с образованием силицидов и боридов никеля. Так же полного отсутствия взаимодействия керамической фазы с металлической матрицей наблюдаться не должно, что приведет к ухудшению физико-механических и прочих свойств.

Образование продуктов взаимодействия матрицы с керамической фазой вносит дополнительные факторы в результаты испытания триботехнических свойств композита, затрудняя анализ и установление причин. Например, замечено, что образование силицидов никеля отрицательно сказывается на величине коэффициента трения, приводя к его повышению.

Однако образование соединений и фаз взаимодействия может быть и полезным. Так, образующиеся бориды никеля способны проявлять склонность к уменьшению коэффициента трения, хотя и сильно охрупчивают материал.

По результатам триботехнических испытаний изготовленные композиты невозможно четко разделить на материалы с высоким и низким коэффициентом трения. Необходимо так же ориентироваться на его стабильность с изменением скорости скольжения и контактной нагрузки.

Например, композит Ni-TiCc увеличением контактной нагрузки с 5 до 15Н коэффициент трения возрастает с 0,3 до 0,5. В то же время композит Ni-Si_3N_4 обладает более стабильным коэффициентом трения и с увеличением нагрузки с 5 до 25Н коэффициент трения увеличивается с 0,3 до 0,4.

С другой стороны, с увеличением скорости скольжения от 0,5 до 5 м/мин коэффициент трения композита Ni-TiC увеличивается с 0,3 до 0,7, а у композита Ni-Si_3N_4– с 0,4до 0,7.

Для подбора материала необходимо также учитывать материал контртела и рассматривать пару трения в комплексе. Так, с контртелами из различных материалов изменяется, как коэффициент трения, так и рабочий диапазон нагрузок и скоростей скольжения.

[1] Вашарин С.А., Федоров А.Е., Кочерга Л.Н. Состояние и перспективы применения подшипников скольжения из керамических материалов и твердых сплавов в насосном оборудовании / Труды VII Международной научно-технической конференции «СИНТ»13» г. Воронеж. 2013 . С. 184–191.

[2] Зубко А.И., Донцов С.Н. Исследование условий работоспособности и разработка диагностики керамических подшипников нового поколения // Электронный журнал «Труды МАИ». №74. С. 1–30.

[3] Климов А.К., Климов Д.А., Низовцев В.Е., Ухов П.А. Эффективность применения наноструктурированных композиционных материалов и изделий из них в авиационной промышленности // Электронный журнал «Труды МАИ». №67. С. 1–15.

ВЛИЯНИЕ ЛЕГИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ И КОНТАКТНЫХ ТЕМПЕРАТУР НА ДИАПАЗОН РАБОЧИХ НАГРУЗОК ПАР ТРЕНИЯ ПОЛИМЕР - СТАЛЬ

[1]Седакова Е.Б., [1]Козырев Ю.П., [2]Бураков И.С.

E-mail: elenasedakova2006@yandex.ru

[1]ИПМаш РАН, Санкт-Петербург, Россия;
[2]Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия.

Обобщены данные экспериментальных исследований на износостойкость политетрафторэтилена, его композита Ф4К20 и полиэфирэфиркетона в парах трения со сталями двух марок. Показано, что наличие никеля в качестве легирующей добавки в материале стального контртела приводит к образованию химических соединений с полимером, которые оказывают влияние на температурный режим в контактной зоне с изменением величины диапазона рабочих нагрузок.

Ключевые слова: износ, износостойкость, полимер, композит, пленки переноса, адгезионный износ, легирование.

INFLUENCE OF ALLOYING ELEMENTS AND CONTACT TEMPERATURES ON A RANGE OF WORKING LOADINGS OF PAIRS FRICTION POLYMER

Sedakova E.B., Kozyrev Yu.P., Burakov I.S.

The data of experimental researches on wear polytetrafluoroethylene, its composite Ф4К20 and polyetheretherketone on two marks steels are generalized. It is shown, that presence of nickel as alloying additive in a material counterbody results in formation of chemical compounds with polymer which influence a temperature mode in a contact zone with change of a working loadings range.

Keywords: wear, wear resistance, polymer, a composite, adhesive films, alloying elements.

Относительно большую группу антифрикционных полимерных материалов (АПМ) составляют материалы, получаемые методом порошковой технологии такие, как политетрафторэтилен (ПТФЭ), полиэфир-эфиркетон (ПЭЭК), высокомолекулярный полиэтилен, полифениленсульфид, и другие. АПМ благодаря низкому значению коэффициента трения и способности работать в узлах трения без наличия смазочного материала широко используется как самостоятельно, так и в качестве матриц композитов в легко- и средненагруженных узлах трения. Для их армирования при создании наполненных композиционных материалов используются дисперсные частицы, короткие волокна и, в последнее время, нанотрубки [1]. Отмеченное разнообразие наполнителей и соответствующих композитов, может помочь расширить границы технических возможностей трибосопряжений при использовании новых композиционных материалов. В связи с этим всестороннее изучение триботехнических характеристик, направленное на оптимизацию состава материалов пары трения, имеет большое значение, особенно для возможности использования результатов исследований на стадии разработки композитов [2]. Как известно, большое влияние на трибологические характеристики ПТФЭ оказывает процесс переноса пленок полимера на металлическое контртело. Этот процесс зависит от многих факторов, воздействующих на поверхность контакта, таких как давление, скорость скольжения, температура, шероховатость контртела [3, 4]. В [5] с помощью эмпирического закона изнашивания было показано, что износ ПТФЭ и композитов на его основе определяется конкуренцией трех составляющих изнашивания. Первая связана с абразивным износом при недостаточном пленкообразовании. Вторая составляющая зависит от самоорганизации поверхности трения. В случае изнашивания полимерных материалов, этот процесс, по-видимому, приводит к образованию и износу вторичных структур в виде пленок переноса и связан при достижении определенной температуры в контактной зоне с адгезией в системе металл-полимер. Третья составляющая определяется чисто механическими процессами, такими как, образование и распространение усталостных подповерхностных трещин [6, 7]. В результате кривая эмпирического закона изнашивания для коэффициента износа имеет область стабилизации или обратной зависимости показателей износостойкости при увеличении нагрузки на узел трения. Протяженность этого участка может характеризовать диапазон нагрузок, в котором и проявляется адгезионный износ.

Выше были отмечены параметры, от которых зависит процесс формирования пленок переноса. Кроме того, процесс переноса зависит от материала контртела. В большинстве технических применений в узлах трения, в качестве контртел, используются различные конструкционные стали. В [8] показано, что легирующие добавки, такие как, например, никель способны к образованию фторидов и других химических соединений на поверхности контакта металл-полимер, что может приводить к увеличению адгезии пленок переноса, образованию

подповерхностных трещин и, как следствие к изменению границ действия механизмов изнашивания. Для проверки этого предположения для триботехнических испытаний с углеродистой и легированной сталями были выбраны материалы: ПТФЭ, композит Ф4К20 (на базе ПТФЭ) и чистый ПЭЭК.

Экспериментальные исследования проводились на установке, описанной в [9], по схеме кольцо - плоскость. Плоский образец полимера размером 20×25 мм и толщиной 5,8 мм изнашивался по стальному контртелу в виде кольца диаметром 10×8 мм при постоянной скорости скольжения. Контртела были изготовлены из сталей 45 ГОСТ 4543-71, НВ 170 МПа, и 18Х2Н4МА ГОСТ 10702-78, НВ 269 МПа. Легированная сталь выбиралась по принципу относительного превосходства процентного содержания в составе одного наиболее значимого элемента, например, такого как никель.

Перед каждым испытанием проводилось шлифование поверхности контртела абразивной шкуркой с зернистостью 1000. Износ образца Δm определялся по разности веса образца до и после эксперимента. Путь трения L составлял 1000 метров. После чего определялся коэффициент износа и интенсивность линейного изнашивания по известным соотношениям [10].

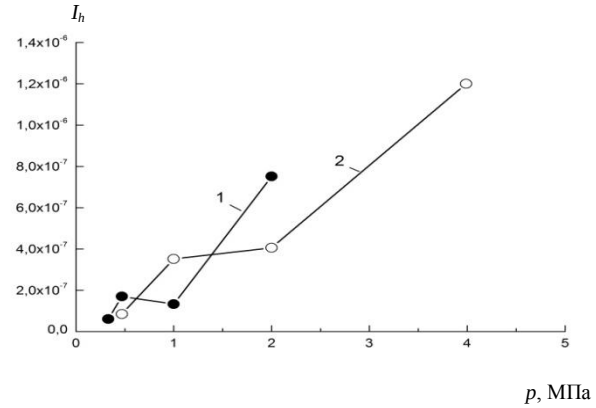


Рис. 1. **Зависимость I_h от p для ПТФЭ при изнашивании по сталям различных марок при v=0,1 м/с: 1 – сталь 45; 2 - сталь 18Х2Н4МА.**

На рис. 1 приведены зависимости интенсивности линейного изнашивания I_h от контактного давления p при испытании ПТФЭ по углеродистой и легированной сталям со скоростью скольжения v=0,1 м/с. Участок подъема зависимости I_h определяется абразивным износом поверхности полимера без образования слоя переноса. Область адгезионного износа на рис. 1 для пары ПТФЭ - легированная сталь имеет в два раза большую протяженность по оси абсцисс, но по сравнению с парой трения ПТФЭ – сталь 45 на этом участке наблюдается в два раза больший износ. Тем не менее, эту область нагрузок следует рассматривать как рабочий диапазон узла трения, так как при больших нагрузках наступает существенное увеличение величины I_h, связанное преобладанием сталостного механизма изнашивания с образованием подповерхностных трещин, которые были зафиксированы в [6]. Таким образом, можно сделать вывод, что легирующие добавки способствуют более интенсивному адгезионному износу. В рассматриваемой стали содержится никель в количестве 4 об. %, который способен образовывать химические связи с макромолекулами полимера. Никель относится к материалам с большой твердостью. Он характеризуется высокой коррозионной и химической стойкостью. Введение никеля в сталь повышает ее вязкость и коррозионную стойкость, увеличивает сопротивление распространению трещин. Химическая стойкость никеля обусловлена склонностью к пассивированию, то есть к образованию на поверхности оксидных пленок, обладающих сильным защитным действием [11].

На рис. 2 приведены зависимости коэффициента износа K композита Ф4К20 в парах трения с выбранными стальными контртелами. В этом случае более информативной является зависимость K от произведения контактного давления и скорости скольжения pv. Из рис. 2 видно, что при pv =(1,5 ÷3) МПа наблюдается подъем с последующим спадом величины K при контакте Ф4К20 с легированной сталью. Этот участок входит в состав диапазона нагрузок с преобладанием адгезионного механизма изнашивания. Имеющееся повышение величины K в этом диапазоне, свидетельствует об увеличении интенсивности образования пленок переноса, по-видимому, за счет формирования химических соединений макромолекул ПТФЭ в составе композита с никелем. На это косвенно указывает зафиксированное изменение напряжения среза на трибоконтакте. При образовании химической связи никеля с макромолекулами ПТФЭ прочность на срез таких соединений резко возрастает, что приводит к росту величины f. На это указывают графики на рис. 3, несмотря на то, что концентрация никеля на поверхности контакта мала. При значениях pv от 1 до 3 МПа м/с (рис. 3) зависимость коэффициента трения имеет ту же тенденцию увеличения с последующим спадом, как и зависимость K от pv (рис. 2).

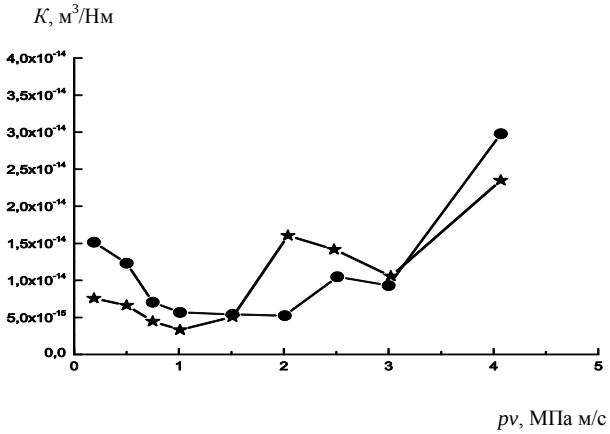


Рис. 2. **Зависимости K от pv для композита Ф4К20 в контакте с различными сталями: сталь 45 (●) и сталь 18Х2Н4МА (★).**

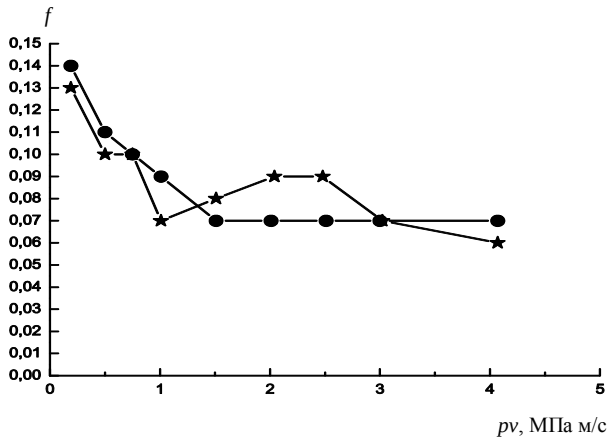


Рис. 3. **Зависимость коэффициента трения *f* от pv для Ф4К20 в контакте с различными сталями: сталь 45 (●) и сталь 18Х2Н4МА (★).**

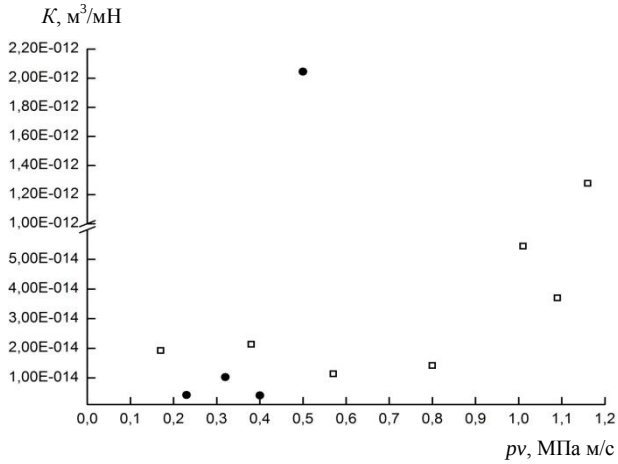


Рис. 4. **Зависимости коэффициента износа *K* от величины нагрузки *pv*. Пары трения: ПЭЭК - сталь 18Х2Н4МА (•); ПЭЭК - сталь 45(□).**

ПТФЭ при достижении температуры плавления кристаллитов остается в относительно твердом состоянии, благодаря наличию аморфной фазы. Однако при трении в этом случае образуются купнозернистые пленки переноса, что снижает адгезию этих пленок к металлическим контртелам. В результате ПТФЭ и композиты на его основе редко достигают режима схватывания.

К этой же группе материалов, что и ПТФЭ, относится полимер ПЭЭК. Этот полимер имеет реальную объемную точку плавления в районе 144 ^{0}C. В результате при таких температурах может происходить размягчение контактного слоя полимера, что вызывает резкое увеличение фактической площади контакта и величины адгезии. Это может приводить к схватыванию рабочих поверхностей в узле трения. Если возможно образование химических связей между легированной сталью и полимером, то схватывание может происходить при меньших нагрузках. Ниже приводятся данные по испытанию ПЭЭК в парах трения с углеродистой и легированной сталями. Методика расчета контактной температуры приведена в [12]. Вначале вычислялась мощность трения в контактной зоне полимера с применением формулы Шаррона для определения коэффициента распределения тепловых потоков. Затем по формулам [13] определялась контактная температура.

На рис. 4 приведены зависимости величины *K* от *pv* для материала ПЭЭК при трении по углеродистой и легированной сталям. Из рис. 4 следует, что величина *K* пары трения ПЭЭК – сталь 45 имеет минимум при *pv* = 0,57 МПа м/с. В тоже время в паре трения ПЭЭК - сталь 18Х2Н4МА при этой же величине *pv* имеет место существенное увеличение величины *K,* приблизительно на два порядка, по-видимому, связанное с схватыванием рабочих поверхностей. Расчетная контактная температура в максимуме зависимости *K* от *pv* в паре ПЭЭК – сталь 18Х2Н4МА составляла приблизительно 184^{0}C, что вполне достаточно для образования химических связей между полимером и легирующей присадкой никеля с образованием пассивирующего слоя на поверхности стального контртела. В то же время нормальная работа пары трения ПЭЭК – сталь 45 продолжалась до нагрузки в 1 МПа и температуры 220 ^{0}C. По-видимому, в этом случае при нагрузках до 1 МПа прогревается очень тонкий поверхностный слой ПЭЭК, что не приводит к катастрофическому увеличению износа.

[1] Vail J.R., Burris D.L., Sawayer W.G. Multifunctionality of single-walled carbon nanotube–polytetrafluoroethylene nanocomposites// Wear. 2009. V. 267. №1-4. P. 619-624.
[2] Седакова Е.Б., Козырев Ю.П. Приложение эмпирического закона изнашивания к вопросам разработки композитов на основе политетрафторэтилена // Вопросы материаловедения. 2012. №4 С. 217-222.
[3] Bahadur S. The development of transfer layers and their role in polymer tribology// Wear. 2000. V. 245. №1-2. P. 92-99
[4] Козырев Ю.П., Седакова Е.Б. Влияние особенностей структуры композиционных материалов на основе политетрафторэтилена на снижение нагруженности матрицы // Проблемы машиностроения и надежность машин. 2010. №2. С. 40-45.
[5] Козырев Ю.П., Седакова Е.Б. Применение термодинамической модели для анализа характеристик износостойкости материалов// Проблемы машиностроения и надежность машин. 2008. №1. С 70-73.
[6] Седакова Е.Б., Козырев Ю.П. Механизмы износа политетрафторэтилена при трении по сталям различных марок // Проблемы машиностроения и надежность машин. 2016. №2. С. 80-84.
[7] Blanchet T.A., Kennedy F.E. Sliding wear mechanism of polytetrafluoroethylene (PTFE) and PTFE composites// Wear. 1992. V. 153. №1. P. 229-243.
[8] Cadman P., Gossedge G.M. The chemical nature of PTFE tribological interaction as studies by X- ray photoelectron spectroscopy// Wear. 1979. V. 54. №2. P. 211-215.
[9] Козырев Ю.П., Седакова Е.Б. Метод определение допустимых нагрузок при трении с использованием эмпирического закона изнашивания// Вестник машиностроения. 2007. №6. С. 44-46.
[10] Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. -528 с.
[11] Трушин Ю.В. Физическое материаловедение. СПб.: Наука, 2000. – 266 с.
[12] Седакова Е. Б., Козырев Ю. П. Инженерная методика оценки поверхностной температуры полимерного элемента узла трения // Тр. IV Междунар. науч.-практ. конф. “Инновации на транспорте и в машиностроении” / под ред. В. В. Максарова. — СПб.: Национальный минерально-сырьевой университет “Горный”. — 2016 (III), 122—125]
[13] Дульнев Г.Н, Семяшкин Э.М. Теплообмен в электронных аппаратах. Л.: Энергия, 1968. - 360 с.

СОВРЕМЕННЫЕ МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ШНЕКОВЫХ МАШИН, ПРИМЕНЯЕМЫХ В ПРОЦЕССАХ РУДОПОДГОТОВКИ

Сербин В.М.

E-mail: vmserbin@yandex.ru

Северо-Кавказский федеральный университет, Ставрополь, Россия.

Рассматриваются основные методы повышения износостойкости рабочих органов спиральных классификаторов. Показано, что наиболее эффективными являются метод гуммирования и конструкционной износостойкости.

Ключевые слова: *износостойкость, спираль, классификатор, футеровка, самофутерование.*

MODERN METHODS OF INCREASING WEAR RESISTANCE MACHINES APPLIED IN THE PROCESSES OF FORMATION

Serbin V.M.

The basic methods of increasing the wear resistance of the working bodies of spiral classifiers are considered. It is shown that the most effective method is gumming and structural wear resistance.

Keywords: wear resistance, spiral, classifier, lining, self-suction.

Цель. Повышение надежности и долговечности рабочих органов шнековых машин, применяемых в процессах рудоподготовки.

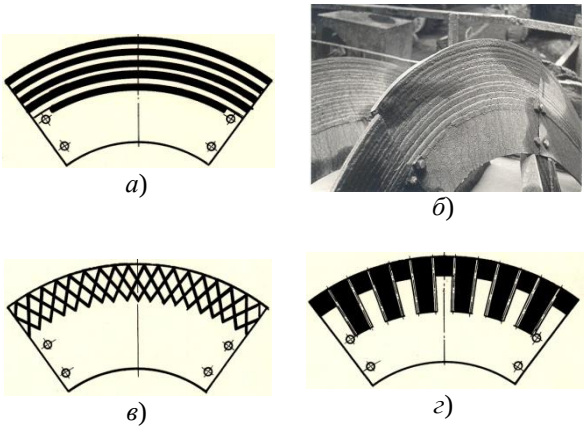
Введение. В предлагаемом сообщений рассматриваются пути решения этой проблемы применительно к особому виду шнековых машин – спиральным классификаторам, которые широко используются в операциях рудоподготовки в горнообогатительной, строительной, золото- и алмазодобывающей и других отраслях промышленности [1].

Эти аппараты предназначены для разделения по крупности и плотности руд черных и цветных металлов и горно-химического сырья и представляют собой наклонные под углом 12...18° корыта полукруглого сечения, внутри которых вращаются одна или две спирали. Чаще применяются пять типоразмеров классификаторов с диаметрами спиралей от 1,2 до 3-х.

Основным рабочим органом классификаторов является шнек (спираль), состоящий из набора металлических лопастей, взаимодействующих с высокоабразивным материалом. Следствием этого взаимодействия является повышенный износ внешнего контура спирали, в связи с чем, возникает необходимость в защите от изнашивания этого участка лопастей.

Результаты и их обсуждение. Известно, что традиционным методом повышения износостойкости металлических деталей машин является повышение твердости материала. С этой целью была предпринята попытка использовать наплавку полноразмерных лопастей специальными высокотвердыми сплавами.

На рис. 1, *а, б* показана схема и внешний вид наплавки в виде концентрических окружностей порошковой лентой. На рис. 1, *в* показана наплавка выполнена в виде сетки специальными высокотвердыми электродами. На рис. 1, *г* показана чередующаяся наплавка в виде приваренных металлических прутков, промежутки между которыми заполнены наплавкой порошковой проволокой.



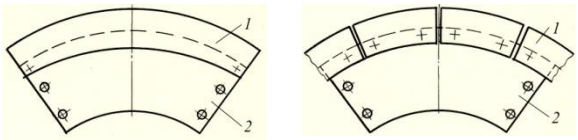
а) *б*) *в*) *г*)

Рис. 1. **Схема наплавки лопастей**

Следует отметить, что подобные способы повышения износостойкости проходили только опытно-промышленную апробацию и широкого распространения на практике не получили. Это связано, прежде всего, с высокой трудоемкостью процесса наплавки и нерациональным использованием материала лопастей, поскольку после износа упрочненной части оставшийся металл (до 80 % массы лопастей) повторно использовать невозможно. Кроме того, в процессе наплавки лопасти, вследствие температурных деформаций, изменяют свою первоначальную форму, что затрудняет их крепление к кронштейнам классификатора.

С учетом этих обстоятельств наибольшее распространение получила специальная футеровка, допускающая многократную замену. На рис.2, *а* показан применяемый в классификаторах малых типоразмеров (с диаметром спирали до одного метра) элемент футеровки в виде кольцевого

сектора длиной в четверть окружности. В классификаторах больших типоразмеров (с диаметром спирали более одного метра) используют набор футеровочных элементов (рис. 2, *б*). Подобное конструктивное исполнение позволяет многократно заменять изношенные элементы, не затрагивая саму лопасть.



а) *б*)

Рис. 2. **Конструктивное исполнение футеровки: *1* – футеровочный элемент; *2* – лопасть**

Футеровками этого типа оснащаются серийно выпускаемые в настоящее время классификаторы, поэтому совершенствованию их конструкции и повышению износостойкости уделяется основное внимание.

Изначально футеровку, показанную на рис.2, *а*, изготавливали из износостойкой стали 65Г, а футеровку, показанную на рис.2, *б*, из специальных сортов чугуна типа ИЧХ28Н2. Однако эти футеровки имеют ряд существенных недостатков: относительно низкий срок службы, хрупкую структуру, не полностью защищают лопасти от износа, требуют длительного времени для монтажных работ. Комплексные исследования, проведенные в 70...80-е годы прошлого века на кафедре "Детали машин" Ставропольского политехнического института, показали значительное преимущество футеровки выполненной из эластомеров (резины) по сравнению с металлической [2].

На рис. 3 показаны конструкции резиновых секторов с плоской рабочей поверхностью.



а) *б)*

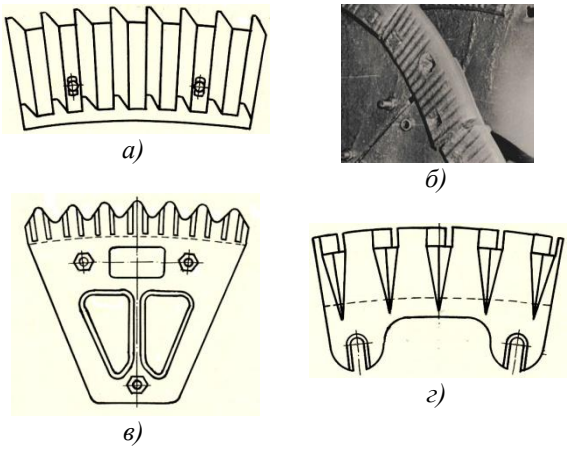
Рис. 3. **Резиновой футеровка конструкции СтПИ: *а* – гуммированная лопасть; *б* – резиновый сектор**

В настоящее время практически все серийно выпускаемые классификаторы, как в нашей стране, так и за рубежом, оснащаются резиновой футеровкой.

Изучение возможных направлений в дальнейшем повышении износостойкости футеровочных элементов показало, что перспективным является совершенствование их конструкции с целью реализации эффекта самофутерования.

Сущность этого эффекта заключается в том, что защита изнашиваемой поверхности достигается при помощи самой изнашивающей среды. При этом важно, чтобы указанная среда состояла из подвижных, не связанных между собою абразивных частиц, т. е была сыпучей.

Фиксация тонкого самовосстанавливающегося слоя абразивного материала на поверхностях трения, осуществляется путем выполнения на изнашиваемой поверхности специальных выступов – ребер. На рис. 4, *а, б* показаны элемент ребристой металлической футеровки и фрагмент спирали. На рис. 4, *в, г* показаны элементы подобных футеровок в различном конструктивном исполнении.



а) *б)* *г)* *в)*

Рис. 4. **Металлическая ребристая футеровка**

Следует отметить, что эти конструкции были созданы эмпирическим путем, без должного теоретического обоснования, поэтому на практике показали низкую эффективность и широкого распространения, как защитные элементы не получили.

В работе [3] были детально рассмотрены теоретические основы метода самофутерования, и определены условия, при выполнении которых защитный слой абразива будет удерживаться на винтовой поверхности, т. е. совершать вместе со шнеком совместное синхронное вращательное движение. Для практической реализация этого метода было предложено выполнять на рабочей поверхности футеровки радиальные ребра с поперечным сечением в форме прямоугольного треугольника (рис. 5, *а*) и определен оптимальный интервал углов их наклона к винтовой поверхности:

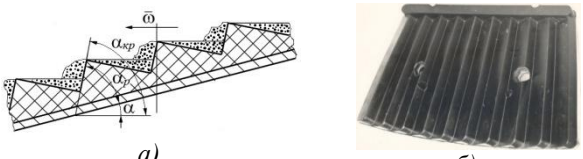
$$k[90^\circ - (\alpha + \delta)] \le \alpha_p < 90^\circ - \alpha, \qquad (1)$$

где k –поправочный коэффициент; α – угол подъема винтовой линии; δ – угол наклона спирали к горизонту.

На рис. 5, *б* показана практическая конструкция ребристой футеровки.

Из технических характеристик спиральных классификаторов было установлено среднее значение угла наклона спирали к горизонту и угол подъема винтовой линии. Исходя из этого по выражению (*1*) был определен оптимальный интервал углов наклона радиальных ребер и разработана практическая конструкция резинового

элемента футеровки с ребристой рабочей поверхностью (рис. 5, *б*).



а) *б)*

Рис. 5. **Схема взаимодействия абразивного материала с ребристой поверхностью футеровки (*а*), элемент ребристой футеровки (*б*)**

По результатам испытания этой футеровки в промышленных условиях ресурс ее работы составил около 12 тыс. часов, что соизмеримо со сроком службы остальных элементов спирали – лопастей, спиц и вала, что позволило рекомендовать ребристую футеровку к серийному производству.

Оригинальность разработки подтверждается рядом патентов на изобретение, в том числе, [4].

Выводы. На основании проведенного анализа можно сделать следующие выводы:

- основным направлением в повышении износостойкости рабочих органов шнековых машин является использование специальных защитных элементов – футеровок;
- повышение износостойкости самих футеровок достигается путем совершенствования свойств материала и оптимизации их конструкции;
- первое направление было реализовано в замене высокотвердых металлов на резину, а второе – в разработке конструкции оригинальной ребристой футеровки.

Эти направления отражают современные тенденции в повышении износостойкости рабочих органов шнековых машин, применяемых в процессах рудоподготовки.

[1] Шинкоренко С. Ф., Белецкий Е. П., Ширяев А. А. Справочник по обогащению руд черных металлов / под ред. С. Ф. Шинкоренко. — М.: Недра. –1980.
[2] Пенкин Н.С., Копченков В.Г., Сербин В.М., Пенкин А.Н. Гуммированные детали машин / Под ред. Н.С. Пенкина. 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение – 2013.
[3] Сербин В.М. Конструкционные методы повышения износостойкости рабочих органов шнековых машин // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2010, № 9, 21 – 25.
[4] Патент РФ № 2132740. Резиновый элемент футеровк спиральных классификаторов. Авторы: Сербин В.М., Пенкин Н.С. Заявка № 98107298/03. Приоритет 10.07.1999. Зарегистрирована 10.07.1999.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ОБРАЗЦОВ ИЗ СТАЛИ С МИНЕРАЛЬНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИИ С БУРОВЫМ РАСТВОРОМ

[1]Сказочкин А.В.*, [2]Бондаренко Г.Г., [3]Кислов С.В.

E-mail: avskaz@rambler.ru

[1]Калужский филиал Российской академии народного хозяйства и государственной службы при Президенте РФ, Калуга, Россия;
[2]Национальный исследовательский университет «Высшая школа экономики», Москва, Россия;
[3]ООО «Научно-производственный центр «Технологии минеральных покрытий», Калуга, Россия.

Выполнены трибологические испытания образцов из стали 20Х13 с различными минеральными слоями, созданными на поверхности. Определены коэффициенты трения и интенсивность изнашивания образцов при трении скольжении в бентонитовом растворе и моторном масле. Определено минеральное покрытие, интенсивность изнашивания которого примерно на 45% ниже, чем у образцов с другими видами минеральных покрытий, а коэффициент трения снижается в 1,5-2,0 раза. По результатам испытания образцов в условиях трения скольжения в моторном масле «ТНК» 10W40 получены коэффициенты

WEAR-RESISTANCE DETERMINATION OF STEEL SAMPLES WITH MINERAL COATINGS IN DRILLING MUD SLIDE

Skazochkin A.V., Bondarenko G.G., Kislov S.V.

Tribological tests of steel samples 20X13 with various mineral layers on the surface have been performed. The friction coefficients and the wear rate of the specimens during sliding friction in bentonite solution and motor oil are determined. A mineral coating is defined, the wear rate of which is approximately 45% lower than that of samples with other types of mineral coatings, and the coefficient of friction is reduced by a factor of 1.5-2.0. Based on the test results of the samples under the conditions of sliding friction in motor oil "TNK" 10W40, the friction coefficients in the range 0.08-0.16 and the wear rate of coatings in the range 9.0 10-8 to 2.2 10-6 were obtained, which is

трения в пределах 0,08-0,16 и интенсивности изнашивания покрытий в диапазоне 9,0 10^{-8} до 2,2 10^{-6}, что сопоставимо с параметрами поверхностей трения из металлокерамики. Полученные данные позволяют рекомендовать использование минеральных покрытий для получения положительного эффекта в узлах трения различных механизмов.

Ключевые слова: износостойкость, коэффициент трения, интенсивность изнашивания, минеральное покрытие.

comparable to parameters of friction surfaces of cermets. The data obtained make it possible to recommend the use of mineral coatings to obtain a positive effect in the friction nodes of various mechanisms.

Keywords: wear resistance, coefficient of friction, wear rate, mineral coating.

Введение

Одним из перспективных направлений поверхностного упрочнения материалов является формирование минеральных покрытий на поверхности металлической детали. Минеральные покрытия осуществляют защиту от изнашивания металлических деталей эксплуатируемых механических систем различного назначения, в том числе работающие в условиях агрессивной среды (высоких температур, абразива, кислот, морской воды), повышают их ресурс, снижают энергопотребление за счёт снижения механических потерь в машинах и механизмах [1-3].

Суть технологии заключается в создании модифицированного поверхностного слоя толщиной 5-30 мкм путем его пластического деформирования с помощью ультразвукового и механического воздействий, активирующих вхождение ультрадисперсных частиц минералов в объем металла [1, 3]. Выполненные ранее микроструктурные исследования показали, что в результате модификации поверхности по технологии минеральных покрытий наблюдается поверхностный слой с четко отличной от объемной зернистой структурой [1]. Трибологические испытания показали, что модифицированная поверхность образцов из стали и титана приобретает высокую твердость [1, 3], износостойкость пар трения из стали увеличивается от 3 до 10 раз [2]. Все это позволило использовать минеральные покрытия для повышения ресурса различных деталей и механизмов.

Однако часто эксплуатационные испытания деталей с минеральными покрытиями опережают лабораторные исследования. Например, в соответствии с Актом опытно-промышленных испытаний №129 (09-02-30-1315) от 07 июня 2017 года ОАО «Сургутнефтегаз» использование гильзы с минеральным покрытием в составе насоса JWS-400 обеспечило повышение ресурса гильзы более чем в 5 раз с 250-270 часов эксплуатации до 1277 часов. Настоящая статья является системной попыткой заполнить отсутствие лабораторных исследований поведения деталей с минеральными покрытиями в различной среде. В результате исследований были определены некоторые коэффициенты трения, интенсивность изнашивания образцов из стали 20Х13 с минеральными покрытиями при трении скольжении в бентонитовом растворе и моторном масле.

Материалы и методы

Сущность испытаний поверхностных слоев на трение скольжение в жидкостных средах и смазочных материалах состоит в том, что поверхность исследуемого образца взаимодействует в течение заданного времени при фиксированной статической нагрузке со стальной металлической поверхностью по схеме «колодка-ролик». В процессе испытания определяется коэффициент трения. До и после окончания каждого цикла испытаний исследуемый образец взвешивается и определяется весовой износ поверхностного слоя. Визуальным осмотром контактных поверхностей оценивается наличие признаков процессов схватывания.

Исследования проводили на цилиндрических металлических образцах, изготовленных в виде колец токарной обработкой прутков из стали 20Х13 (ГОСТ 8560-78) диаметром 35 мм и шириной 12 мм, на наружной поверхности которых были созданы минеральные покрытия нескольких видов. Перед началом испытаний контактная поверхность образцов подвергалась приработке для достижения полного прилегания образцов к поверхности стальной колодки в условиях испытаний. Ответная поверхность стальной колодки была изготовлена из стали 45.

Во всех опытах испытания проводили при трении наружной образующей поверхности образца по поверхности стальной колодки при частоте вращения ролика 500 об/мин. Испытания проводили под действием удельной нагрузки 7 кг/см^2 (0,09807 МПа). Испытательная среда – бентонитовый раствор и масло «ТНК» 10W40.

В процессе испытаний с помощью тензометрического устройства регистрировалась сила трения, по которой вычислялся коэффициент трения. Для определения весового износа исследуемый образец взвешивали перед и после каждого цикла испытаний.

По результатам измерения потери массы образцов определяли следующие показатель износостойкости:

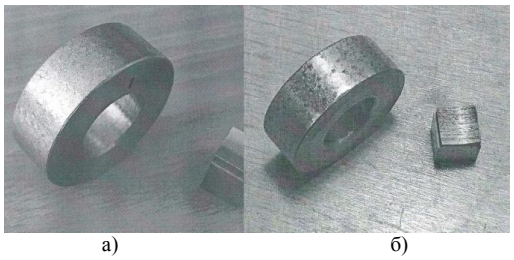
- весовой износ – изменение веса образца в процессе испытаний, определялся как разница между начальным и конечным весом образца в каждом цикле испытаний (мг);
- средняя скорость изнашивания – отношение значения весового износа к интервалу времени, в течение которого он возник, определялся как отношение весового износа к продолжительности одного цикла испытаний (мг/с);
- средняя интенсивность изнашивания – отношение значения износа к обусловленному пути, на котором происходит изнашивание, определялось как отношение весового износа к фактическому пути трения, пройденному за один цикл испытаний (мг/м).

Исследование образцов проводили на следующем оборудовании:

- машина трения СМЦ-2, предназначенная для испытаний материалов на трение и изнашивание при качении, качении с проскальзыванием и скольжении;
- электронные весы НТР-120СТ с датчиком Tuning Fork, диапазон взвешивания от 0,01 г. до 120 г при дискретности не более 0,0001 г., ценой поверочного деления не менее 0,001 г. и классом точности по ГОСТ 24104-2001 специальный (I).

Результаты и их обсуждение

Испытание образца №1 (ролик №1)
Удельная нагрузка - 0,09807 МПа
Путь трения – 549,5 м
Испытательная среда – бентонитовый раствор
На рисунке 1 представлены фотографии внешнего вида образца №1 во время испытаний



а) б)

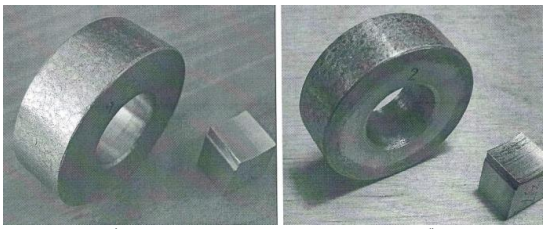
Рис. 1. **Внешний вид образца №1 с колодкой а) до испытаний; б) после испытаний**

Таблица 1. **Результаты испытаний образца №1 при трении поверхностных слоев металла по металлу**

Ролик №1			Колодка			Путь трения, м	Интенсивность изнашивания, г/м	Коэффициент трения
Масса ролика, г.			Масса колодки, г					
до исп.	после	износ	до исп.	после	износ			
71,7096	71,6929	0,067	10,2723	10,1976	0,0747	549,5	0,000136	
			10,1976	10,1744	0,0232	549,5	0,000042	
			10,1744	10,1530	0,0214	549,5	0,000039	
			10,1530	10,1326	0,0204	549,5	0,000037	
Итого					0,1397	2198,0	0,000064	0,9

Испытание образца №2 (ролик №2)
Удельная нагрузка - 0,09807 МПа
Путь трения – 549,5 м
Испытательная среда – бентонитовый раствор

На рисунке 2 представлены фотографии внешнего вида образца №2



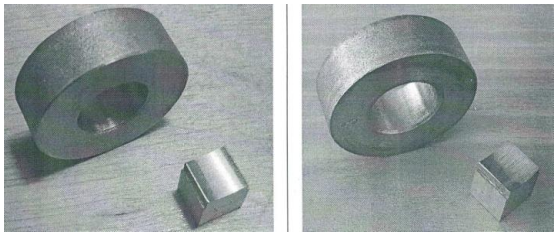
а) б)

Рис. 2. **Внешний вид образца №2 с колодкой а) до испытаний, б) после испытаний**

Таблица 2. **Результаты испытаний образца №2 при трении поверхностных слоев металла по металлу**

Ролик №2			Колодка			Путь трения, м	Интенсивность изнашивания, г/м	Коэффициент трения
Масса ролика, г.			Масса колодки, г					
до исп.	после	износ	до исп.	после	износ			
70,8593	70,8473	0,0120	10,1640	10,0177	0,1464	549,5	0,000067	0,78

Испытание образца №3 (ролик №3), 1-й опыт
Удельная нагрузка - 0,09807 МПа
Путь трения – 549,5 м
Испытательная среда – бентонитовый раствор



а) б)

Рис. 3. **Внешний вид образца №3 с колодкой а) до испытаний, б) после испытаний**

Таблица 3. **Результаты испытаний образца №3 при трении поверхностных слоев металла по металлу**

Ролик №3			Колодка			Путь трения, м	Интенсивность изнашивания, г/м	Коэффициент трения
Масса ролика, г.			Масса колодки, г					
до исп.	после	износ	до исп.	после	износ			
70,7383	70,7330	0,0053	10,3674	10,2653	0,1021	549,5	0,000046	0,45

Испытание образца №3 (ролик №3), 2-й опыт
Удельная нагрузка - 0,09807 МПа
Путь трения – 2198 м
Испытательная среда – моторное масло «ТНК» 10W40



Рис. 4. **Внешний вид образца №3 после испытаний в моторном масле**

Таблица 4. **Результаты испытаний образца №3 (2-й опыт) при трении поверхностных слоев металла по металлу**

Ролик №3			Колодка			Путь трения, м	Интенсивность изнашивания, г/м	Коэффициент трения
Масса ролика, г.			Масса колодки, г					
до исп.	после	износ	до исп.	после	износ			
70,8253	70,8232	0,0021	10,0390	10,0304	0,0086	2198	$9,6\ 10^{-7}$	0,08
70,8232	70,8223	0,0009	10,0304	9,9664	0,0640	2198	$4,1\ 10^{-7}$	0,16

Испытание образца №3 (ролик №3), 3-й опыт
Удельная нагрузка – 0,09807 МПа
Путь трения – 2198 м
Испытательная среда – моторное масло «ТНК» 10W40

Таблица 5. **Результаты испытаний образца №3 (3-й опыт) при трении поверхностных слоев металла по металлу**

Ролик №3			Колодка			Путь трения, м	Интенсивность изнашивания, г/м	Коэффициент трения
Масса ролика, г.			Масса колодки, г					
до исп.	после	износ	до исп.	после	износ			
71,4392	71,4390	0,0002	10,0390	10,1108	0,0118	2198	$9,1\ 10^{-8}$	0,12
71,4390	71,4341	0,0049	10,0304	10,0990	0,0097	2198	$2,2\ 10^{-6}$	0,16

Выводы

Испытания образцов в условиях трения скольжения в бентонитовом растворе показали, что наилучшей стойкостью обладает минеральное покрытие образца №3, интенсивность изнашивания которого примерно на 45% ниже, чем у образцов №1 и №2, а коэффициент трения снижается в 1,5-2,0 раза. Также следует отметить, что минеральное покрытие образца №1 при наличии относительно большого коэффициента трения (равного 0,9) показало относительно небольшие значения интенсивности изнашивания и отсутствие схватывания. Представляется целесообразным проведение испытания этого покрытия в условиях работы фрикционных узлов трения (тормоза, фрикционные накладки, фрикционные муфты).

По результатам испытания образцов в условиях трения скольжения в моторном масле «ТНК» полусинтетическое 10W40 получены коэффициенты трения в пределах 0,08-0,16 и интенсивности изнашивания покрытий в диапазоне $9,0\ 10^{-8}$ до $2,2\ 10^{-6}$, что сопоставимо с параметрами поверхностей трения из металлокерамики с Mo_2S. Полученные данные позволяют рекомендовать использование минеральных покрытий для получения положительного эффекта в узлах трения различных механизмов.

[1] Kislov S.V., Kislov V.G., Skazochkin A.V., Bondarenko G.G., Tikhonov A.N. Effective mineral coatings for hardening the surface of metallic materials / Russian Metallurgy (Metally), 2015, №7, с. 558-564. DOI: 10.1134/S0036029515070095.
[2] Кислов С.В., Балаш П.В., Кислов В.Г., Сказочкин А.В. Исследование некоторых трибологических параметров металлической поверхности, модифицированной минералами / «Насосы. Турбины. Системы», 2016, №4, с.35-45.
[3] Сказочкин А.В., Усеинов А.С., Кислов С.В. Поверхностное упрочнение титанового сплава минералами / Письма о материалах, 2018, Т.8, №1 (29), с. 81-87.
DOI: 10.22226/2410-3535-2018-1-81-87.

ВЛИЯНИЕ СХЕМЫ ИСПЫТАНИЯ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ ИЗНАШИВАНИЯ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА ПРИ СУХОМ ТРЕНИИ

Скоренцев А.Л., Русин Н.М., Власов И.В.

E-mail: skoralexan@mail.ru

Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, Томск, Россия.

Проведено испытание спечённых композитов Al-40Sn на изнашивание при сухом трении по схеме «палец-диск». Установлено, что изменение положения образца относительно плоскости трения диска при прочих равных условиях приводит к кратному изменению интенсивности его изнашивания. Причины явления обсуждаются с привлечением данных по структуре и химическому составу поверхностей трения.

Ключевые слова: антифрикционный алюминиевый сплав, сухое трение, интенсивность изнашивания.

EFFECT OF TESTING SCHEME ON WEAR INTENSITY OF ALUMINIUM ALLOY UNDER DRY FRICTION

Skorentsev A.L., Rusin N.M., Vlasov I.V.

Tribological tests of sintered antifriction Al-40Sn composites were made using «pin-on-disk» scheme under dry friction. It was established that variation in the position of sample´s friction plane relatively disc leads to significant change in the wear intensity under equal others conditions. The reasons for this phenomenon are discussed using the results of structural and chemical analysis of friction surfaces.

Keywords: antifriction aluminum alloy, dry friction, wears intensity.

Введение. Сплавы системы Al-Sn используются в подшипниках скольжения как материалы, способные работать в условиях ограниченной подачи жидкой смазки. Считается, что эта их способность реализуется благодаря размазыванию олова по поверхности трения тонким слоем, предотвращающим схватывание контртел при сухом и граничном трении [1]. Из логики указанной концепции относительно механизма самосмазывания сплавов Al-Sn следует, что по мере увеличения площади покрытия поверхности трения оловом в ходе притирки сопротивление образца скольжению по нему контртела должно убывать, поскольку частота актов схватывания сопряжённых тел убывает.

Однако многочисленные эксперименты показывают, что коэффициент трения в процессе приработки такой пары всегда растёт до некоторого усреднённого квазистационарного значения [2, 3]. При этом с увеличением концентрации олова в сплаве величина его коэффициента трения по сухой стали снижается незначительно по сравнению с величиной μ у чистого алюминия [4].

По нашему мнению, происходит это потому, что в концепции самосмазывания не учитывается период притирки образцов. Хотя именно в ходе данного периода сухого трения олово выдавливается на поверхность трения из расположенных в алюминиевой матрице включений. Причём выдавливается оно не равномерно по всей поверхности, а в местах деформации матрицы сдвигом, который осуществляется вследствие прохождения по образцу внедрившейся в него твёрдой поверхностной неровности контртела. Поэтому, для покрытия поверхности трения оловом требуется многократное прохождение по ней таких неровностей, особенно при высоком классе чистоты обработки поверхности диска, когда шероховатость её мала.

С учётом высказанного замечания, авторы [4] предположили, что в отсутствие жидкой смазки интенсивность изнашивания сплавов исследуемой системы контролируется вовсе не фактом наличия оловянной плёнки на поверхности трения и её качеством, а физико-механическими и химическими свойствами промежуточного слоя (третьего тела), формирующегося на поверхности образца. Олово в этом случае снижает интенсивность изнашивания алюминиевого сплава только в той мере, в какой оно пластифицирует формирующийся на его поверхности трения переходный слой, эффективно предотвращающий интенсивное адгезионное взаимодействие (схватывание) контртел.

Указанный слой состоит не только из многократно деформированного неровностями материала, но и продуктов износа, внедрившихся в поверхность более мягкого алюминиевого образца, поэтому экранирует поверхность образца от абразивного воздействия поверхностных неровностей контртела. Увеличение концентрации мягкого олова в этом случае увеличивает способность такой поверхности захватывать твёрдые частицы износа. Закрепившиеся частицы царапают поверхность стального диска и снимают с неё стружку, которая также внедряется в поверхность образца и участвует в улучшении его износостойкости.

Из предложенного нами механизма изнашивания алюминиевых сплавов при сухом трении следует, что если схему испытаний поменять

так, чтобы продукты износа не оставались на поверхности дорожки трения стального диска, а имели возможность покинуть её, то качество защитного переходного слоя на поверхности алюминиевого образца изменится, и это скажется на интенсивности его изнашивания.

Целью настоящей работы является проверка данного предположения путём исследования характера изнашивания алюминиевого образца состава Al-40Sn в условиях сухого трения при изменении его положения относительно поверхности диска при прочих равных условиях.

Материалы и методика эксперимента. Образцы для исследований были получены спеканием смеси порошков алюминия марки АСД 4 с порошками олова (40 вес. %) марки ПО 2. После спекания прослойки олова располагались между зёрнами алюминиевой матрицы и образовывали сетку, при этом связанность Al зёрен была относительно высокой, и каждое из них в среднем имело не менее двух соседей.

Из спечённых брикетов вырезались образцы прямоугольной формы с торцевой поверхностью 3×3 мм. Эта поверхность шлифовалась на наждачной бумаге с уменьшением размера абразивных частиц, затем полировалась на сукне с нанесённой алмазной суспензией и протиралась ацетоном с целью удаления поверхностных загрязнений.

Диск контртела изготавливался из стали, закалённой до 50 HRc. Его поверхность также обрабатывалась по описанной выше методике. Трибологические испытания проводили на триботестере фирмы «Tribotechnic» (France) по схеме «палец-диск». Скорость скольжения образца составляла 0,6 м/с.

Структуру и состав поверхностей трения исследовали с помощью сканирующего электронного микроскопа LEO EVO 50 (Карл Цейс, Германия) со встроенным рентгеновским микроанализатором, предоставленного ЦКП «НАНОТЕХ» ИФПМ СО РАН (ЦКП ТНЦ СО РАН). Рельеф поверхностей изучался с помощью сканирующего интерференционного микроскопа белого света Zygo NewView 6200 и профилометра Alpha-Step IQ Surface Profiler.

Результаты и их обсуждение. На рис. 1 представлены схемы, использованные при проведении трибологических испытаний композита Al-40Sn.

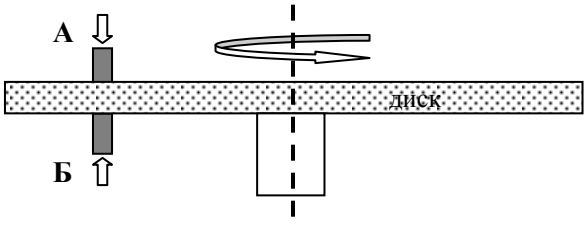


Рис. 1. **Схема расположения образцов А и Б относительно плоскости трения стального диска**

Как видно из приведённого рисунка, в случае **А** незакреплённые продукты износа образца могут оставаться на дорожке трения, если их не выкинет центробежная сила. В случае **Б** свободные частицы износа удаляются с дорожки трения гравитационными силами. На положение частиц износа, прилипших к поверхности диска, или внедрившихся в поверхность образца, схема испытания влияния не оказывает. Тем не менее, из приведенной ниже таблицы 1 с данными по интенсивности изнашивания (Ih) образцов **А** и **Б** следует, что величина Ih у образца **Б** выше, особенно при высоком давлении. То есть, изнашивание образца **Б** с ростом приложенного давления значительно ускоряется.

Таблица 1.**Влияние схемы испытания (рис. 1) и давления на интенсивность изнашивания (мкм/м) композита Al-40Sn**

Схема испытания	Давление, МПа	
	1	3
А	0,1	0,35
Б	0,18	0,75

На рис. 2 приведены фотографии поверхности трения образцов, испытанных по исследуемым схемам контакта с диском при давлении 1 и 3 МПа. Видно, что изнашивание композита происходит по одному и тому же механизму, а именно, твёрдые неровности многократно переоттесняют материал в поверхностном слое, вызывая его охрупчивание и выкрашивание в виде частиц. При испытаниях по схеме **А** большая доля таких частиц вдавливается в поверхностный слой образца и повышает его твёрдость. По этой причине твёрдые поверхностные неровности контртела не могут вдавиться глубоко в образец, и толщина повреждённого выкрашивающегося слоя уменьшается, а с ним и интенсивность изнашивания материала. Это хорошо видно по размерам борозд, оставляемых твёрдыми неровностями на поверхности трения образцов. Их глубина и ширина в случае более твёрдой поверхности (схема **А**) гораздо меньше.

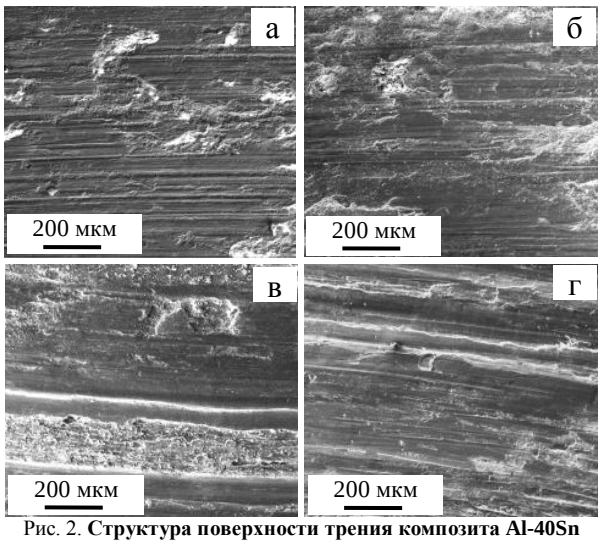


Рис. 2. **Структура поверхности трения композита Al-40Sn после испытаний по схеме А (а, б) и Б (в, г). Давление на поверхность трения, МПа: 1 – а, в; 3 – б, г**

В таблице 2 приведены данные по микроанализу состава поверхностей трения, показанных на рис. 2.

Таблица 2. **Элементный состав (вес. %) дорожки трения и поверхности трения образцов Al-40Sn, показанных на рис. 2.**

Элемент	**Дорожка трения** (Схема А, 1 МПа)	**Схема А**		**Схема Б**	
		1 МПа	**3 МПа**	**1 МПа**	**3 МПа**
Кислород	4,5	42,4	41,2	27,3	13,9
Олово	13,4	19, 0	19, 0	28,4	37,1
Железо	39,1	8,2	11,5	4, 6	0,8
Алюминий	Ост.	Ост.	Ост.	Ост.	Ост.

Из таблицы видно, что в случае схемы **Б** концентрация олова максимальна, а при давлении 3 МПа и вовсе близка к исходной. Это указывает на то, что слой, плакированный продуктами износа в случае испытания по схеме **Б,** очень тонок, а самих продуктов немного.

Малое количество внедрённых в поверхность образца твёрдых частиц износа должно приводить к снижению повреждаемости ими дорожки трения. На это указывает и снижающаяся концентрация железа на поверхности трения образцов при переходе от схемы испытания **А** к схеме **Б**. Причём, что не понятно, влияние давления на концентрацию изношенного железа в случаях **А** и **Б** противоположно – в первом случае она растёт, а во втором – убывает.

В тоже время измерение площади поперечного сечения канавки износа (S) на диске показало, что в случае **А** она меньше, чем в случае **Б**. Так, при давлении 1 МПа $S_{\mathbf{A}}$ = 571мкм^2 (Ra = 1368 Å; Rz = 14827 Å), а при P = 3 МПа $S_{\mathbf{A}}$ = 1258 мкм^2. В случае **Б** площадь сечения канавки была больше почти в три раза. При давлении 1 МПа $S_{\mathbf{Б}}$ = 1839 мкм^2, а шероховатость её поверхности также возросла почти трёхкратно (Ra = 3532 Å; Rz = 40858 Å), что естественно, поскольку поверхность трения образца плохо плакирована частицами износа, имеет меньшую твёрдость и не так интенсивно сглаживает неровности контртела.

То есть, дорожка трения при размещении образца по варианту **Б** изнашивается интенсивнее, но продуктов её износа на поверхность сопряжённого образца попадает меньше. При этом уменьшается и концентрация кислорода на его поверхности трения (табл. 2). Отсюда можно предположить, что основная доля кислорода на поверхности трения композитов Al-Sn аккумулируется не вследствие окисления сильно деформированных поверхностных слоёв материала, а за счёт окисления внедрившихся в неё железных частиц износа.

Это же подтверждает и элементный анализ налипов, образующихся на поверхности дорожки трения вследствие переноса сюда материала образца (вторая колонка в Табл. 2). Видно, что окислов на поверхности железного диска мало, но на образующихся при царапании его поверхности частицах микростружки, которые внедряются в поверхность образца, кислорода аккумулируется много, то есть, микрочастицы железа интенсивно окисляются.

На рис. 3 приведены типичные примеры структуры дорожек трения после трибологических испытаний по схемам **А** и **Б.**

Из представленных на рисунке 3 данных видно, что в случае применения схемы трения **Б** площадь занятая налипами (слой переноса) больше, чем в случае использования схемы **А,** хотя сами перенесённые частицы по размерам примерно такие же. При увеличении давления размеры частиц слоя переноса возрастают, как и занимаемая ими площадь на дорожке трения.

Таким образом, из представленных результатов можно предположить, что композиционные материалы системы Al-Sn изнашиваются следующим образом. В процессе притирки твёрдые неровности контртела внедряются в поверхность образца и оставляют на ней борозды. Такое многократное переоттеснение материала поверхностного слоя приводит к его охрупчиванию и образованию частиц износа. Данные частицы прилипают к поверхности стального диска и сами начинают деформировать поверхность образца. В процессе фрикционного взаимодействия с поверхностью образца частицы перенесённого слоя нагреваются и начинают взаимодействовать с железной основой диска, образуя на границе фаз интерметаллидный слой. Этот слой хрупкий, разрушается, и прилипшие частицы отваливаются от диска.

В случае, когда используется схема испытания **А** частицы переносятся на поверхность образца и вдавливаются в неё. Эти частицы содержат твёрдые интерметеллиды железа, которые способны царапать поверхность стального диска, при этом образуется микростружка, часть которой также попадает на поверхность образца и вдавливается в неё. Плакирование поверхности образца указанными продуктами износа повышает его износостойкость при сухом трении. Образующиеся новые частицы износа при разрушении деформированного и наполненного частицами на основе железа поверхностного слоя образца плохо прилипают к дорожке трения и не столь интенсивно как прежде образуют с подложкой переходный интерметаллидный слой. Его формирование интенсифицируется с повышением давления и, следовательно, температуры контакта налипов с образцом.

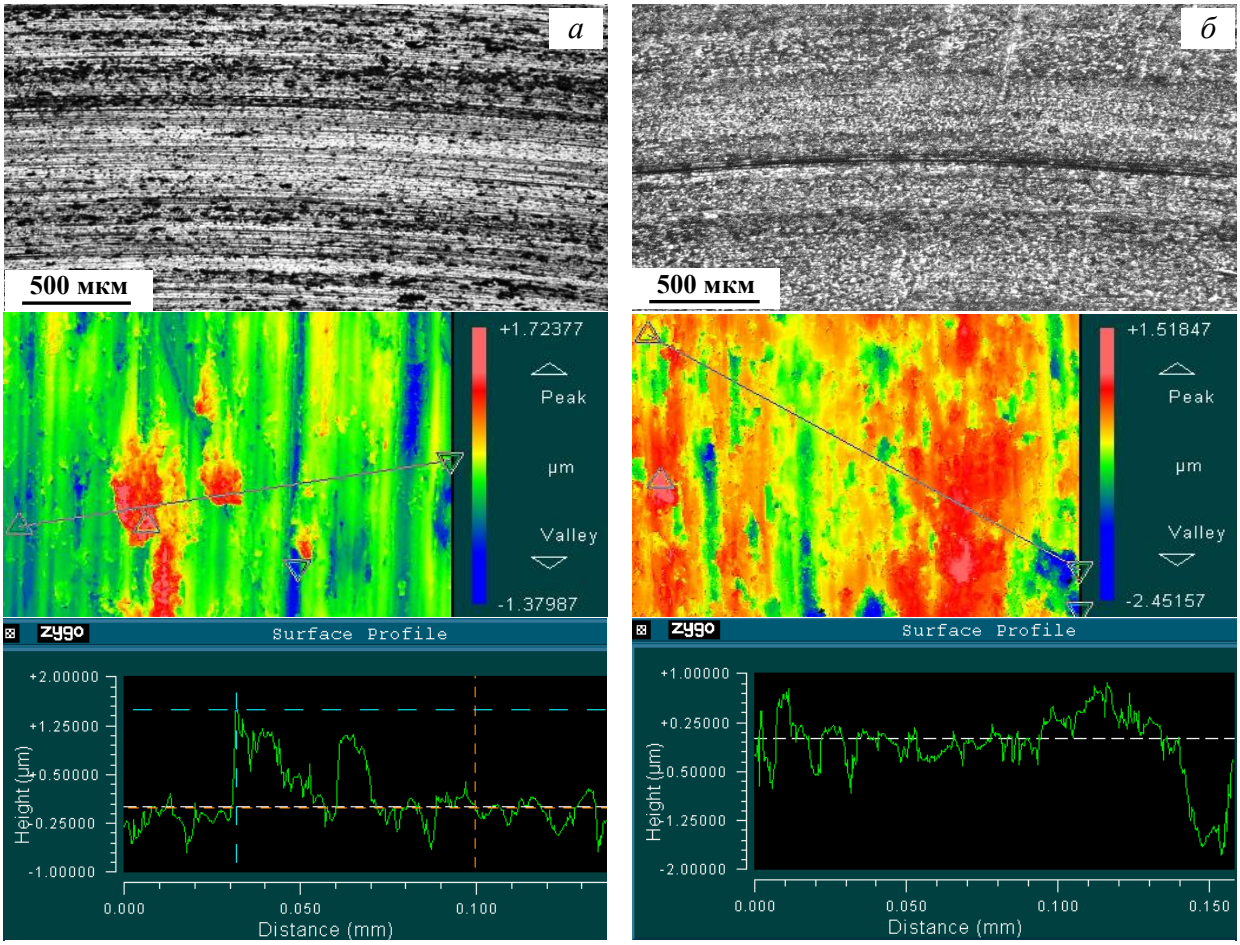


Рис. 3. **Общий вид, планарный рельеф и профиль поверхности дорожки трения на стальном диске после испытаний по схеме А (а) и Б (б)**

В случае применения схемы **Б** не все оторвавшиеся с поверхности диска частицы внедряются в поверхность образца. Большая их часть осыпается и безвозвратно покидает зону трения. Плакирование поверхности образца твёрдыми частицами происходит не столь интенсивно, как в предыдущем случае. Его износостойкость повышается меньше, и он не столь интенсивно царапает поверхность диска. Одновременно, образующиеся при разрушении деформированного слоя частицы износа сохраняют свою химическую активность, прилипают к поверхности дорожки трения и реагируют с диском, образуя хрупкие интерметаллидные прослойки. При разрушении прослоек на месте отслоившейся частицы образуется кратер. Таким образом, в случае варианта **Б** ускоряется износ не только образца, но и дорожки трения на стальном диске.

Выводы.

1. Установлено, что при прочих равных условиях размещение образца состава Al-40Sn под поверхностью скольжения приводит к значительному увеличению интенсивности его изнашивания по сравнению со случаем расположения образца над поверхностью трения.
2. Одновременно, размещение образца под поверхностью трения приводит к заметной интенсификации изнашивания поверхности дорожки трения на стальном диске.

Работа выполнена в рамках ПФН ГАН на 2013-2020 гг направление III.23. и при частичном финансировании по проекту РФФИ № 16-08-00603.

[1] Буше Н. А., Двоскина В. А., Раков К. М., Гуляев А. С. Подшипники из алюминиевых сплавов. – М.: Транспорт. – 1974.
[2] Носкова Н. И, Коршунов Л. Г., Корзников А. В. Микроструктура и трибологические свойства Al-Sn-, Al-Sn-Pb- и Sn-Sb-Cu-сплавов, подвергнутых интенсивной пластической деформации // МиТОМ. – 2008, № 12, 34-40.
[3] Русин Н. М., Скоренцев А. Л., Власов И. В. Формирование слоя переноса при сухом трении сплава Al-Sn по стали // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2017, № 9, 415-420.
[4] Русин Н. М., Скоренцев А. Л., Колубаев Е. А. Сухое трение чистого алюминия по стали // Трение и износ. – 2016, Т. 37, № 1, 109-118.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ЛЕГИРОВАННЫХ ГИБРИДНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ПОРОШКОВОЙ ОСНОВЕ ИЗГОТОВЛЕННЫХ ПО ТЕХНОЛОГИИ КАРБУЛ

[1]Смирнов Н.И., [1]Прожега М.В., [1]Смирнов Н.Н., [1]Зеленская М.Н., [2]Пятов И.С., [2]Шапошникова К.В., [3]Ладанов С.В.

E-mail: prmaksim@gmail.com

[1]ИМАШ РАН, Москва, Россия;
[2]ООО "РЕАМ-РТИ", Москва, Россия;
[3]ООО "СЭТ", Москва, Россия.

В работе представлены результаты исследований трибологических свойств материалов, изготовленных по технологии «Карбул», модифицированных порошками различного состава. Испытания проводили по схеме «диск-диск» на модернизированной машине трения СМТ-1. Исследованы структура и механизм изнашивания материалов, изготовленных по технологии «Карбул».

Ключевые слова: карбул, износостойкость, коэффициент трения.

WEAR-RESISTANCE STUDY OF THE CARBUL TECHNOLOGY MANUFACTURED ALLOYED HYBRID POWDER MATERIALS

Smirnov N.I., Prozhega M.V., Smirnov N.N., Zekenskay M.N., Pytov I.S., Shaposhnikova K.V, Ladanov S.V.

The results of carbon-carbon materials tribological properties investigations are presented in the paper. The material was made by CARBUL technology using powders of different composition for alloying. Tests were carried out according to the "disk-disk" scheme using the modernized SMT-1 friction machine. The structure and wear mechanism of the materials were investigated.

Keywords: carbul, wear-resistant, friction coefficient.

Введение

Углеродные композиты на основе технологии «Карбул» обладают рядом преимуществ, такими как коррозионная и химическая стойкость, низкая удельная плотность, высокая рабочая теплостойкость [1-2]. Эти и другие свойства можно использовать, например, при изготовлении насосных ступеней погружных центробежных насосов, работающих в условиях интенсивного солеотложения. Предварительные результаты эксплуатации показали низкие адгезионные свойства углеродных материалов и пластовой жидкости в отличие от применяемых металлических материалов в этих условиях. В настоящее время активно ведутся работы по внедрению материалов «Карбул» в промышленность.

Целью работы является изучение трибологических свойств материалов, изготовленных по технологии «Карбул», в зависимости от технологических параметров и типа наполнителя.

Материалы и методы исследования

Для исследований были разработаны и изготовлены материалы по технологии «Карбул», различающиеся типом наполнителя и технологическими режимами.

Технология «Карбул» включает в себя следующие этапы:

1. Подготовку вулканизуемой эластомерной смеси;
2. Изготовление из эластомерной смеси заготовки;
3. Изготовление прекурсора;
4. Отверждение прекурсора в изделие;
5. Контроль изделия: геометрия (размеры), твердость.

В качестве эластомерного связующего использовали синтетические каучуки марок БНКС-18АМН и СКД СН, а также органический пероксид Perkadox 14/40.

В таблице 1 представлены наименования материалов, изготовленных по технологии «Карбул» и состав дискретных порошков, используемых при их изготовлении.

Для исследования механических свойств материалов и поверхности использовали следующее оборудование:

1. Сканирующий микроскоп Hitachi TM1000
2. Микроиндентометр Micro-Hardness Tester (CSM Instruments, Швейцария)
3. Твердомеры Шор А и Шор Д.

Полунатурные испытания на износ по схеме «плоскость-плоскость» проводили на модернизированной машине трения СМТ-1 (Точприбор, Россия), кинематическая схема которой приведена на рис. 1.

Табл.1. **Состав материалов для испытаний на трение и износ**

№ образца	Наименование материала	Дискретные порошки
1	КАРБУЛ SiC РС КК-40Ш	Карбид кремния, шунгит
2	КАРБУЛ SiC РС ККО-60	Карбид кремния (2 типоразмера), искусственный графит, белая сажа
3	КАРБУЛ SiC РС ККО-36 РС	Карбид кремния (2 типоразмера), белая сажа
4	КАРБУЛ SiC РС КК-40	Карбид кремния (2 типоразмера)
5	КАРБУЛ SiC РС КК-60	Карбид кремния (2 типоразмера), искусственный графит

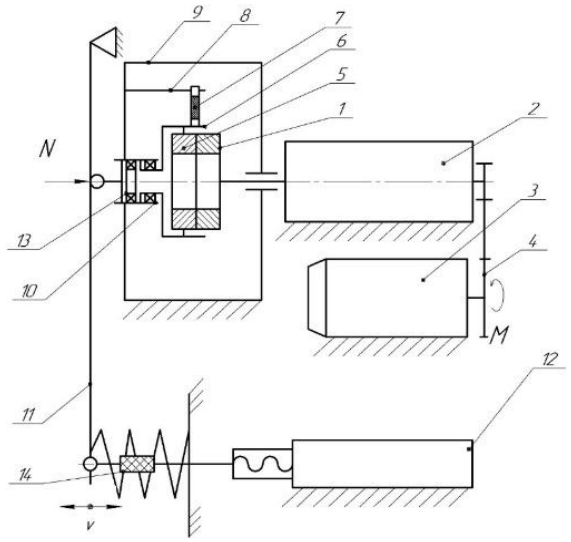


Рис.1 **Кинематическая схема модернизированной машины трения СМТ-1 (1-образец, 2 – шпиндельный узел, 3 – двигатель, 4 – ременная передача, 5 – контробразец, 6 – обойма, 7 – тензодатчик, 8 – упор, 9 – испытательная камера, 10 – радиальный подшипник, 11 – рычаг, 12 – двигатель с шариковинтовым механизмом, 13 – упорный подшипник, 14 - тензодатчик)**

Сигналы с датчиков регистрировали с помощью многофункциональной платы АЦП PCI 6023E производства National Instruments. Программу для обработки сигналов разработали с использованием графической среды LabVIEW 2009. Перед каждым опытом образцы промывали в ультразвуковой ванне в растворе Нефрас С2 80/120, после чего выдерживали в термокамере в течение 30 минут при температуре 100^0С. После этого образцы взвешивали с помощью весов Ohaus Advanturer, имеющих погрешность измерения 0,0001 г. После испытаний повторяли процедуру очистки и взвешивания для расчета потери массы.

В качестве критерия износостойкости покрытий использовали величину объемной скорости изнашивания I_V, [мм^3/мин], формула 1.

$$I_v = \frac{W}{T} \qquad (1)$$

где W – объем изношенного материала, мм^3
T – время испытаний, мин.

Результаты

Испытания материалов на трение и износ проводили при следующих режимах:
- усилие прижатия дисков – 100 Н;
- удельное давление – 0,066 МПа;
- частота вращения вала – 275 об/мин;
- скорость скольжения (по среднему диаметру) – 0,5 м/с;
- длительность опыта – 10 мин.

На рис. 2 и 3 представлены результаты испытаний материалов на трение и износ. Из рис.3 видно, что наименьшим коэффициентом трения обладает образец №2, изготовленный по технологии КАРБУЛ с добавлением порошков карбида кремния, искусственного графита и белой сажи. В процессе испытаний происходило плавное снижение значения коэффициента трения. Стоит отметить, что этот же материал значительно превосходит по износостойкости материалы, содержащие кроме карбида кремния белую сажу (обр.№3), искусственный графит (обр. №5) и два типа порошка карбида кремния (обр.№4).

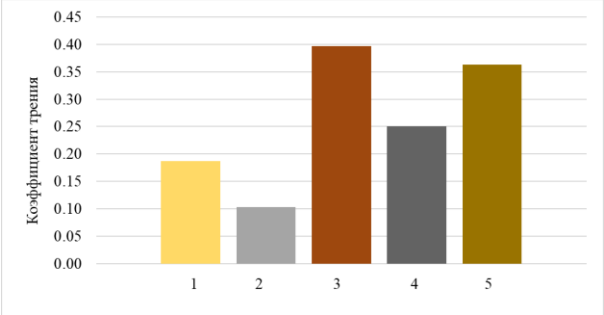


Рис. 2. **Коэффициент трения материалов, изготовленных по технологии «Карбул»**

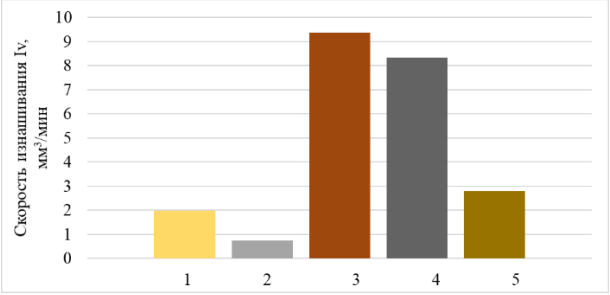
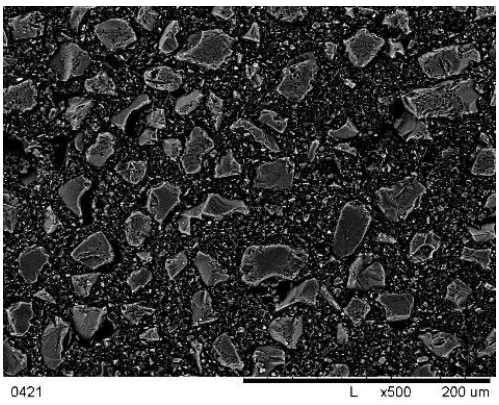


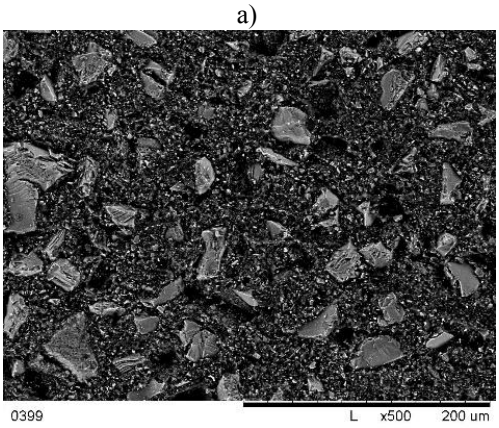
Рис. 3. **Скорость изнашивания материалов, изготовленных по технологии «Карбул»**

Обсуждение

На рис.4 (а), представлена структура материала КАРБУЛ SiC РС ККО-60 который имеет в своем составе порошок карбида кремния двух типоразмеров, искусственный графит и белую сажу, на рис.4(б) – поверхность этого материала после испытаний на трение и износ. Анализ поверхности показывает, что основным механизмом изнашивания является выкрашивание твердых частиц карбида кремния из матрицы. На поверхности видны углубления, которые образовались после удаления твердых частиц.



а)



б)

Рис.4. **Поверхность образца КАРБУЛ РС ККО-60 до (а) и после (б) испытаний**

Этот механизм изнашивания в той или иной степени присутствует и у других исследованных материалов.

Наблюдается также следующая тенденция. Материалы, имеющие наименьший коэффициент трения, характеризуются наименьшим износом. Наибольшей износостойкостью обладает материал с наполнителем из двух типов порошка карбида кремния, искусственного графита и сажи.

Испытания на износ проводили при относительно небольших уровнях нагрузки (0,066 МПа), характерной для радиальных сопряжений насосных ступеней центробежных погружных насосов. Основные требования к ним – абразивная износостойкость сопряжений и низкий уровень адгезии солей пластовой жидкости к материалу. В этом смысле материалы на основе технологии «Карбул» перспективны для применения в насосных ступенях погружных центробежных насосов.

Дальнейшие трибологические исследования должны быть направлены на оптимизацию размеров, формы порошковых наполнителей и исследование механизма изнашивания.

[1] Макаров А.Р., Смирнов С.В., Осокин С.В., Пятов И.С., Врублевская Ю.И., Финкельберг Л.А. Конструкционные материалы для поршней ДВС // Известия МГТУ «МАМИ» №1(15), 2013, т.1, стр.118-125.

[2] Пятов И.С. Рабочие ступени насосов из органических керамикоподобных материалов для осложненного фонда скважин // Инженерная практика, №1, 2013, стр.8-11.

ВЛИЯНИЕ ЧАСТОТЫ ВРАЩЕНИЯ НА ИЗНАШИВАНИЕ НАСОСНЫХ СТУПЕНЕЙ УЭЦН

Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н.

E-mail: smir1947@yandex.ru

ИМАШ РАН, Москва, Россия.

Увеличение частоты вращения усиливает изнашивание насосных ступеней погружных центробежных насосов (УЭЦН). На износ сопряжений влияют концентрация абразивных частиц, перепад давления. Гидроабразивный износ проточной части зависит от скорости потока в степени 2,5-3. В наибольшей степени изнашивается направляющий аппарат.

Ключевые слова: УЭЦН, насосные ступени, гидроабразивный износ, эрозионный износ, частота вращения.

THE INFLUENCE OF FREQUENCY OF ROTATION WEAR THE PUMPING STAGES OF ESP

Smirnov N.I., Smirnov N.N.

Increasing the speed increases the wear of the pump stages of submersible centrifugal pumps (ESP). The wear of the mates is influenced by the concentration of abrasive particles, the pressure drop. Waterjet wear of the flow part depends on the flow rate in the degree of 2.5-3. The guide vanes wear out the most.

Keywords: ESP, pump stages, hydroabrasive wear, erosion wear, rotational speed.

Введение

УЭЦН-основное средство механизированной добычи нефти в России. Их эксплуатация происходит в пластовой жидкости, содержащей абразивные частицы, коррозионно-активные вещества. Насосная ступень (НС) как трибологическая система включает радиальные, осевые подвижные сопряжения, а также проточную часть. Одним из перспективных направлений развития УЭЦН является увеличение частоты вращения до 10000 об/мин, что дает новое качество оборудованию. Однако при этом интенсифицируются процессы изнашивания.

Основные механизмы износа

При эксплуатации наблюдается износ подвижных сопряжений и износ проточной части рабочих колес и направляющих аппаратов. Механизмы изнашивания в этих случаях имеют различную природу. Их интенсивность увеличивается при наличии в пластовой жидкости абразивных частиц, особенно кварца и проппанта. На механизм изнашивания радиальных сопряжений большое влияние оказывает форма и размер зазора, обусловленные динамикой ротора [1]. Абразивные частицы попадают в зазор под действием перепада давления и перемещаются в радиальном и осевом направлениях без повреждения поверхностей до тех пор, пока расстояние между поверхностями не станет равным размеру частицы. После чего под действием сил трения абразивная частица вдавливается в обе поверхности и скользит или вращается относительно изнашиваемых поверхностей. При определенной деформации поверхностей происходит разрушение частицы на более мелкие фрагменты, т.к. возникающая сила превышает по величине критическое усилие разрушения (предел прочности частицы). Мелкие фрагменты разрушившейся частицы имеют уже угловатую форму. При попадании в узкий зазор они деформируют поверхность и производят микрорезание с последующим разрушением, рис. 1. На выходе из зоны контакта, рис. 2, осколки разрушенных частиц или неразрушенные частицы либо вновь попадают в зазор следующей НС, либо выносятся потоком жидкости из зазора. Встречаются случаи шаржирования частицами одной или обеих поверхностей, особенно у осевых сопряжений. Рельеф поверхности трения различается. Область максимального износа ступицы характеризуется меньшей шероховатостью. При изменении зазора сверх размера абразивных частиц происходит изменение механизма изнашивания: превалирующим становится гидроабразивный (эрозионный) износ сопряжений, рис. 3. Термин «эрозионный» износ более широко используется в зарубежной литературе.

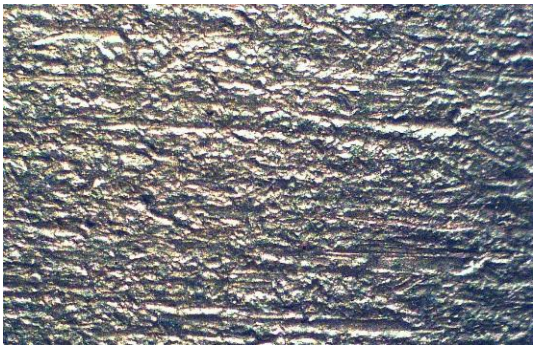


Рис. 1. **Поверхность трения ступицы в зоне входа частиц**

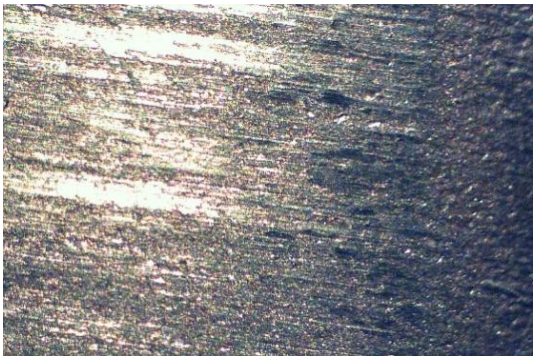


Рис. 2. **Поверхность трения ступицы в зоне выхода частиц**



Рис. 3. **Эрозионный износ шайбы осевого сопряжения**

Но с большей интенсивностью эрозионный износ происходит в проточной части. Для оценки влияния частоты вращения на скорость изнашивания деталей УЭЦН необходимо изучить отдельно процесс изнашивания подвижных сопряжений и проточной части.

Износ подвижных сопряжений определяет вероятность наступления параметрического отказа при увеличении зазоров в уплотнениях и увеличение динамики установки. Как показали измерения напорно-расходной характеристики насосных ступеней 5-50…5-125, расход q_y через радиальные уплотнения изменяется практически линейно в зависимости от величины зазора, рис.4. Высокооборотные насосы характеризуются большим напором НС. Если у стандартной НС эта величина имеет значение 0,5…0,7м, то у высокооборотной ~ 35м. Поэтому допустимые величины износа уплотнений во втором случае устанавливаются значительно меньшими по критерию наступления параметрического отказа.

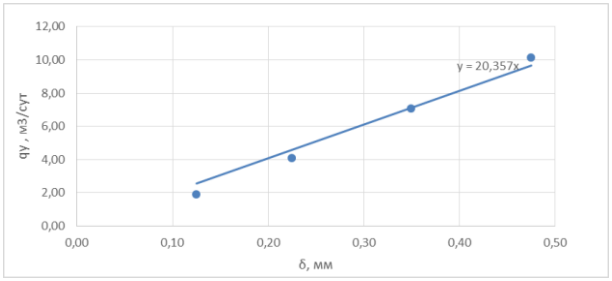


Рис. 4. **Изменение утечки через радиальное сопряжение в зависимости от величины зазора**

Абразив в пластовой жидкости оказывает определяющее действие при изнашивании радиальных сопряжений. Проведены опыты насосных ступеней из порошковых материалов на стенде [2], рис. 5.

Кинетика износа радиальных сопряжений УЭЦН имеет характерный вид. Кривые абразивного износа экспоненциально приближаются к предельному значению зазора в сопряжении, при котором абразивные частицы максимального размера свободно проходят через зазор без разрушения. После этого начинает реализовываться эрозионный износ с существенно меньшей интенсивностью.

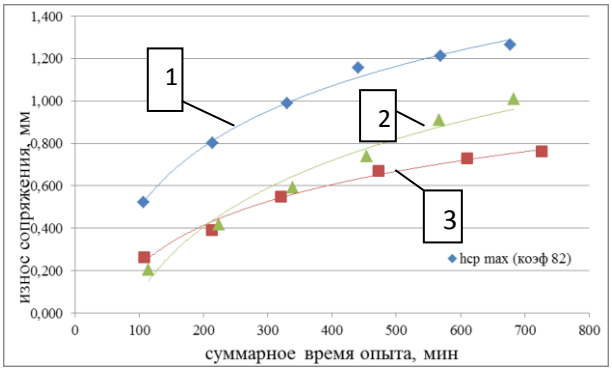


Рис. 5. **Кинетика износа радиальных сопряжений**

Показано также, что наличие дисбаланса рабочего колеса даже значительной величины не приводит к существенному изменению скорости изнашивания в абразивосодержащей среде. Серийная насосная ступень и НС с рабочим колесом, со значительным искусственным дисбалансом, имеют близкие значения износа (кривые 2 и 3), рис. 5.

Для исследования влияния частоты вращения провели опыт с насосной ступенью 5-50 в левой зоне напорно-расходной характеристики при приблизительно одинаковой подаче (1,92…1,38 м^3/час) и с концевым подшипником из твердого сплава. Определили скорость изнашивания радиальных $V_{рад}$ и осевых сопряжений $V_{ос}$, а также втулки концевого подшипника $V_{вт}$, табл. 1. Увеличение частоты вращения в два раза приводит к росту скорости изнашивания осевых сопряжений ~ в 5 раз и к росту скорости изнашивания радиальных сопряжений ~ в 3,5 раза.

Таблица 1. **Влияние частоты вращения на износ сопряжений насосной ступени**

Частота, об/мин	Подача, м^3/час	$V_{вт}\cdot10^5$, мм/мин	$V_{рад}\cdot10^4$, мм/мин	$V_{ос}\cdot10^3$, мм/мин
5705	1,92	3,1	15	14,3
2950	1,38	1,94	2,6	5,6
2950	1,58	2,9	5,6	4,6

Износ проточной части обусловлен воздействием турбулентного потока пластовой жидкости, содержащей абразивные частицы и коррозионные элементы, на поверхность гидравлического тракта. Особенно опасен локальный износ («промыв») направляющего аппарата, при определенной величине которого происходит разрушение корпуса, рис. 6.

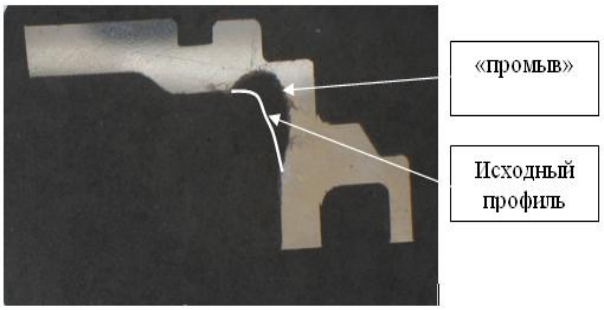


Рис. 6. **«Промыв» направляющего аппарата**

Интенсивность изнашивания материала можно выразить зависимостью

$$I_э = KV^n f(\alpha) \quad ,$$

где: V – скорость частиц при ударе; K и n – константы, зависящие от характеристик абразива и материала образца; α – угол удара частиц.

Для определения коэффициентов провели опыты на установке [2]. В качестве абразива использовали корунд F24. Получено, табл. 2, что для порошковых материалов рабочих органов значение показателя степени при скорости находится в диапазоне 2,5…3. Причем более высокие значения относятся к более твердому материалу.

Таблица 2. **Влияние скорости струи и угла установки образца на интенсивность изнашивания порошковых материалов**

	Iэ×10^6, г/г (скорость струи 16 м/с)		Iэ×10^6, г/г (скорость струи 11 м/с)		Показатель степени при V
	Угол установки образца - 45^0	Угол установки образца - 90^0	Угол установки образца - 45^0	Угол установки образца- 90^0	
ПК70Д15	21,3…21,6	17,1…17,7	7,5…7,9	6,3…6,9	2,6…2,7
ПК90Н4МГ2КД15	17,9…18,0	20,1…21,0	6,7…7,0	7,2…7,5	2,6…2,7
ПК10Х16Н9Д20	19,4…20,1	16,1…16,8	7,1…7,2	5,9…6,1	2,6…2,7
ПК10Х7Н4Д20	19,4…20,3	17,2…17,8	7,2…8,3	6,2…6,9	2,6…2,6

Таблица 3. **Влияние частоты вращения на скорость изнашивания насосной ступени**

Концентрация абразива, г/л	Частота вращения, Гц	Время опыта, мин	Изменение веса, г		Скорость изнашивания, г/мин	
			Рабочее колесо	Направляющий аппарат	Рабочее колесо	Направляющий аппарат
18	75,5	312	1,267	6,36	$4{,}1\cdot10^{-3}$	$20{,}4\cdot10^{-3}$
18	50	300	0,726	2,03	$2{,}4\cdot10^{-3}$	$6{,}8\cdot10^{-3}$
18	100	238	1,477	17,54	$6{,}2\cdot10^{-3}$	$74\cdot10^{-3}$

Для исследования особенностей изнашивания рабочих ступеней провели опыты по методике [3] при разной частоте вращения рабочего колеса, табл. 3. Расход жидкости установили равным 2,0 $м^3$/ч путем дросселирования на выходе. Из общей величины потери массы образца выделяли только ту часть, которая относится к эрозионному износу.

Обсуждение

Испытания НС при высокой частоте вращения показали, что с увеличением частоты вращения значительно растет износ как радиальных, так и осевых сопряжений при одних и тех же условиях (расходе, типе и концентрации абразивных частиц). По-видимому, здесь имеет значение перепад давления на подвижном сопряжении, который при высокой частоте вращения существенно увеличивается. Износ концевого подшипника из твердого сплава при этом практически не изменяется. Скорость изнашивания увеличивается соответственно увеличению подачи, табл. 1. Можно предположить, что в этом случае увеличивается количество абразивных частиц, попадающих в зону трения за единицу времени вследствие увеличения подачи. А перепад давления на концевом подшипнике не имеет большого значения, т.к. основной поток жидкости проходит через широкие отверстия корпуса подшипника.

С увеличением частоты вращения при приблизительно одинаковых геометрических размерах насосных ступеней увеличивается скорость потока жидкости, а, следовательно, и эрозионный процесс.

Как показали результаты опытов, при изменении частоты вращения в два раза при одном и том же расходе скорость изнашивания рабочего колеса увеличилась в 2,6 раза, направляющего аппарата в 10,9 раз, табл. 3. Таким образом, при увеличении частоты вращения наибольшему эрозионному разрушению подвергается направляющий аппарат. Рабочее колесо подвергается в основном касательному воздействию потока абразивосодержащей жидкости (кроме входных кромок лопаток), что и сопровождается малым износом при увеличении частоты вращения. В направляющем аппарате происходит торможение потока с большими углами столкновения частиц с поверхностью проточной части. Поэтому увеличение кинетической энергии частиц в квадрате от скорости приводит к большему эрозионному эффекту. Выше получено, что показатель степени при скорости потока жидкости с абразивными частицами имеет значение 2,5…3 для порошковых материалов. Показатель степени в проведенных опытах с НС для направляющих аппаратов равен ~3,4, т.е. имеет близкое значение к показателю, полученному при испытаниях образцов материалов на эрозионном стенде [2].

Изменение расхода в два раза при прочих равных условиях не приводит к существенному различию в скорости изнашивания [4]. Т.е., увеличение кинетической энергии абразивных частиц при увеличении частоты вращения и соответственно скорости потока является большим разрушающим фактором, чем увеличение количества абразивных частиц при увеличении расхода.

Причем, наиболее значимый фактор – скорость потока у стенки направляющего аппарата или рабочего колеса. В каждом конкретном случае величина скорости должна рассчитываться по известным методикам с учетом местной закрутки потока. Но оценку скорости износа можно провести по величине скорости потока на выходе рабочего колеса или по окружной скорости. Оценим изменение интенсивности гидроабразивного (эрозионного) износа рабочей ступени одного типоразмера с разной частотой вращения при условном диаметре 75 мм. При увеличении частоты вращения с 2870 об/мин до 10000 об/мин и показателе степени 3,0 этот показатель увеличится в 42 раза. Окружные скорости соответственно равны 39,25 м/с и 11,3 м/с.

ВЫВОДЫ:

1. При разработке центробежных насосов с высокой частотой вращения (до 10000 об/мин) необходимо учитывать увеличение интенсивности изнашивания подвижных сопряжений и повреждения проточной части по механизму гидроабразивного (эрозионного) изнашивания.
2. Увеличение скорости изнашивания подвижных сопряжений насосных ступеней при увеличении частоты вращения в значительной степени обусловлено более высоким перепадом давления на сопряжении при прочих равных условиях.
3. Наиболее значимым фактором гидроабразивного (эрозионного) износа насосных ступеней является скорость потока и условия завихрения. Интенсивность изнашивания материала насосной ступени зависит от скорости потока в степени 2,5-3.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках Федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014-2020 годы». Соглашение о предоставлении субсидии №14.607.21.0191 от 26.09.2017 г., проект RFMEFI60714X0191.

[1] Смирнов Н.И., Григорян Е.Е., Смирнов Н.Н. Износ и вибрация насосных секций УЭЦН // Бурение и нефть. 2016. № 2. С. 52-56.
[2] Пат. 2444719 РФ Способ испытания материалов на гидроабразивный и коррозионный износ / Н.И. Смирнов, Н.Н. Смирнов; опубл. 10.03.2012.
[3] Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н. Исследование коррозионно-механического разрушения деталей УЭЦН // Инженерная практика, 08, (2011), С. 22–26.
[4] Смирнов Н.И. Исследование эрозионной стойкости материалов УЭЦН // Neftegaz .RU/ с. 48-55.

ОСОБЕННОСТИ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ В НАНОСТРУКТУРНЫХ МАТЕРИАЛАХ

Столяров В.В.

E-mail: vlstol@mail.ru

ИМАШ РАН, Москва, Россия.

Рассмотрены результаты исследований нанокомпозита Al_2O_3/Г и наноструктурного сплава TiNi. Показана роль графена (Г) и дисперсности исходных порошков в повышении износостойкости Al_2O_3/Г и уменьшении коэффициента трения. Обнаружено, что температурная зависимость адгезионной составляющей коэффициента трения в сплаве TiNi для всех структурных состояний имеет максимум при температуре 250÷350° С.

Ключевые слова: графен, корунд, спекание, износ, трение.

FEATURES OF TRIBOLOGICAL PROPERTIES IN NANOSTRUCTURE MATERIALS

Stolyarov V.V.

The results of studies of the nanocomposite Al_2O_3/G and the nanostructured TiNi alloy are considered. Shown the role of graphene and the dispersity of the initial powders in increasing the wear and reducing the friction coefficient of Al_2O_3/G . It was found that the temperature dependence of the adhesion component of the friction coefficient in the TiNi alloy for all structural states has a maximum at a temperature of 250-350° C.

Keywords: graphene, alumina, shape memory alloy wear, friction.

Введение

В настоящее время интерес к классу наноструктурных (НС) материалов в науке и промышленности увеличивается. Это обусловлено стремлением к миниатюризации изделий, уникальными свойствами НС материалов и внедрением технологий получения нанопорошков. Особая роль принадлежит новым материалам, таким как металлокерамический композит с добавкой графена [1] и сплав с памятью формы (СПФ) [2]. Целью работы является демонстрация трибологических свойств нанокомпозита (Al_2O_3 + Г) и температурной зависимости трения в наноструктурном СПФ.

Материалы и методы исследования

Исходными материалами для *нанокомпозита* служили нанопорошки δ-Al_2O_3 (45 нм) и чешуйки графена толщиной 3 нм. Использовали смеси с содержанием графена от 0 до 2 вес.%. Образцы размером ∅15х2мм компактировали методом плазменно-искрового спекания при 1550 ºС. Микротвердость H_V измерялась при нагрузке 20 Н, приложенной в течение 10 с. Нанотвердость (Н) и модуль упругости (Е) были измерены индентором Берковича. Фрактографические исследования изломов и структурный анализ распределения графена выполнены, соответственно, на приборах FESEM и Hitachi SU8000. Трибологические исследования нанокомпозита выполнены по схеме “шар-диск”, при нагрузке 20 Н и скорости 10 см/с в течение 15 часов. В качестве индентора использовался рубиновый шар Ø 6 мм. Скорость износа W вычисляли по объему дорожки трения (мм^3), размеры которой измерялись на профилометре:

$$W = a \times h \times V_{инд}, \quad (1)$$

где a и h – ширина и глубина дорожки, мм; $V_{инд}$ – линейная скорость кругового движения индентора, мм/час.

Другим материалом был *крупнозернистый СПФ* $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$ (d=80 мкм) в форме полосы 2×6×150 мм^3, закаленный в воду (Ms = 6° С, Af = 37° С). Для измельчения структуры полосу подвергали многопроходной прокатке с током (j = 125 А/мм^2) и отжигу при 450, 500, 550 °С (Ms = 44 ÷ 48° С). Нагрев зоны контакта образца и индентора осуществляли пропусканием постоянного тока. Длительность прогрева образца не превышала 1 мин.

Микротвердость H_V образца определяли на микротвердомере «EMCO-Test DuraScan 50» при

нагрузке 200 г. Микроструктура исследовалась при помощи оптического микроскопа «Olympus GX51» и просвечивающего электронного микроскопа JEM-2100 Топографию поверхностей трения исследовали при помощи сканирующего электронного микроскопа JSM-6490LV.

Результаты и их обсуждение

Нанокомпозит

Плотность, твёрдость и модуль упругости нанокомпозита при разном содержании графена представлены в табл. 1. Снижение плотности компакта с увеличением содержания графена связано с меньшей плотностью графена и возможной его агломерацией. Микротвердость Hv практически не зависит от графена. Однако (H) и E показывают заметное упрочнение матрицы композита даже с малым содержанием графена по сравнению с обычным корундом [3].

Таблица 1. **Твёрдость, модуль упругости и плотность композита**

Сод-е графена, %	0	0,5	1,0	2,0
Плотность, %	99.1	99.0	98.0	96.0
Hv, ГПа	22,4	23,1	22,7	22,7
(H), ГПа	24	27.4	-	-
E, ГПа	380	456	-	-
W, мм^3/час	$5.4*10^{-4}$	-	$< 3*10^{-6}$	$< 2*10^{-6}$
K_f	0.77		0.45	0.63

Разные методы твердости отражают свойства разномасштабных объектов. Наблюдаемое упрочнение матричных зерен корунда может быть связано с возникающими внутренними напряжениями от химического или механического взаимодействия частиц графена и Al_2O_3. При этом, важно представлять, где располагаются частицы графена: внутри матричных зерен или на их границах.

Таблица 2. **Коэффициент трения (K_f) и скорость износа (W) нанокомпозита**

Содержание графена, %	**W, мм^3/час**	**K_f**
0	$5.4*10^{-4}$	0.77
1	$< 3*10^{-6}$	0.45
2	$< 2*10^{-6}$	0.63

Структурные исследования (рис. 1) показали, что графен может располагаться внутри зерен корунда и на границах корундовых зерен [1]. При спекании вследствие рекристаллизации и миграции границ большая часть графена остаётся внутри больших матричных зерен, и лишь малая часть графена сохраняется в границах исходных нанозерен.

Расположение графена на границах зерен благодаря взаимодействию атомов углерода с атомами в решётке оксида алюминия должно

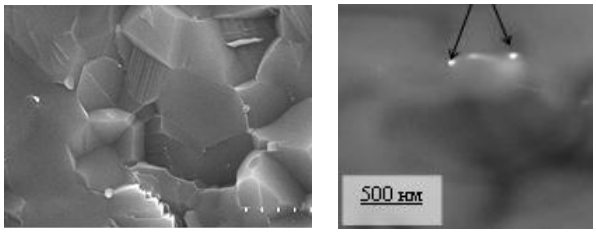
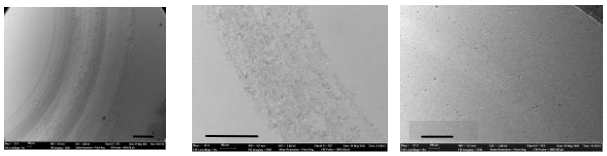


Рис.1. **Распределение графена внутри (а, РЭМ) и на границах (б, ПЭМ, темное поле) зерен композита Al_2O_3/0.5 вес.% Г**

увеличивать поверхностные свойства композита, что подтвердилось при трибологических испытаниях (табл. 1). Они свидетельствуют, что при незначительном уменьшении коэффициента трения K_f скорость износа W для образцов с графеном уменьшается на два порядка по сравнению с образцами без графена. Фрактографическое исследование следов трения в растровом электронном микроскопе с разным увеличением показало, что с увеличением содержания графена, особенно при 2 вес.% Г, заметно изменяются геометрические размеры и характер разрушения дорожки (рис. 2).

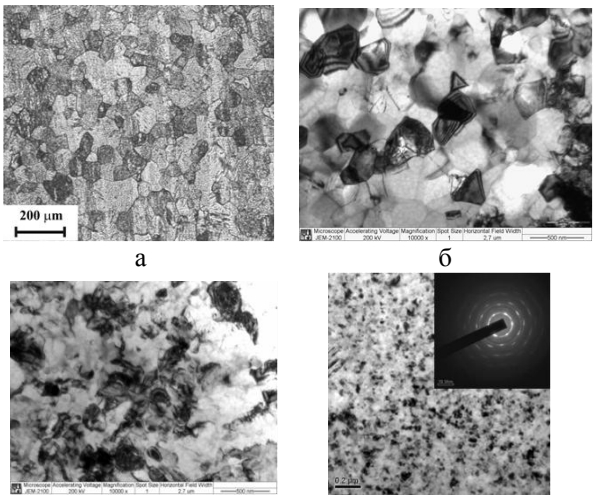


а б в

Рис. 2. **Вид дорожек трения образцов: а – без графена; б – 1вес.%Г; в - 2вес.%Г**

Сплав с памятью формы

Прокатка с током и последующие отжиги при 450, 500 и 550°C сформировали структуры с размерами зерен 30 и 100 нм, соответственно (рис. 3).



а б

в г

Рис. 3**. Микроструктура сплава $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$: а) закалка; б) прокатка с током + отжиг при 550° С; в) прокатка с током + отжиг при 500° С; г) прокатка с током отжиг при 450° С**

Отметим, что после произведенных отжигов температура Ms соответствовала 44 ÷ 48° С, ввиду чего в образцах присутствовала мартенситная фаза. С измельчением зерна с 80 мкм до 30 нм пределы текучести и прочности, а также микротвердость в соответствие с законом Холла-Петча повышаются в 1,5÷2 раза, но относительное удлинение δ уменьшается в 4 раза (табл. 3).

Табл. 3 **Механические свойства сплава $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$**

Параметр / Состояние	***d***, мкм	σ_{02}, МПа	$\sigma_в$, МПа	δ, %	H_V, МПа
Исходное (закаленное)	80	600	940	40	2070
Прокатка с током + отжиг при 550 °С	0.25	750	980	25	3000
Прокатка с током + отжиг при 500 °С	0,10	890	1000	10	3600
Прокатка с током + отжиг при 450 °С	0,03	1200	1300	9,6	4460

На рис. 4 представлены зависимости $f_М$, полученные в условиях пластического контакта на образцах сплава $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$ с различным размером зерен от температуры контакта Θ.

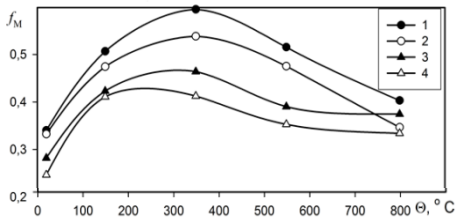


Рис. 4**. Температурная зависимость молекулярной составляющей коэффициента трения $f_М$ контактной пары $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$ - ВК8 при размере зерен:**
1 - *d* = 80 мкм; 2 - *d* = 250 нм; 3 - *d* = 100 нм; 4 - *d* = 30 нм

Достоверность полученных данных подтверждают данные авторов [4], где коэффициент трения в сплаве TiNi при комнатной температуре соответствует 0,3. Видно, что адгезионная составляющая коэффициента трения $f_М$ для всех состояний с повышением температуры сначала возрастает, достигает максимума в интервале температур 250÷350° С для $f_М$, а затем уменьшается (рис. 4). Отметим, что положение максимума смещается в сторону более низких температур с измельчением структуры. Подобный максимум, но менее выраженный, наблюдался и ранее на сплаве $Ti_{49,7}Ni_{50,3}$, полученном методом равноканального углового прессования (РКУП) [5,6].

Таким образом, с увеличением степени дисперсности структуры никелида титана наблюдается улучшение его трибологических характеристик, так как исследованном диапазоне температур контакта Θ повышается устойчивость материалов фрикционной пары к локальному сдвигу (в связи со снижением адгезионной составляющей коэффициента трения $f_М$), т.е. уменьшается вероятность схватывания контактирующих поверхностей.

Наиболее интересным является факт, что на температурной зависимости коэффициента трения появляется максимум, который не является типичным для чистых металлов или однофазных сплавов без фазовых превращений [6-8]. Например, в чистом титане с УМЗ структурой коэффициент трения уменьшается во всем исследованном интервале температур [6]. В настоящей работе максимальные значения $f_М$ для всех структурных состояний наблюдались при температуре 350° С. Основной причиной аномальной зависимости прочности адгезионных связей (а значит и адгезионной составляющей коэффициента трения), по-видимому, является ее зависимость от предела текучести. Известно, что в сплавах на основе TiNi зависимость предела текучести от температуры имеет вид, представленный на рис. 5 [9, 10]. Видно, что эта зависимость не является монотонной, а предел текучести зависит как от фазового состояния сплава, так и от устойчивости фаз к деформационно-индуцированному мартенситному превращению. Ниже точки Ms зависимость соответствует пределу текучести мартенситной фазы, выше точки Md (температура, выше которой аустенит становится стабильной фазой и не превращается в мартенсит при приложении нагрузки) – пределу текучести аустенита. В [10, 11] показано, что эта температура Md может варьироваться от 150 до 250° С для двухкомпонентных сплавов TiNi в зависимости от химического состава. При Ms ‹ T ‹ Md зависимость характеризует так называемый «фазовый» предел текучести и показывает зависимость напряжений, необходимых для образования деформационно-индуцированного мартенсита, от температуры. Видно, что между видом зависимостей на рис. 4 и 5 есть связь, и максимум адгезионной составляющей коэффициента трения по температуре соответствует точке Md (что согласуется с данными температур в [9, 10]). В этой связи причиной сдвига максимума $\tau_{пп}$ в сторону более низких температур при уменьшении размера зерна (рис. 4б) является сужение области Ms-Md вследствие затруднения мартенситного превращения, которое, как известно, подавляется при размерах зерен ниже 50 нм [11, 12]. Еще одной причиной области снижения адгезионной составляющей коэффициента трения при температуре выше 350° С может являться растворение частиц Ti_3Ni_4, которые образуются в сплавах данного состава после отжигов при температурах 400 ÷ 500° С [9].

Другой причиной максимума коэффициента трения может быть образование оксидной пленки: до 350° С происходит увеличение ее толщины, после – разрушение пленки индентором вследствие ее размягчения при высоких температурах. Однако этот вывод требует дополнительных исследований химического состава поверхностей образцов после трения.

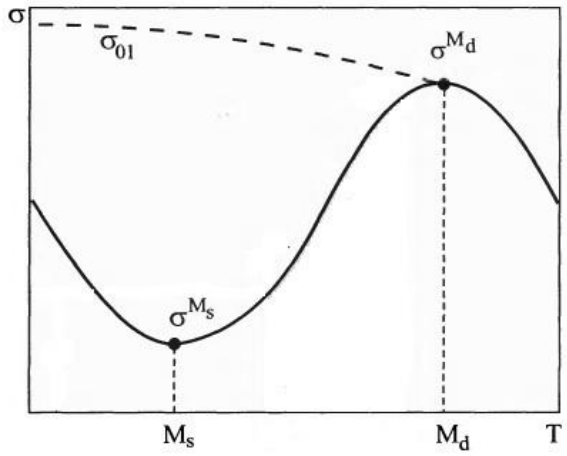
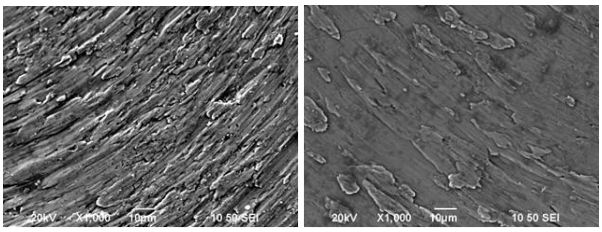


Рис. 5. **Зависимость предела текучести сплавов TiNi от температуры: Ms – температура начала превращения «аустенит-мартенсит»; Md – температура образования устойчивой аустенитной фазы; σ_{01} – предел текучести аустенитной фазы**

Результаты исследований методом РЭМ поверхностей трения показали наличие следов схватывания (чешуйки), углублений, вырывов, характерных для адгезионного механизма изнашивания и трения никелида титана (рис. 6).



а б

Рис. 6. **Топография поверхностей трения, полученных при Θ = 350 °С сплава $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$ с размером зерна: а) 80 мкм; б)30 нм**

Видно, что с уменьшением среднего размера зерна в структуре сплава размеры и количество перечисленных макродефектов уменьшаются, что свидетельствует о снижении процессов схватывания в зоне контакта и адгезионной составляющей коэффициента трения. Полученные результаты расширяют представление о трибологическом поведении сплавов с памятью формы в наноразмерной области и согласуются с результатами [5, 6]. Они позволяют прогнозировать улучшение эксплуатационных характеристик при использовании НС никелида титана в трибосопряжениях деталей машин при различных температурно-силовых условиях работы, а также улучшение его обрабатываемости при механической обработке.

Заключение

Нанокомпозит

Наиболее чувствительными к содержанию графена являются такие поверхностные свойства, как коэффициент трения, микротвердость, износостойкость, последние из которых повышаются до 30% и на 2-3 порядка, соответственно.

Сплав с памятью формы

С уменьшением размера зерен в сплаве $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$ склонность к схватыванию в зоне контакта и адгезионная составляющая коэффициента трения уменьшаются для всех исследуемых температур, при этом максимум на кривых температурной зависимости трения сдвигается в сторону более низких температур.

Работа поддержана РФФИ, проект 16-19-10213 и РНФ, проект 16-49-02013

[1] Klyatskina E.A., Borrell A., Grigoriev E.G. et al, Structure features and properties of graphene/Al2O3 composite // J.of Ceram. Soc. Tech. - 2018 (9)
[2] Pushin V.G., Stolyarov V.V., Valiev R.Z., Lowe T.C., Zhu Y.T. Nanostructured TiNi based shape memory alloys processed by severe plastic deformation // Mater. Sci. Eng. A. - 2005(410-411), 386-389.
[3] Zholnin A.G., Kovaleva I.V., Rytenko V.Yu., Pahilo-Daryal I.O. et al. Effect of particle size of alumina powder on spark-plasma sintering // Phys. Chem. Mat. Procs. - 2016(1), 53-63.
[4] Yan L., Liu Y. Wear Behavior of Austenitic NiTi Shape Memory Alloy // Shape Memory and Superelasticity - 2015(1), 58-68
[5] Chertovskikh S.V, Shuster L.Sh., Stolyarov V.V., Triboengineering properties of nitinol produced by intensive plastic deformation // Friction and wear. - 2005(1) 80–83. [in Rus]
[6] Stolyarov V.V., Shuster L.Sh., Migranov M.Sh., Valiev R.Z., Zhu Y.T., Reduction of Friction Coefficient in Ultrafine-Grained CP titanium // Mater. Sci. Eng. A - 2004(371), 313-317.
[7] Shuster L.Sh., Migranov M.Sh., Chertovskikh S.V., Sadykova A.Ya., Triboengineering characteristics of ultra-fine granularly structured titanium produced by intensive plastic deformation, Friction and wear. - 2005(2), 208–214. [in Rus]
[8] Huang S.J., Chertovskikh S.V., Semenov V.I., Shuster L.S., Friction and wear of commercially pure titanium with different microstructure from the view point of thermodynamic analysis, ISSN 1662-9752, Mater. Sci. Forum – 2016(863), 50–56.
[9] Brailovski V., Prokoshkin S., Terriault P., Trochu F., Shape Memory Alloys: Fundamentals, Modeling, Applications. - ETS Publ., Montreal – 2003
[10] Gunter V. E., Khodorenko V. N., etc. Nickel-titanium. Medical material of new generation NPP MITS, Tomsk - 2006. [in Rus]
[11] Pushin V.G., Stolyarov V.V., Valiev R.Z., Features of structure and phase transformations in shape memory TiNi-based alloys after severe plastic deformation // Ann. Chim. Sci. Mater. – 2002(27), 77–88.
[12] Waitz T., Kazykhanov V., Karnthaler H.P., Martensitic phase transformations in nanocrystalline NiTi studied by TEM // Acta Mater. - 2004(52), 137–147.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЁЖНОСТИ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ НА ЭТАПЕ ОПЫТНО-КОНСТРУКТОРСКИХ РАБОТ

[1]Сутягин О.В., [2]Рачишкин А.А.

E-mail: sutyagine@rambler.ru

[1]Научно-инновационный центр эксплуатационной надёжности механических систем, г. Тверь, Россия;
[2]Тверской Государственный технический университет, г. Тверь, Россия.

Рассмотрен подход к обеспечению надёжности триботехнических систем, объединяющий традиционные методы расчётов и экспериментов с компьютерным моделированием дискретных контактов трибосопряжений, позволяющий снижать объём экспериментов на этапе опытно-конструкторских работ.

Ключевые слова: надёжность, триботехническая система, дискретный контакт, компьютерное моделирование.

TRIBOTECHNICAL SYSTEMS RELIABILITY CONTROL ON THE DEVELOPMENT STAGE.
Sutyagin O.V., Rachishkin A.A.

The presented approach to reliability control of the tribotechnical systems, combining the traditional calculation methods and experiments with computer simulation of the discrete tribological conjunction, allows to reduce the number and resource consumption of the experiments on the stage of development.

Keywords: reliability, tribotechnical system, discrete tribological conjunction, computer simulation.

Введение

Триботехнические системы (ТС) являются элементами механических систем (МС), более общей категории объединяющей машины и механизмы. Понятие надёжности МС соответствует понятию надёжности технических объектов и включает в себя как общие показатели (ресурс, срок службы, сохраняемость и пр.), так и функциональные (к.п.д., точность, прочность, жёсткость, герметичность, тепло-электро проводность и пр.). Несмотря на достижения в методах повышения надёжности (ГОСТ 27.002-89) создание конкурентной техники требует снижения избыточной долговечности отдельных элементов МС и оптимизации её надёжности в целом.

Комплексный подход к обеспечению надёжности ТС

Обеспечение надёжности МС на этапе опытно-конструкторских работ представляет многоступенчатый процесс, включающий в себя решения ряда частных задач, в том числе и триботехнических. Особый интерес представляют входящие в МС узлы сухого трения, т.к. они, как правило, работают в более жёстких условиях. На рис. 1 представлена схема объединяющая расчётные и экспериментальные методы исследований МС и ТС с компьютерным моделированием контактного взаимодействия трибосопряжений [1,2] входящих в ТС.

На основе технического задания (ТЗ) на проект МС, синтезируется возможная конструкция МС [3]. Далее, используя принципы технической механики, проводится её анализ, в процессе которого корректируются геометрические, кинематические и динамические параметры элементов конструкции МС до их соответствия ТЗ. В случае если их корректировка не приводит к выполнению заданных эксплуатационных свойств, должна быть синтезирована другая конструкция МС. Если возможные варианты конструкций исчерпаны, необходима корректировка ТЗ (рис.1).

В случае жизнеспособного варианта создаётся эскизный проект МС и проводятся прочностные расчёты входящих в неё деталей [4,5]. При этом корректируются размеры и материалы для их соответствия режимам заданным в ТЗ и результатам механического анализа конструкции. Доступные материалы, работоспособные в заданных условиях воздействий окружающей среды, ограничены матрицей. При этом их механические свойства определены диапазоном температур эксплуатации МС. На этапе прочностных расчётов предварительно определяют номинальные размеры и материалы рассматриваемых деталей МС, которые будут использованы в процессе дальнейшего анализа ТС. При не соответствии рассматриваемого эскизного проекта требованиям ТЗ выполняется корректировка конструкции МС (рис.1).

В случае жизнеспособного варианта конструкции проводится размерный анализ МС [6]. Расчёты размерных цепей позволяют определить допуски на изготовление и износ её деталей. Допуски определяют квалитеты деталей конструкции МС и варианты технологий их изготовления, ограниченные матрицей. При не соответствии расчётов требованиям ТЗ проводится корректировка конструкции и повторение ранее пройденных этапов (рис.1).

Полученные результаты, совместно с требованиями ТЗ являются основой для дальнейшего анализа ТС входящих в МС.

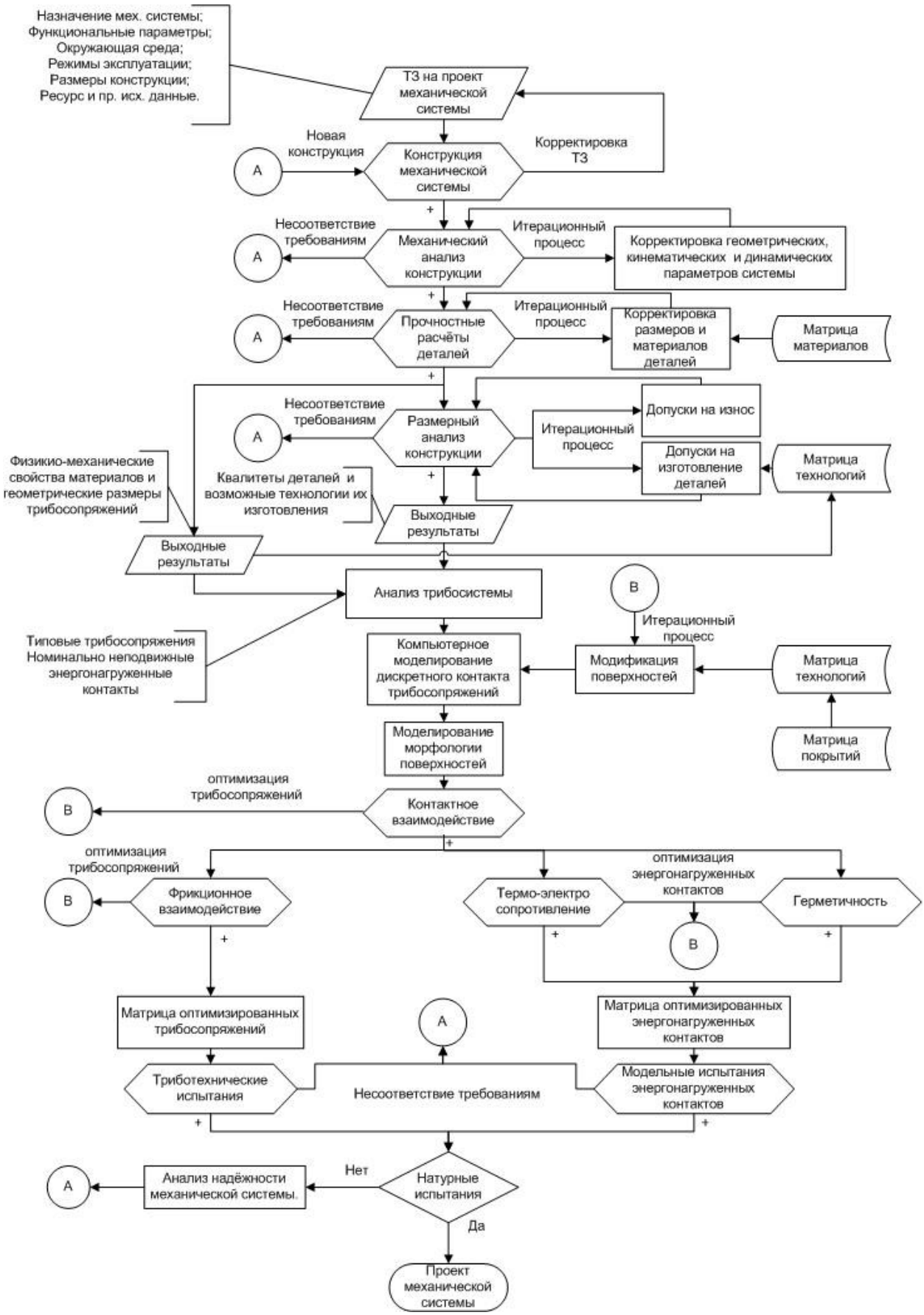


Рис. 1**. Схема объединения расчётных и экспериментальных методов исследований МС и ТС с компьютерным моделированием контактного взаимодействия трибосопряжений входящих в ТС**

Его содержанием является выделение типовых трибосопряжений и номинально неподвижных энергонагруженных контактов (уплотнения, электро-теплопроводящие стыки), в которых могут не обеспечиваться показатели надёжности. Выделенные трибосопряжения приводятся к номинально плоскому дискретному контакту [7] с заданной микрогеометрией и физико-механическими свойствами.

Образованные таким образом дискретные контакты, становятся объектами компьютерного моделирования (рис. 1). При этом моделируется как морфология контактирующих поверхностей, так и физические взаимодействия на пятнах фактического контакта.

Микронеровности контактирующих поверхностей моделируется сегментами эллипсоидов, высоты и радиусы которых изменяются по закону бета распределения [8]. Для генерирования случайного распределения координат их центров на номинальной плоскости создан алгоритм, учитывающий анизотропию рассматриваемой поверхности. При его реализации пересечений оснований соседних сегментов не происходит. В сгенерированной модели шероховатой поверхности каждый сегмент имеет индивидуальные геометрические параметры и координаты центра основания. В процессе моделирования морфологии поверхностей учитывается наличие в трибосопряжениях функциональных покрытий имеющих толщины и физико-механические свойства случайно распределённые по номинальной площади контакта. В частном случае эти величины могут иметь постоянные значения. Возможно моделирование участков локального износа покрытий.

При рассмотрении физических взаимодействий моделируется формирующееся на пятнах фактического контакта напряжённо-деформированное состояние. Сгенерированная 3-х мерная модель микротопографии поверхности имеет приведённые параметры шероховатости соответствующие контакту двух шероховатых поверхностей [9]. Анализируются случаи контактного взаимодействия модели микронеровности с упругим полупространством, имеющим упругопластическое покрытие, и с упругопластическим полупространством без покрытия [10]. Возникающие деформации оцениваются и рассчитываются либо как упругие, либо как упругопластические.

Последующие модули (фрикционное взаимодействие, термо-электросопротивление, герметичность) являются подключаемыми и наследуют данные моделирования морфологии и контактного взаимодействия поверхностей. В результате численных имитаций экспериментов, многократно проводимых для моделируемых дискретных контактов, оценивается влияние на их функциональные показатели различных технологий обработки и макрогеометрических размеров деталей МС. В случае если по положительным результатам компьютерного моделирования удаётся создать оптимизированные матрицы трибосопряжений и энергонагруженных контактов, обеспечивающих требуемые показатели надёжности, можно, на их основе, разрабатывать план экспериментов и переходить к модельным и натурным испытаниям трибосопряжений МС. Однако, для деталей, работающих в экстремальных условиях, традиционных материалов и технологий обработки бывает недостаточно.

Используя технологии модификации поверхностей, можно существенно изменять свойства контактов ТС. Поэтому для трибосопряжений не отвечающих требованиям надёжности необходимо рассматривать доступные технологии модификации их поверхностей и в первую очередь, как наиболее эффективные, технологии нанесения различных функциональных покрытий (рис.1).

Положительные результаты компьютерного моделирования дискретных контактов имеющих модифицированные поверхности, также объединяются в матрицы оптимизированных трибосопряжений и энергонагруженных контактов, которые определяют план дальнейших экспериментальных исследований (рис.1). Все случаи положительных натурных испытаний являются основой для разработки окончательного проекта МС.

Заключение

Эффект от сочетания традиционных методов инженерных расчётов с компьютерным моделированием дискретного контакта состоит в целенаправленном сокращении возможных вариантов экспериментальных исследований ТС и МС на этапе опытно- конструкторских работ, что существенно повышает качество конечного результата – обеспечение надёжности МС на всех этапах её жизненного цикла.

[1] Сутягин О.В., Болотов А.Н., Рачишкин А.А. Компьютерное моделирование контактного взаимодействия шероховатых поверхностей.// Трение и износ. - 2016, №3, 262-268.
[2] Сутягин О.В., Болотов А.Н., Рачишкин А.А. и др. Компьютерное моделирование фрикционного взаимодействия шероховатых поверхностей.// Трение и износ.- 2016, №4, 427-435.
[3] Артоболевский И.И. Теория механизмов и машин. - М.: Наука. - 1988.
[4] Решетов Д.Н. Детали машин. - М.: Машиностроение. - 1989.
[5] Басов К.А. ANSYS: справочник пользователя. – М.: ДМК Пресс. – 2005.
[6] Емельянов С.Г., Рудской А.М., Учаев П.Н. и др. Размерный анализ в машиностроении. - М.: Тонкие наукоёмкие технологии. - 2012.
[7] Горячева И.Г. Механика фрикционного взаимодействия. - М.: Наука. - 2001.
[8] Измайлов В.В., Курова М.С. Применение бета- распределения для расчета характеристик контакта шероховатых тел. // Трение и износ. - 1983, № 6, 983-990.
[9] Дёмкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. - М.: Машиностроение. - 1981.
[10] Сутягин О.В. Моделирование триботехнических систем с твёрдосмазочными покрытиями в машиностроении.- Тверь: Тверской государственный технический университет. - 2016.

КОНСТРУИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ ЛЕПЕСТКОВЫХ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ С ЦЕНТРАЛЬНЫМ КРЕПЛЕНИЕМ ЛЕПЕСТКОВ

Сытин А.В., Тюрин В.О., Решетов М.М.

E-mail: Sytin@mail.ru

Орловский государственный университет имени И.С. Тургенева, Орел, Россия.

Предложена конструкция лепесткового газодинамического подшипника с центральным креплением лепестков. Описаны преимущества данного типа опор. Представлены расчетные схемы подшипника и лепестка, функция радиального зазора и уравнение Рейнольдса для определения поля давлений.

Ключевые слова: высокоскоростные роторные машины, роторно-опорный узел, лепестковый газодинамический подшипник, центральное крепление лепестков, функция радиального зазора.

DESIGN AND CALCULATION OF FOIL GAS DYNAMIC BEARINGS WITH CENTRAL FOIL FIXATION

Sytin A.V., Tyurin V.O., Reshetov M.M.

A design of a foil gas dynamic bearing with central foil fixation is proposed in the present paper. Advantages of these bearings are presented and calculation diagram of a bearing and a foil, radial gap function and a corresponding Reynolds equation for pressure distribution determination are shown.

Keywords: high-speed rotor machines, bearing, foil gas dynamic bearing, central foil fixation, radial gap function.

В настоящее время существует устойчивая тенденция по применению высокоскоростных роторных машин с электро- и турбинным приводом в транспортном и энергетическом машиностроении, ракетно-космической и криогенной технике. Наиболее нагруженными и ответственными элементами турбомашин, определяющими работоспособность и ресурс изделий, являются роторно-опорные узлы. Увеличение частоты вращения ротора является наиболее эффективным способом повышения выходной мощности турбомашин. При этом достигается снижение массы и габаритов турбоагрегата, что наиболее важно для нестационарных установок. Применение опор с газовой смазкой в данном случае приводит к минимальным потерям на трение, а следовательно наименьшему нагреву [1]. При этом зазоры порядка десятков микрон в случае вибраций и ударов приводят к истиранию поверхности, сколам и разрушению вала и жесткой втулки. Опоры с упругой поверхностью лишены этих недостатков. Перспективными в данном классе являются опоры с упруго-податливыми элементами, так называемые лепестковые газодинамические подшипники с центральным креплением лепестков (рис. 1) [2].



Рис. 1. **Конструкция лепесткового газодинамического подшипника с центральным креплением лепестков**

Расчет характеристик подшипников скольжения предполагает определение полей давлений в смазочном слое. Использование уравнения Рейнольдса является в теории газовой смазки общепринятым [3], и результаты, полученные с использованием этой математической модели, хорошо согласуются с экспериментом. Основное уравнение для определения поля давлений – уравнение Рейнольдса, обобщенное на случай двумерного турбулентного течения вязкого сжимаемого смазочного материала, применительно к лепестковому подшипнику принимая x=Rθ, ∂x=R∂θ, отобразив его в цилиндрических координатах:

$$\frac{1}{R^2}\cdot\frac{\partial}{\partial\theta}\left(\frac{\rho h^3}{\mu K_\theta}\frac{\partial p}{\partial\theta}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\rho h^3}{\mu K_z}\frac{\partial p}{\partial z}\right)=6\frac{\partial(\rho\cdot U\cdot h)}{\partial\theta}-12\rho V+12h\frac{\partial\rho}{\partial t}. \quad (1)$$

Существенное влияние на распределение поля давлений в смазочном слое оказывает его толщина h – функция радиального зазора, входящая в уравнение Рейнольдса и являющаяся функцией положения центра шипа и угловой координаты, а также определяемой из геометрии опорного узла (рис. 2).

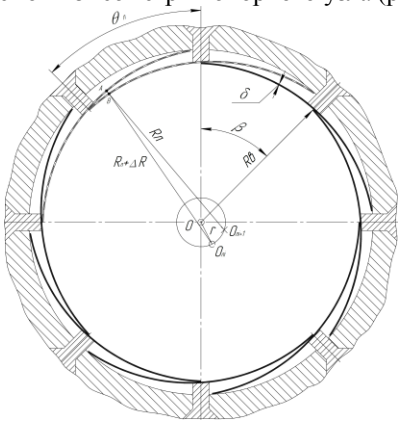


Рис. 2. **Схема определения функции радиального зазора**

При подробном рассмотрении геометрии лепесткового газодинамического подшипника с центральным креплением лепестков функцию радиального зазора можно представить в следующем виде:

$$h(\theta,z) = h_0 + e\cos(\theta-\varphi) + r\left(1-\cos\left(n\beta-\theta\right)\right) + w, \quad (2)$$

где h_0 - радиальный зазор при e=0, e - эксцентриситет, φ - угол положения линии центров, r - радиус окружности центров лепестков, n=1,2,3…N - расчетный номер лепестка, N - количество лепестков, β - угловая протяженность клина, w=f(θ,z) - функция прогиба, θ - угловая координата по поверхности подшипника, определяющая радиальный зазор, z - осевая координата.

$$\beta = \frac{2\pi}{N}. \quad (3)$$

Радиус окружности центров лепестков, находится следующим образом:

$$r = R_{Л} - R_{B}, \quad (4)$$

где $R_Л$ - радиус лепестка, R_B - радиус выступов.

$$R_B = R + h_0, \quad (5)$$

где R - радиус цапфы ротора.

Расчетная схема лепестка (рис. 3) представляет собой пологую цилиндрическую оболочку, с определенными граничными условиями.

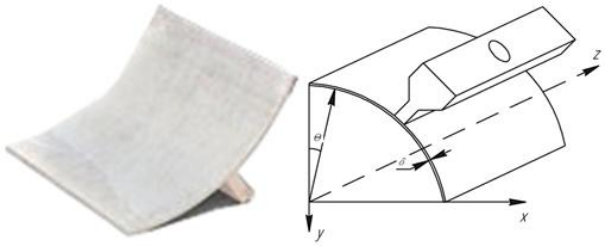


Рис. 3. **3D-модель и расчетная схема лепестка**

Теория пологих оболочек построена на основании следующих допущений [4]:

− геометрическая гипотеза: оболочка принимается настолько пологой, что геометрию ее поверхности можно приближенно считать совпадающей с геометрией плоскости ее проекции;

− статическая гипотеза: в уравнениях равновесия можно пренебречь моментными членами, содержащимися в качестве коэффициентов выражения кривизны и их производных.

Применение теории пологих оболочек совместно с граничными условиями позволяет более точно описать процесс деформаций в лепестковом газодинамическом подшипнике с центральным креплением лепестков, с учетом условия равновесия в направлении нормали к поверхности и условия неразрывности деформаций срединной поверхности.

Для полноценного описания работы лепесткового подшипника необходимо определить граничные условия для упругих элементов, зоны совместных деформаций и дополнительные силовые и геометрические параметры. Для этого выделим нижнюю и верхнюю часть лепестка, а также зоны контакта с корпусом и крепления (рис. 4).

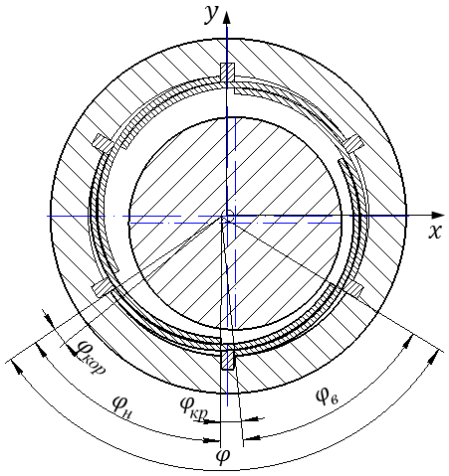


Рис. 4. **Расчетная схема лепесткового газодинамического подшипника с центральным креплением лепестков**

$$w = \begin{cases} 0, \ \varphi \in \left[0, \varphi_{кор}\right], \\ w_{вi-1}, \ \varphi \in \left[0, \varphi_{н}\right], \delta = \delta_{вi-1} + \delta_i; \\ 0, \ \varphi \in \left[\varphi_{н}, \varphi_{н} + \varphi_{кр}\right], \\ w_{нi+1}, \ \varphi \in \left[\varphi_{н} + \varphi_{кр}, \varphi_{н} + \varphi_{кр} + \varphi_{в}\right], \delta = \delta_i + \delta_{нi+1}, \end{cases} \quad (6)$$

где $\varphi_Н$ - угловая протяженность нижней части лепестка, $\varphi_в$ - угловая протяженность верхней части лепестка, $\varphi_{кор}$ - угловая протяженность контакта нижней части лепестка с корпусом, $\varphi_{кр}$ - угловая протяженность крепления лепестка, δ - толщина лепестка, δ_{ei-1} - толщина верхнего края соседнего лепестка, $\delta_{нi+1}$ - толщина нижнего края соседнего лепестка, δ_i - толщина расчетного лепестка.

Сравнение основных характеристик лепестковых газодинамических подшипников и других высокоскоростных подшипников показывает, что параметры первых существенно выше. Применение центрального крепления лепестков в данных опорах значительно расширяет возможности опорного узла. Лепестковый газодинамический подшипник с центральным креплением лепестков – оптимальный тип газовой опоры для турбомашин.

Работа выполнена в рамках проекта Министерства образования и науки Российской Федерации № 9.2952.2017/4.6 «Создание многофункционального лабораторно-методологического комплекса общеинженерной подготовки».

[1] Пешти Ю.В. Газовая смазка. - М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1993. - 382 с.

[2] Сытин А.В., Савин Л.А. Лепестковые газодинамические подшипники: применение и технические решения: монография. - Орел: ОГУ имени И.С. Тургенева, 2016. - 196 с.

[3] Савин Л.А., Соломин О.В. Моделирование роторных систем с опорами жидкостного трения: монография. - М.: Машиностроение-1, 2006. - 444 с.

[4] Колкунов Н.В. Основы расчета упругих оболочек. - М.: Высшая школа, 1972. - 296 с.

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАТЕРИАЛОВ, ИЗГОТОВЛЕННЫХ МЕТОДАМИ АДДИТИВНОГО ПРОИЗВОДСТВА

[1]Тарасова Т.В., [1]Филатова А.А., [1]Аксененко А.Ю.

E-mail: tarasova952@mail.ru

[1]ФГБОУ ВО «МГТУ «СТАНКИН», Москва, РФ.

Установлены рациональные режимы селективного лазерного плавления для изготовления деталей из отечественного порошка из стали марки 20Х13. Исследованы свойства порошка марки ПР20Х13 методами грануломорфометрического анализа. Определены физико-механические свойства и износостойкость образцов, изготовленных по рациональным режимам селективного лазерного плавления.

Ключевые слова: селективное лазерное плавление, отечественный порошок из стали марки 20Х13.

WEAR RESISTANCE OF MATERIALS MANUFACTURED BY ADDITIVE PRODUCTION METHODS

Tarasova T.V., Filatova A.A., Aksenenko A.Yu.

Rational selective laser melting modes have been established for the manufacture of parts from domestic powder of steel grade 20H13. The properties of PR20H13 powder have been studied using the methods of granulometric analysis. The physical and mechanical properties, as well as the wear resistance, of samples manufactured using rational modes of selective melting have been determined.

Keywords: selective laser melting, domestic powder of steel grade 20H13.

Введение

Согласно международной патентной классификации Всемирной организации интеллектуальной собственности (ВОИС) [1] и Европейской ассоциации порошковой металлургии (EPMA) [2] аддитивное производство причисляют к порошковой металлургии, которая продолжает развиваться быстрыми темпами. Непрерывный рост развития аддитивного производства связан с возможностями получения изделий со специфическими свойствами, не достижимыми с помощью других способов [3-5]. Аддитивное производство обеспечивает технологичность конструкции изделий благодаря решению задач снижения трудоемкости, себестоимости, расхода материала и энергетических ресурсов при изготовлении изделия.

К настоящему времени номенклатура применяемых импортных и отечественных металлических порошков в аддитивном производстве ограничена, но не по причине отсутствия порошков со сферической формой частиц, так как их промышленное производство началось в конце 30-х годов XX века и использовали их для изготовления фильтров и других пористых изделий [8], а по причине отсутствия технологических процессов формообразования концентрированными потоками энергии. Поэтому существует необходимость разработки технологических процессов аддитивного производства для расширения номенклатуры порошков. Селективное лазерное плавление (СЛП) формообразование, заключающиеся в изготовлении изделия из металлических порошков с применением одного или более лазеров, селективно плавящих или расплавляющих частицы на подложке, слой на слой в закрытой камере [10].

Цель работы — расширить номенклатуру марок сталей отечественного производства для селективного лазерного плавления в соответствии с требованиями к качеству деталей особо сложной формы с учетом рациональных областей применения процесса при совершенствовании действующего производства.

Материалы и методы

В настоящей работе материалом исследования является коррозионностойкая хромистая сталь мартенситного класса марки 20Х13 (AISI 420, EN X20Cr13, DIN 1.4021, DIN 1.4028) и порошок отечественного производителя ПР20Х13. Химический состав хромистой стали: 0,16–0,25 % C, 12,00–14,00 % Cr, ≤ 0,80 % Si, ≤ 0,80 % Mn, ≤ 0,030 % P, ≤ 0,025 % S. Для контроля качества порошка из стали 20Х13 исследовали: *гранулометрический состав* и *факторы формы* порошка ПР20Х13; м*еханические* и *физические свойства*. Методики испытаний строго регламентированы ГОСТ и в отдельных случаях специальными техническими условиями.

Металлический порошок марки 20Х13 (фракция 0—40 мкм) был изготовлен предприятием АО «ПОЛЕМА» диспергированием расплавленного металла струей сжатого газа. Дисперсный (гранулометрический) состав ПР20Х13 определяли на анализаторе изображений OCCHIO500nano изготовителя OCCHIO SA (Бельгия) методом статического анализа изображений по ISO 13322-1. Морфологию частиц в режиме реального времени ПР20Х13 определяли — VEGA 3 LMN изготовителя TESCAN, a.s. (Чехия) методом сканирующей электронной микроскопии (SEM) по ГОСТ Р 54597.

Характеристики механических свойств E, $\sigma_{0,2}$, $\sigma_в$, δ_5, ψ при комнатной (нормальной) (20^{+15}_{-10}) °C

температуре определяли в соответствии с методами статических испытаний металлов на растяжение по ГОСТ 1497. Для испытаний применяли пропорциональные плоские образцы I типа, толщиной 3,0 мм и шириной 10,0 мм в соответствии с ГОСТ 11701. Каждая пропорционально плоская заготовка получена селективным лазерным плавлением под углом 45° (азимутальный угол) к ракельному ножу на полярный угол 90° [6]. Для испытания использовали универсальную испытательную машину INSTRON 5989 силой 600 кН, фирма Instron-division of ITW Limited (США). Для измерения деформации в процессе испытания использовали тензометрический датчик INSTRON 2630-112. Измерительная база 50 мм, удлинение от +50 % до -10 %.

Измерение твердости проводили при температуре (20^{+15}_{-10}) °С в соответствии с ГОСТ 9013 на твердомере Роквелла Wilson Instruments R574T, фирма ITW Test & Measurement GmbH (Германия).

Измерение микротвердости по толщине образца из стали марки 20Х13 вдавливанием алмазного наконечника проводили на универсальном автоматическом микротвердомере ITW Test & Measurement GmbH (Германия) TUKON 2500 с нагрузкой 0,1 кг в соответствии с ГОСТ 9450. Определение плотности образцов проводили методом гидростатического взвешивания на весах Mettler Toledo XP504 с точностью до 0,001 г/см^3.

Испытания на износостойкость проводили на машине трения «Шкода-Савин». Исследовали три вида образцов: отожженные, после закалки и отпуска, полученные СЛП без термической обработки. Перед испытанием подготовили поверхность образцов, путем повышения чистоты поверхности на один параметр шероховатости. В зону трения в процессе испытаний подается охлаждающая жидкость (0,5% раствор хромовокислого калия в дистиллированной воде). Износостойкость оценивали по объёму лунки, вытертой твердосплавным роликом при нагрузке 98 Н. Диаметр ролика 30 мм, ширина 2,5 мм, частота вращения - 675 об/мин. Число оборотов для каждого образца составляет 3000.

Исследования проведены с использованием оборудования Центра коллективного пользования МГТУ "СТАНКИН".

Результаты и их обсуждение

По результатам испытаний по гранулометрическому составу средний диаметр $x_{k,0}$ = 20,47 мкм из средней пробы частиц из выборок $x_{5,3}$ = 4,31 мкм, $x_{50,3}$ = 16,04, $x_{95,3}$ = 48,10 мкм, а суммарное содержание частиц, не соответствующих размеру основной фракции соответствует 8,02 %. Распределение размеров частиц ПР20Х13 описывается законом нормального распределения Гаусса, поскольку $x_{50,3}$, $x_{k,0}$, x_{max} относительно совпадают. [7]. Для описания размеров проекций и формы частиц использовали факторы (дескрипторы) формы. Факторы формы определяли, как максимум частотного распределения. Поскольку удлиненность El = 0,230 стремится к нулю, а округлость C = 0,725 к единице, то типовая форма частиц ПР20Х13 сферическая. По результатам расчетов (шероховатость Rg^y = 0,003 и затупленность Wv = 0,913) частицы ПР20Х13 имеют высокую чистоту поверхности и отсутствие острых кромок. Частицы ПР20Х13 характеризуются сферической формой, высокой текучестью, микрокристаллической структурой, морфологией равноосного типа и малым количеством сателлитов рис. 1.

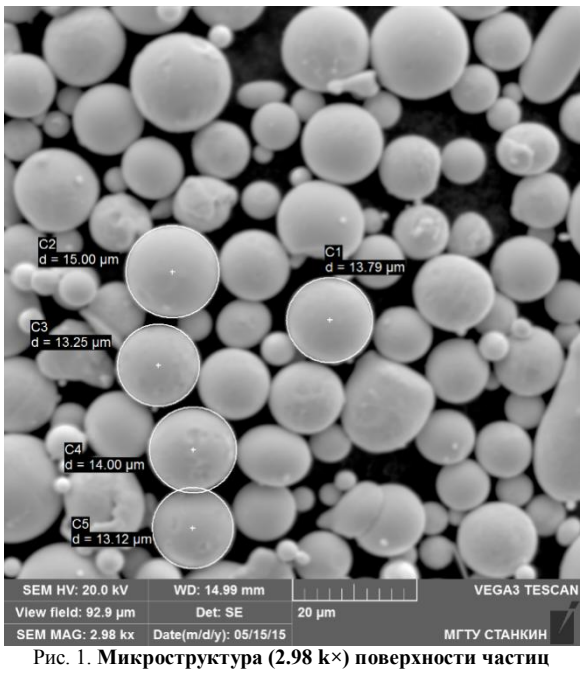


Рис. 1. **Микроструктура (2.98 k×) поверхности частиц ПР20Х13**

Заготовки стальных образцов для испытаний на растяжение были изготовлены по отработанным режимам СЛП, которые приведены в табл. 1.

Таблица 1. **Рациональные режимы метода СЛП для ПР20Х13**

Скорость сканирования v_s, мм/с	50 — 120
Мощность лазерного излучения (непрерывное), P_L, Вт	80 — 100
Диаметр пятна излучения на поверхности порошка d_b, мкм	70
Толщина слоя l_z, мкм	50
Защитная среда	воздух

В табл. 2 представлены механические характеристики образцов, изготовленных селективным лазерным плавлением и традиционными методами формообразования и термообработки.

Таблица 2. **Механические характеристики образцов из стали 20Х13, полученных СЛП и традиционными методами (высокий отпуск - *низкий отпуск)**

ТП	**Традиционные методы**	**СЛП**
Окончательная ТО	Закалка и отпуск	—
E, МПа	191 230*	208 918
$\sigma_{0,2}$, *МПа*	804	864
$\sigma_в$, *МПа*	932	1 584
δ, *%*	15	7
Твердость, *HRC*	42—49*	47
d, г/см^3	7,85	7,71

Анализ полученных данных показывает, что прочностные характеристики образцов из стали 20Х13 полученных методом СЛП, выше характеристик данных сталей после традиционной термообработки (закалка и высокий отпуск).

Среднее значение микротвердости по толщине образца из стали марки 20Х13 составляет 474±7 $HV_{0,1}$.

Сравнительное испытания износостойкости на машине трения «Шкода-Савин» показали, что износостойкость образцов, полученных методом СЛП, превышает износостойкость отожженных образцов в 3 раза и в 1,2 раза износостойкость образцов после закалки и отпуска (рис.3).

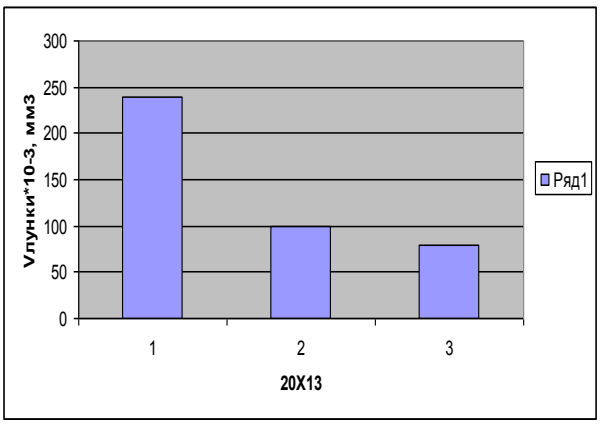


Рис. 3 **Изменение объема вытертой лунки в процессе испытаний на машине «Шкода-Савин» образцов из стали 20Х13: 1 - отжиг, 2 - закалка с отпуском, 3 – СЛП**

Выводы

1. Проведен грануломорфометрический анализ отечественного порошка ПР20Х13 по результатам которого установлено, что порошок соответствует требованиям, предъявляемым к порошкам, используемым для СЛП.

2. Определены рациональные режимы селективного лазерного плавления стали 20Х13.

3. Установлено, что прочностные характеристики и износостойкость образцов, полученных методом СЛП выше аналогичных характеристик образцов, полученных традиционными методами.

Работа выполнялась при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках выполнения государственного задания № 11.1267.2017/4.6.

[1] http://www.wipo.int/classifications
[2] https://www.epma.com/additive-manufacturing
[3] Тарасова Т.В., Гусаров А.В., Протасов К.Э., Филатова А.А. Влияние тепловых полей на структуру коррозионно-стойких сталей при различных схемах лазерной обработки // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2017, №7, 37-44.
[4] Григорьев С.Н., Тарасова Т.В., Назаров А.П. Влияние термообработки на структурно-фазовый состав и свойства жаропрочных кобальтовых сплавов, полученных методом селективного лазерного плавления // Перспективные материалы. – 2014 №7, 73-79.
[5] Григорьев С.Н., Тарасова Т.В. Возможности технологии аддитивного производства для изготовления сложнопрофильных деталей и получения функциональных покрытий для производства порошков // Металловедение и термическая обработка металлов . – 2015 №10, 5-11.
[6] Тарасова Т.В., Филатова А.А., Котобан Д.В., Аблеева Р.Р. Учебно-методическое пособие для проведения лабораторных работ по курсу «Аддитивное производство». – ФГБОУ ВО МГТУ «СТАНКИН». – 2017.
[7] Tarasova T., Filatova A. Methods for Controlling Particle Size in Corrosion-resistant Steel Powders // Procedia IUTAM. – 2017 (23), 130-137.
[8] Либенсон Г.А., Лопатин В.Ю., Комарницкий Г.В. Процессы порошковой металлургии. – М.: МИСИС. – 2001.
[9] Григорьев С.Н., Романов Р.И., Фоминский В.Ю. Зависимость механических и трибологических свойств алмазоподобных углеродных покрытий от режимов лазерного осаждения и легирования металлами // Трение и износ. – 2012, Т. 33 № 4, 342-350.
[10] ISO/ASTM 52900, Additive manufacturing — General principles — Terminology.
[11] Авиационные материалы / А.Т. Туманов. М.: ОНТИ. – 1975.
[12] Tarasova T.V., Filatova A.A., Dolzhikova E.Y. Technical Problems and Perspectives of Implementing the Selective Laser Melting Method for Producing Structural Components for Aircraft, Materials Science Forum. – 2015 (834), 29-33.

ПУТИ СОЗДАНИЯ НОВЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ, СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ И АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ МАНЕВРЕННЫХ САМОЛЕТОВ

Титов В.В.

E-mail: 89166781267@mail.ru

ОКБ Сухого, Москва, Россия.

Существующие нормы расчета трибосопряжений самолета требуют корректировки. Необходимо разработать новые показатели триботехнических свойств различных сочетаний конструкционных и смазочных материалов. К ним относятся: антифрикционность, предельная несущая способность, работоспособность, зависимость изменения потерь на трение. Это позволит обоснованно применять, разрабатывать и внедрять новые антифрикционные материалы, покрытия, смазки.

Ключевые слова: трибосопряжения, нормы, предельная несущая способность, работоспособность, потери на трение, методы испытаний.

APPROACHES TO DEVELOPMENT OF NEW CONSTRUCTIVE LUBRICANT MATERIALS AND ANTIFRICTION COATINGS FOR MOVABLE AIRCRAFTS

Titov V.V.

Current standard of aircraft tribological assembly estimation requires updating. It is necessary to develop new characteristics of tribological properties for different structure and lubricant materials combinations. In particular, these include antifrictionality, ultimate bearing stress, efficiency, friction losses function. The development of new characteristics will allow to design, apply and implement new antifriction materials, coatings, lubricants.

Keywords: tribological conjunctions, specifications, ultimate carrying capacity, operability, friction losses, test methods.

В последние 20–30 лет все работы по разработке новых авиационных антифрикционных и смазочных материалов, покрытий практически остановлены. Однако, задачи снижения веса, сопровождающиеся дальнейшим ростом удельных нагрузок на поверхностях трения, обеспечение надежности механических систем, сокращение расходов на обслуживание летательных аппаратов (ЛА), увеличение ресурса (или обеспечение требуемого), остаются крайне актуальными.

Достигнутые значения номинальных давлений на контакте трибосопряжений (150 МПа и более) приводят к ускоренным износам, а некоторые материалы пластически деформируются, зазоры растут. Так, например, нагружение МФП подшипника, до предельных статических давлений на контакте (разрешенных [1]), привело к пластическому течению вкладыша (см. рис. 1), деформация в направлении нагрузки превысила 1,5 мм.

Допустимые номинальные давления на поверхности трения до настоящего времени определяются по нормам 1954 года [2], которые учитывают только прочностные свойства менее прочного элемента, а смазочный материал не рассматривается. Определить несущую способность антифрикционных покрытий, таких как МФП, Оргалон, ВАП по [2] не представляется возможным. Для маневренных самолетов прочностных свойств существующих конструкционных материалов и антифрикционных покрытий уже недостаточно – требуется разработка новых высокопрочных материалов, покрытий, имеющих высокие антифрикционные свойства. Это в равной степени относится и к смазочным материалам – определять несущую способность конструкционного материала без смазочного (и наоборот) – бессмысленно.



Рис. 1. **Пластическое деформирование МФП вкладыша**

Для перспективных разработок трибосопряжений ЛА, требуются новые показатели служебных свойств применяемых материалов, понятные конструктору, а также соответствующие методы испытаний.

В [3] необходимо ввести определение «предельной несущей способности» сочетаний конструкционных и смазочных материалов (покрытий), которое определяется не только прочностью конструкционных материалов, но, в большей степени, свойствами смазочных материалов [4].

Сегодня в любом ГОСТе, ТУ, ОСТе на смазочный материал антифрикционные свойства сводятся к пятну износа и нагрузке сваривания на ЧШМ. Результаты этих испытаний весьма сомнительные, и даже не потому, что в качестве материалов используется ШХ-15, который в самолетных узлах трения скольжения применяется весьма ограниченно, а потому, что схема трения скольжения «шар – шар» в самолете не применяется ни в одном трибосопряжении. Выбирать смазочные материалы по этим показателям весьма рискованно, метод испытаний на ЧШМ устарел не только физически, но и морально.

В настоящее время в [3] среди 107 терминов определение «антифрикционность» отсутствует.

При выборе материалов конструктору трудно ориентироваться в существующих справочниках. Выбрав высокопрочный или коррозионностойкий материал, определить его антифрикционные характеристики, несущую способность и работоспособность возможно только после проведения специальных испытаний или после отказов в эксплуатации.

Определение понятия «коэффициент трения» для практики проектирования сегодня также недостаточно. Этот показатель в одном и том же трибосопряжении в эксплуатации меняется от 2 до 10 раз. Необходимо переходить на «зависимость изменения коэффициента трения по ресурсу (наработке пути трения)», по которой можно определить работоспособность конкретного сочетания конструкционных и смазочных материалов. В локальные промежутки наработки ресурса значение потерь на трение может быть практически постоянным, но при длительном функционировании в условиях всего спектра ВВФ изменения весьма существенные. Это необходимо учитывать при проектировании тяжелонагруженных трибосопряжений самолета, ввиду ограниченной мощности приводов на борту и роста внутренних нагрузок в системах. При тяжелонагруженном контакте коэффициент трения постоянно возрастает (см. рис.2). В начальный период, при оптимально подобранных материалах, рост ускоренный, затем наступает некоторая стабилизация, которая может быть достаточно длительной, в итоге, так или иначе, наступает конечная стадия – ускоренный рост потерь на трение и отказ (схватывание, заклинение, разрушение). Некорректно выбранные материалы не имеют периода стабилизации, рост коэффициента трения быстрый и постоянный (см. рис. 2, BRAYCOTE 622).

При регулярном и своевременном возобновлении смазочного материала (при регламентном обслуживании) коэффициент трения можно удерживать в ограниченном коридоре (см. рис. 3).

Для обеспечения и удержания потерь на трение в заданных пределах необходимо иметь значения «предельной работоспособности» сочетаний

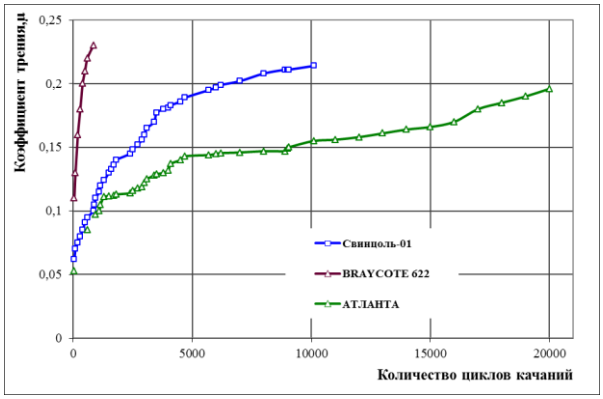


Рис. 2. **Зависимость изменения коэффициента трения в паре БрАЖМц 10-3-1,5 и 30ХГСН2А хтв при 70МПа**



Рис. 3. **Зависимость изменения коэффициента трения в паре БрАЖН 10-4-4 и 30ХГСН2А хтв при 90МПа со смазкой Атланта**

конструкционных смазочных материалов и покрытий при определенных нагрузочных факторах. По ней можно определить периодичность возобновления смазочных материалов в эксплуатации. Это ещё одно понятие, которое требуется вводить в [3].

Таким образом, для проектирования самолетных трибосопряжений необходимы новые термины, определения и показатели:

- антифрикционность;
- предельная несущая способность;
- зависимость изменения коэффициента;
- предельная работоспособность.

Для создания и внедрения новых материалов требуется:

- разработка критериев оценки антифрикционных свойств различных сочетаний материалов, покрытий, смазок;
- разработка критериев предельной несущей способности и предельной работоспособности (в основу могут быть положены показатели, приведенные в [4]);
- разработка испытательного оборудования, имитирующего реальные узлы трения самолета;
- разработка стандартных методов испытаний материалов, покрытий, смазок в различных сочетаниях.
- проведение испытаний и получение значений вышеназванных показателей.

[1] ОСТ 1 00536-78 Втулки свертные из металлофторопласта. Технические условия.
[2] Астахов М.Ф., Караваев А.В., Макаров С.Я. и Суздальцев Я.Я. «Справочная книга по расчету самолета на прочность», 708.
[3] ГОСТ 27674–88 Трение, изнашивание и смазка. Термины и определения.
[4] «Силы трения и пластическое деформирование подшипника скольжения самолета.» Титов В.В. «Техника воздушного флота», № 3, 2012 г., «Трение и износ», том 33 № 6, ноябрь – декабрь 2012 г.

АЛМАЗОПОДОБНОЕ ПОКРЫТИЕ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ И ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЫ

Тополянский П.А., Ермаков С.А., Тополянский А.П.

E-mail: info@plasmacentre.ru

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, ООО «Плазмацентр», Санкт-Петербург, Россия.

Рассмотрена актуальность использования тонкопленочных покрытий для упрочнения и восстановления деталей топливной аппаратуры в связи с их критическим износом 0,2-5 мкм. Приведены результаты исследований физико-механических, трибологических свойств, испытаний на микроабразивный износ алмазоподобного покрытия DLCPateks (a-C:H-SiOCN), наносимого методом финишного плазменного упрочнения (PACVD).

Ключевые слова: плунжерная пара, инжектор, форсунка, восстановление, упрочнение, алмазоподобное покрытие.

DIAMOND-LIKE COATING FOR FUEL DETAIL PARTS HARDENING AND RENOVATION

Topolyansky P.A., Ermakov S.A., Topolyansky A.P.

The actuality of application of thin-film coatings for hardening and renovation of fuel equipment parts due to their critical wear 0.2-5 of microns is considered. The findings of investigations of physical and mechanical, tribological properties, tests for micro abrasive wear of the diamond-like coating DLCPateks (a-C:H-SiOCN), applied by the method of finishing plasma hardening, are presented (PACVD).

Keywords: plunger pair, injector, nozzle, recovery, hardening, diamond-like coating (DLC).

В связи с разработкой двигателей с минимальным выбросом вредных веществ, с уменьшенным расходом топлива и уровнем шума к топливной аппаратуре предъявляются повышенные требования по увеличению давления впрыска, точного распыления топлива и его эффективного сгорания, обеспечению длительного постоянства зазоров. Одновременно повышаются нормы экологичности и изменяются физико-химические свойства дизельного топлива (снижается содержание в нем сернистых соединений, что уменьшает его смазывающую способность). Такое сочетание факторов требует разработки и использования новых материалов деталей топливной аппаратуры и технологий их изготовления.

Детали топливной аппаратуры испытывают практически все известные виды разрушений - усталостное, абразивное, кавитационное, эрозионное, коррозионное, электрохимическое и другие. Это приводит к образованию на рабочих поверхностях выкрашиваний и отслаиваний, царапин и задиров, к налипанию и наволакиванию частиц износа. При этом величина критического износа, в большинстве случаев, не превышает 0,2-5 мкм. Исходя из микронных значений величин износа деталей топливной аппаратуры, их упрочнение и восстановление возможно с применением тонкопленочных покрытий.

Повышенная надежность топливной аппаратуры обеспечивается высокой точностью изготовления входящих деталей с получением диаметрального зазора порядка 1-3 мкм между рабочими поверхностями. Это требование достигается применением сталей, которые после термической, химико-термической и обработки холодом обладают твердостью более HRC 60, хорошей шлифуемостью и способностью доводки поверхностей до параметра шероховатости *R*a 0,04-0,08 мкм.

Обеспечение максимально высокой твердости рабочих поверхностей деталей топливной аппаратуры связано с бытующим мнением адекватности их повышенной долговечности. В действительности же, при реальных условиях эксплуатации минимизация износа зависит от упругости и стойкости к деформациям поверхностного слоя не меньше, чем от твердости. Поэтому необходимыми условиями повышенной

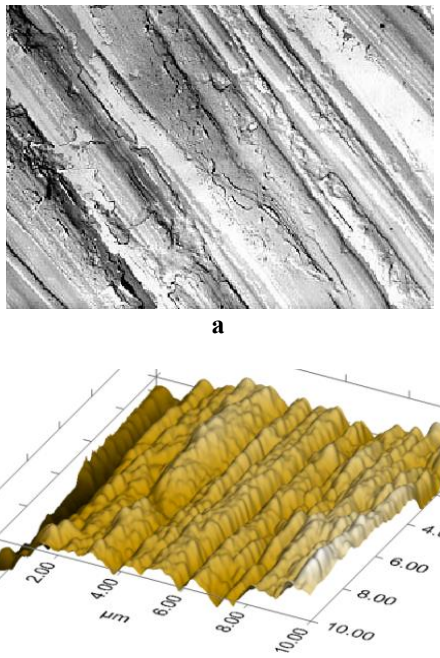
износостойкости являются максимальные значения критериев стойкости к упругой деформации (индекс пластичности), стойкости к пластической деформации и упругого восстановления. Управлять этими свойствами возможно нанесением тонкопленочных покрытий с оптимальными значениями твердости и модуля упругости и имеющими одновременно повышенные антифрикционные свойства (низкий коэффициент трения, минимальные длительность приработки, тепловыделение при трении, износ трущихся поверхностей). Дополнительно такие покрытия могут обеспечивать снижение уровня возникающих напряжений, залечивание поверхностных микродефектов, предотвращать растрескивание, минимизировать трибохимические эффекты, быть термостойкими и диэлектрическими. При этом выбор и использование покрытий основываются на обеспечении максимальной адгезии к подложке.

Основными технологическими процессами изготовления деталей топливной аппаратуры являются традиционные операции механической и термической обработки, обработки холодом, шлифования, полирования, хонингования и доводки. При этом важно отметить, что детали топливной аппаратуры, изготавливаемые из российского или импортного проката, принадлежащие одной партии, даже при использовании одного и того же материала, обработанные в тождественных условиях могут значительно различаться по долговечности. Это связывается с качеством исходного материала и последующей их термической обработкой (отличием химического состава, наличием неметаллических включений, пористости, карбидной и структурной неоднородности, крупнозернистостью, характером и структурой мартенсита закалки и т.д.). Чтобы минимизировать возможную дефектность основного материала целесообразно на заключительной стадии изготовления деталей наносить тонкопленочные покрытия.

Окончательной операцией при изготовлении высокоточных деталей топливной аппаратуры является доводка алмазными порошками и пастами, в результате которой удаляются локальные прижоги и грубые риски, полученные в процессе шлифования. При этом после операций шлифования и доводки в поверхностном слое образуются, в основном, растягивающие остаточные напряжения, способствующие раскрытию микротрещин и приводящие к снижению усталостной прочности деталей. Даже сверхтонкая доводка любых кристаллических материалов не исключает дефектность поверхности и наличие микротрещин. Типичный вид поверхности после практически любой обработки с использованием абразивных материалов представлен на рис. 1.

Для создания в поверхностном слое сжимающих напряжений, обеспечивающих схлопывание микротрещин, целесообразно использовать специальную финишную обработку, например, химическое осаждение покрытий из паровой фазы (CVD процесс). Для залечивания поверхностных дефектов в процессах осаждения наиболее оптимальным является использование аморфных (стеклообразных) покрытий, так как применение «замороженной жидкости» позволяет максимально эффективно заполнять впадины шероховатой поверхности, залечивать микродефекты и трещины поверхностного слоя.

Детали топливной аппаратуры эксплуатируются в условиях повышенных нагрузок, скоростей и температур при контакте с поверхностно-активными соединениями топлива, в котором дополнительно могут содержаться микроабразивные частицы, влага и растворенные газы. Эти условия облегчают деформирование (пластифицирование) поверхностного слоя деталей трибосопряжений (эффект Ребиндера). При этом пленка топлива в условиях минимальных зазоров имеет тенденцию к разрыву, что приводит к схватыванию выступов одной поверхности трения с другой. С целью придания антисхватывающих свойств поверхностям трения целесообразно использовать химически инертные покрытия, например, алмазоподобные.



а

б

Рис. 1. **Топография поверхностного слоя стали ШХ15 с твердостью HRC 62 после операций шлифования и полирования: а – вид поверхности, полученный на электронном микроскопе при анализе снимков угольных реплик, увеличение - х5000, б - нанотопография поверхности, полученная сканирующей зондовой микроскопией**

Изучение влияния эксплуатационных факторов на износостойкость деталей топливных насосов может быть осуществлено в соответствии с международным стандартом EN 1071-6:2007 при испытаниях на микроабразивный износ [1].

Таким образом, в качестве оценки износостойкости деталей топливной аппаратуры в

зависимости от качества материалов и технологий их изготовления может служить анализ физико-механических свойств поверхностного слоя, трибологических характеристик в условиях трения скольжения и результатов испытаний на микроабразивный износ.

Для повышения износостойкости и возможности восстановления деталей топливной аппаратуры разработано алмазоподобное (DLC) покрытие системы a-C:H/a-SiOCN с использованием процесса финишного плазменного упрочнения (ФПУ), который относится к методам PACVD [2-4]. Процесс ФПУ основан на разложении парóв жидких химических соединений с образованием газообразных углеводородов, вводимых в плазму дугового разряда. Нагрев изделий при ФПУ не превышает 150°С. В результате ФПУ на рабочих поверхностях образуется аморфное многослойное покрытие с низким коэффициентом трения, повышенной микротвердостью, химической инертностью, высокой жаростойкостью и диэлектрическими характеристиками. За рубежом активно применяются подобные алмазоподобные покрытия, содержащие кремний и его соединения, например, типа a-C: H: Si [5-7] и a-C:H/a-Si:O [8], наносимые методом PACVD. Покрытия имеют твердость порядка 16 ГПа, коэффициент трения - 0,02–0,06.

Анализ результатов наноиндентирования покрытия DLCPateks выявил, что с повышением нагрузки и, соответственно, с увеличением контактной глубины твердость уменьшается, что характеризует данное покрытие как градиентное. В пределах одной нагрузки твердость изменяется от 14 ГПа до 23 ГПа, что свойственно многокомпонентным покрытиям. Усредненные свойства покрытия DLCPateks: нанотвердость - 18 ГПа, модуль Юнга - 127 ГПа, упругое восстановление - 87%. На рис. 2 представлена диаграмма индентирования покрытия DLCPateks. Стойкость поверхностного слоя с данным покрытием к упругой деформации (индекс пластичности) $H_П/E_r$ составляет 0,14. Данное покрытие наносилось на подложку из стали ШХ15, имеющей модуль Юнга 211 ГПа. Высокое значение индекса пластичности обеспечивает повышенный ресурс в условиях циклических нагрузок, а близость значений модулей упругости покрытия и подложки способствует снижению технологических напряжений на поверхности раздела и повышению адгезионной прочности.

На рис. 3 приведена диаграмма, характеризующая падающий характер изменения коэффициента трения (нижняя кривая) со временем покрытия DLCPateks. Испытания проводились по схеме «шар-диск» с использованием шаров диаметром 3 мм, изготовленных из нитрида кремния Si_3N_4. Нагрузка на контртело составляла 5 Н. Линейная скорость скольжения - 10 см/с. Путь трения – 80-100 м. При испытаниях применялось моторное масло Nissan SAE 5W-40. Среднее значение коэффициента трения составляет 0,024.

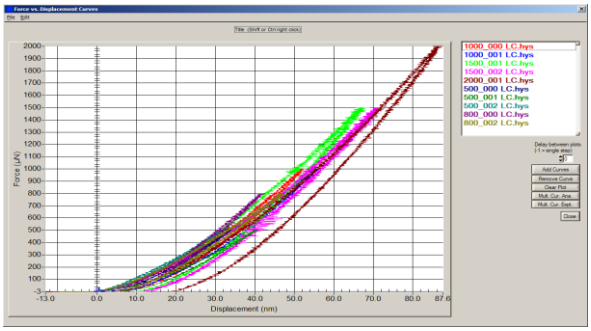


Рис. 2. **Диаграммы индентирования *F-h* при разных нагрузках покрытия DLCPateks (TI 750Ubi, Hysitron, США)**

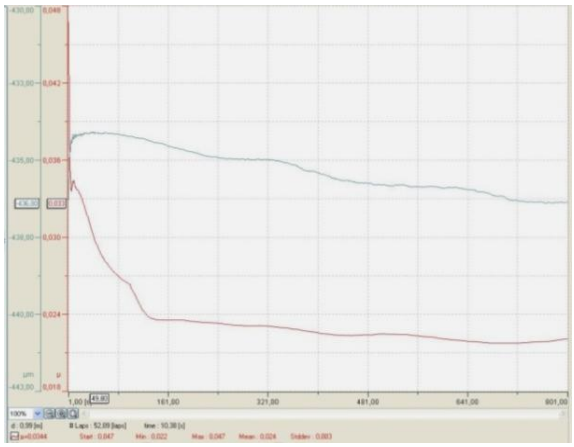


Рис. 3. **Изменение коэффициента трения со временем покрытия DLCPateks (TRB-S-DE, CSM-Instruments, Швейцария)**

Исследования на микроабразивное изнашивание проводились в соответствии с международным стандартом EN 1071-6:2007 при использовании шаров диаметром 30 мм из стали ШХ15 с твердостью 60-62 HRC и параметром шероховатости поверхности $R_a \leq 0{,}1$ мкм. Нормальная нагрузка на образец составляла 0,25 Н. При испытаниях применялась абразивосодержащая суспензия на водной основе с монокристаллами синтетического алмаза диаметром 1 мкм. Условия испытаний: круговая скорость вращения вала 100 об/мин, время испытаний 30 с. В результате испытаний получен коэффициент износа покрытия, равный $7{,}61 \times 10^{-13}$ м³Н⁻¹м⁻¹. На рис. 4 представлена микрофотография отпечатка подложки с покрытием.

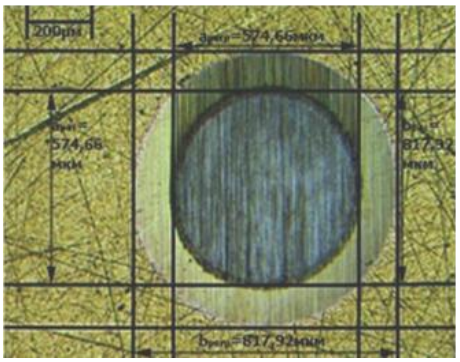


Рис. 4. **Микрофотография отпечатка покрытия DLCPateks после испытаний на микроабразивное изнашивание (Tribotester PC101, Плазмацентр, Россия)**

При ФПУ в связи с получением сжимающих напряжений на поверхности и нанесением покрытий толщиной 1-2 мкм в аморфном состоянии

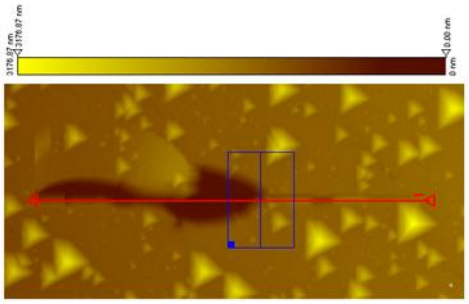


Рис. 5. **Трехмерный рельеф поверхности и царапины, полученной методом сканирующей зондовой микроскопии покрытия DLCPateks при определении нагрузки разрушения (нанотвердомер НаноСкан-3D, Россия)**

происходит залечивание дефектов и трещин (глубоких и узких впадин профиля) поверхностного слоя, образованных от предшествующих операций изготовления изделий. Это должно способствовать увеличению усталостной прочности деталей с покрытием.

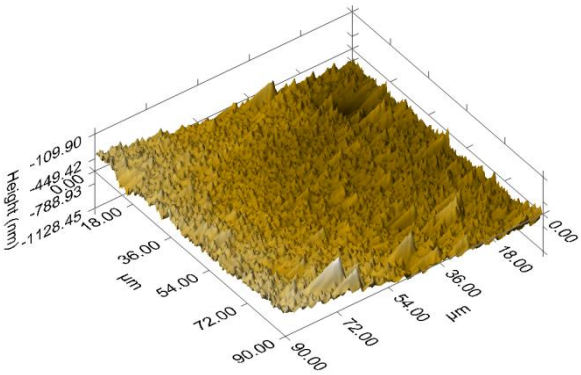
Исследования, проведенные на просвечивающем электронном микроскопе ЭММА-2 методом углеродно-серебряных реплик показали, что после нанесения покрытия DLCPateks толщиной порядка 1 мкм (рис. 6, а) на поверхности полностью отсутствуют следы от предшествующей обработки (см. вид исходной поверхности на рис. 1, а). На рис. 6, б представлена нанотопография поверхности с покрытием DLCPateks, полученная методом сканирующей зондовой микроскопии. После нанесения покрытия полностью исчезли «гребни» чередования впадин и выступов рельефа (см. первоначальный вид рис. 1, б).

Экспериментальные стендовые испытания на соответствие допускам тест-планов доказали возможность использования технологии ФПУ с нанесением покрытия DLCPateks при упрочнении и восстановлении плунжеров, призм, штоков и клапанов мультипликатора, игл распылителя, клапанов форсунок топливных систем Common Rail, производимых фирмами Bosch, Delphi, Denso, Siemens, L'Orange, Cummins и др. (рис. 7).

Таким образом, одним из перспективных способов упрочнения и восстановления деталей топливной аппаратуры является процесс ФПУ с локальным нанесением алмазоподобного покрытия DLCPateks, исключающим последующую абразивную обработку. Эффективность покрытия DLCPateks определяется его физико-механическими и трибологическими характеристиками, коэффициентом износа, обеспечением повышенной адгезии.



а



б

Рис. 6. **Вид поверхности после нанесения покрытия DLCPateks, x5000 (а), нанотопография покрытия DLCPateks (TI 750Ubi, Hysitron, США) (б)**

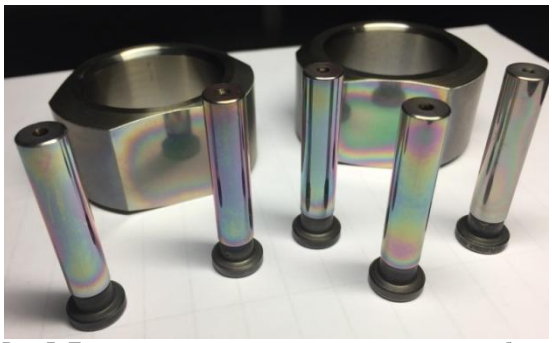


Рис. 7. **Детали топливной аппаратуры с алмазоподобным покрытием DLCPateks**

[1] Канаев А.Т., Тополянский П.А., Ермаков С.А., Тополянский А.П. Сертификация материалов и покрытий по параметрам микроабразивного изнашивания // Вестник науки Казахского агротехнического ун-та им. С. Сейфуллина. 2017. №2 (93). С. 111-119

[2] Соснин Н.А., Ермаков С.А., Тополянский П.А. Плазменные технологии. Санкт-Петербург: Изд-во Политехнического ун-та. 2013. - 406 с.

[3] Тополянский П.А., Соснин Н.А., Ермаков С.А., Тополянский А.П. Исследования свойств нанопокрытия, наносимого методом финишного плазменного упрочнения // Упрочняющие технологии и покрытия. № 2, 2011. - С. 28-34

[4] Тополянский П.А., Тополянский А.П., Ермаков С.А., Дунаев А.В., Поджарая К.С. Аттестация трибологических свойств упрочняющих тонкопленочных покрытий // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 8, С. 20-29

[5] Donnet C., Erdemir A. Tribology of Diamond-Like Carbon Films. 2008. - 664 p.

[6] Hershberger J., Ozturk O., Ajayi O.O., Woodford J.B., Erdemir A., Erck R.A., Fenske G.R. Evaluation of DLC coatings for spark-ignited, direct-injected fuel systems // Surface and Coatings Technology. 179 (2004). - 237-244

[7] Christoph P.O., Treutler C. Industrial use of plasma-deposited coatings for components of automotive fuel injection systems // Surface and Coatings Technology. 200 (2005). 1969-1975

[8] Lanigan J.L., Wang C., Morina A. et al. Repressing oxidative wear within Si doped DLCs // Tribology International, 2016. 93 (B). 651-659

УПРОЧНЕНИЕ РЕЗЬБОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕНТАЛЬНЫХ ИМПЛАНТАТОВ И ВИНТОВ АБАТМЕНТОВ

Тополянский П.А., Ермаков С.А., Тополянский А.П.

E-mail: info@plasmacentre.ru

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, ООО «Плазмацентр», Санкт-Петербург, Россия.

Рассмотрена актуальность использования упрочнения резьбовых поверхностей дентальных имплантатов и винтов абатментов с целью повышения их фреттинго-стойкости. Исследованы параметры шероховатости, гидрофильные свойства, остаточные напряжения, залечивание дефектов поверхности после нанесения покрытий Pateks (системы SiOCN) и BioPateks (системы Ag-SiOCN), наносимых методом финишного плазменного упрочнения (процесс PACVD).

Ключевые слова: дентальный имплантат, абатмент, фреттинг-коррозия, упрочнение, покрытие винта, резьба

REINFORCING OF THREADED SURFACES OF THE DENTAL IMPLANTS AND ABUTMENT SCREWS

Topolyansky P.A., Ermakov S.A., Topolyansky A.P.

The relevancy of using hardening of threaded surfaces of the dental implants and abutment screws to improve their fretting resistance has been considered. Roughness parameters, hydrophilic properties, residual stresses, healing of surface defects after application of Pateks (SiOCN systems) and BioPateks coatings (Ag-SiOCN systems) by the method of finish plasma hardening (PACVD process).

Keywords: dental implant, abutment, fretting-corrosion, hardening, coatings screw, screw-thread.

Осложнения после дентальной имплантации связаны не только с остеоинтеграцией имплантата, но и с низкой надежностью всей конструкции имплантат-абатмент-опорный винт. Наиболее ответственными за её надежность являются резьбовые поверхности имплантата и винта, износ которых ведет к ослаблению, выкручиванию, заклиниванию, перелому винта, раскрутке абатмента, образованию микрощелевого пространства для скопления микроорганизмов [1, 2]. При этом схватывание и поломка винта абатмента приводит к невозможности его выкручивания, и проблема решается только высверливанием. Поэтому повышение надежности всей конструкции является актуальной задачей и требует поиска новых технологий, обеспечивающих нанесение покрытий или модификацию этих сложных поверхностей, как в процессе изготовления, так и перед их установкой.

Имплантаты в большинстве случаев изготавливаются из титана ВТ1-0, ВТ1-00 (Grade 1-4 по ISO 5832-2) и титанового сплава ВТ6 (Grade 5, Ti-6Al-4V). Применение данных материалов вызвано их физико-механическими свойствами, коррозионной стойкостью и биоинертностью. Отличием отечественного титана ВТ1-0 и ВТ1-00 (ГОСТ 19807-91) от импортного Grade 1-4, является допустимость содержания в нем алюминия - 0,7% и 0,3% соответственно. При этом известно, что наличие в имплантатах более 0,1% алюминия оказывает токсическое воздействие на минеральный обмен веществ [3]. Применение для изготовления имплантатов сплава Grade 5 в мире сокращается из-за присутствия в нем 4% ванадия и 6% алюминия, которые относятся к токсичным веществам [4] и могут оказывать неблагоприятное действие на биологические объекты [5, 6].

Таким образом, в связи с наличием в используемых титановых материалах алюминия и ванадия целесообразно на заключительной стадии изготовления имплантатов или перед их применением наносить барьерные тонкопленочные покрытия, которые должны исключить выход токсичных атомов и ионов в ткани организма и одновременно способствовать остеоинтеграции.

Важно отметить, что используемые титановые материалы имеют пониженные трибологические характеристики (коэффициент трения 0,47-0,61) [7, 8], характеризуются низкой стойкостью против фреттинг-коррозии [9. 10], обладают высокой склонностью к контактному схватыванию. Все эти факторы говорят о неоднозначности эффективного применения сплава ВТ6 для винтов абатментов. Исключить эти негативные явления также возможно за счет нанесения на их поверхность тонкопленочных покрытий.

Бытующее мнение о наличии естественной поверхностной оксидной пленки на титановом сплаве ВТ6, служащей барьером для схватывания, не достаточно обосновано. Это связано с тем, что такая пленка имеет толщину до 10 нм, является рыхлой и легко разрушается при трении за счет

высоких удельных нагрузок в точках контакта выступов шероховатости. Усугубляется это также тем, что параметр шероховатости *R*a резьбовых поверхностей имеет повышенное значение и является сложно контролируемым.

Основной причиной износа пары винт абатмента-имплантат является фреттинг-коррозия, которая возникает в зоне контакта деталей, образующих малоподвижное соединение в условиях действия циклических нагружений, в том числе вследствие непрерывного разрушения защитной оксидной плёнки в точках условно неподвижного контакта. Микроподвижность в контакте винт-абатмента-имплантат неизбежна в связи с двигательными функциями живого организма. Проблема фреттинг-коррозии для промышленных изделий, в том числе изготавливаемых из сплава ВТ6, является чрезвычайно актуальной и известны различные методы её решения [11, 12]. Одним из технических приёмов повышения фреттинго-стойкости является нанесение тонкопленочных неметаллических покрытий при сохранении низких значений параметра шероховатости *R*a. При этом исходный материал деталей исключается из процесса трения, и износ перемещается в «третье тело», образованное покрытием. Фреттинго-стойкость деталей в значительной степени определяется шероховатостью поверхности [12], при этом, чем меньше параметр *R*a и, соответственно, степень дефектности поверх-ностного слоя, тем выше и фреттингостойкость деталей. Кроме этого, исследованиями доказано повышение усталостной прочности и фреттингостойкости за счет создания на поверхности технологических остаточных напряжений сжатия [12].

Применяемые в настоящее время технологии оксидирования титановых имплантатов в условиях механических нагрузок приводят к образованию микротрещин, а для мелких деталей типа винт абатмента ведут к снижению их прочностных и усталостных характеристик. Это в свою очередь ведет к сдвигу кислотно-щелочного баланса (pH) в кислую сторону и появлению ответной реакции организма в виде реакции воспаления, а также образованию фиброзной ткани [13].

Для миниатюрных винтов абатментов возможно использование PVD покрытий. В то же время эти технологии для глухих резьбовых поверхностей имплантата не эффективны, в связи с наличием закрытых зон. Применение химического травления винтов абатментов также приводит к снижению прочностных и усталостных характеристик за счет водородного охрупчивания и образования микротрещин на поверхности [14, 15]. Все это определяет актуальность разработки новых технологий нанесения фреттингостойких покрытий на винты абатментов и глухие резьбовые поверхности имплантатов.

Для этих целей предлагается использовать нанесение тонкопленочных (≤2 мкм) биосовместимых стеклокерамических нанопок-рытий на основе соединений кремния - Pateks (системы SiOCN) и BioPateks (системы Ag-SiOCN), которые с одной стороны являются барьерными для исключения выхода токсичных ионов ванадия и алюминия из титановых материалов, а с другой стороны - фреттингостойкими. Нанесение данных покрытий возможно как в процессе изготовления имплантатов и винтов абатментов, так и непосредственно перед их установкой. Разработанные покрытия осаждаются при атмосферном давлении методом финишного плазменного упрочнения (PACVD) с активацией холодной атмосферной плазмой [16, 17]. Исходными материалами (прекурсорами) для нанесения покрытий являются пары органических и неорганических соединений кремния, углерода и серебра. Одновременно при нанесении покрытий в данной технологии осуществляется плазменная стерилизация обрабатываемых изделий. Для реализации процесса используется малогабаритное и низкоэнергоемкое оборудование.

Исследования, проведенные на просвечивающим электронном микроскопе высокого разрешения JEM 2100 (JEOL, Япония), показали, что покрытия Pateks и BioPateks являются аморфными и представляют структуру с размером элементов 60-100 Å (рис. 1). Аморфное (стеклообразное) состояние материала, в отличие от кристаллического, характеризуется отсутствием границ зерен и дефектов типа дислокаций, максимально эффективно заполняет впадины профиля, тем самым минимизируется скопление микроорганизмов по границам дефектов.

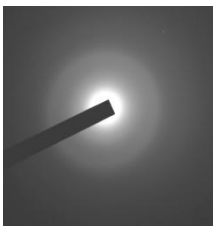


Рис. 1. **Электронограмма выделенного участка покрытия BioPateks, характеризующая его аморфность**

а



б



Рис. 2. **Краевой угол смачивания, где а - без покрытия; б - с покрытием Pateks (OCA 15EC, DataPhysics Instruments GmbH, Германия)**

При определении краевого угла смачивания исходного материала ВТ6 без покрытия и с покрытием при исследовании с разными жидкими материалами (рис. 2) было доказано, что покрытие Pateks обеспечивает более гидрофильные свойства поверхности (имеет меньший угол смачивания).

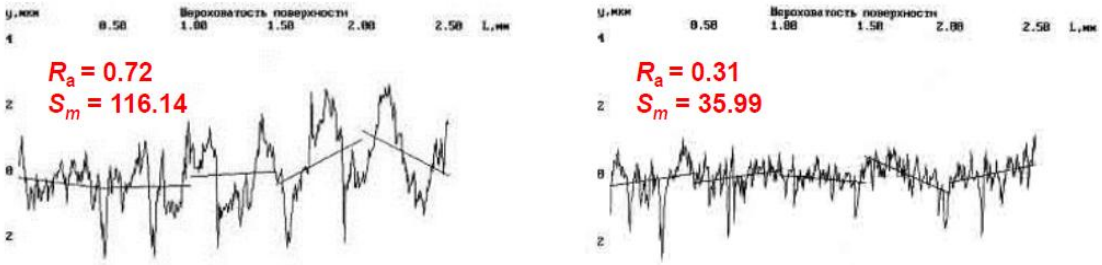


Рис. 3. **Профилограммы поверхности, где а - до нанесения покрытия - Ra=0,72; Rmax=5,07; Sm=116,14, б - после нанесения покрытия - Ra=0,31; Rmax=3,47; Sm=35,99**

Исследования параметров шероховатости показали, что после нанесения покрытий Pateks и BioPateks их значения улучшаются, что должно повышать усталостную прочность и минимизировать количество зон скоплений микроорганизмов (рис. 3).

Исследования величины и знака технологических остаточных напряжений, проведенные с использованием прибора СИТОН (Россия), показали, что в зоне перехода «покрытие-подложка» образуются сжимающие напряжения, способствующие залечиванию микродефектов поверхности основного металла (рис. 4).

В связи с получением сжимающих напряжений на поверхности имплантатов и нанесением покрытий в аморфном состоянии происходит залечивание практически всех дефектов и трещин (глубоких и узких впадин профиля) поверхностного слоя, образованных от предшествующих операций формообразования имплантатов. Это способствует увеличению фреттингостойкости и усталостной прочности имплантата, а также их повышенным бактерицидным свойствам.

Исследования трехмерной топографии поверхности с использованием прибора MarSurf WS1 фирмы Mahr GmbH (Германия) зоны перехода покрытие BioPateks – титановая подложка также показали, что после нанесения покрытия обеспечивается залечивание глубоких впадин поверхностного рельефа (рис. 5).

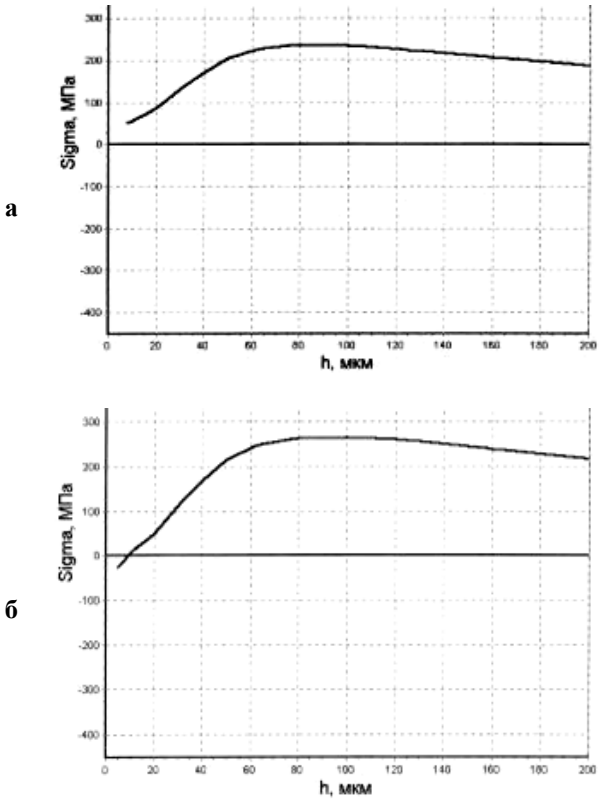


Рис. 4. **Эпюры остаточных напряжений поверхности, где а - до нанесения покрытия (шлифованная поверхность с Ra=0,32 мкм), б - после нанесения покрытия**

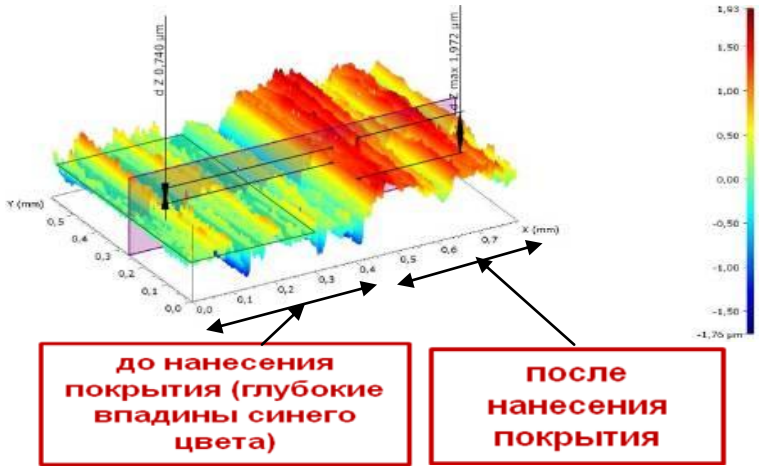


Рис. 5. **Трехмерная топография поверхности покрытия BioPateks, где а - до нанесения покрытия видны глубокие впадины синего цвета, б - после нанесения покрытия впадины синего цвета исчезли**

Полученные результаты исследований говорят о возможности повышения фреттинго-стойкости пары имплантат-винт абатмента, изготовленных из титановых материалов, при использовании разработанного процесса нанесения покрытий Pateks и BioPateks за счет применения неметаллического материала покрытий, исключающего склонность к схватыванию контактирующих поверхностей, их нанесением в аморфном состоянии, улучшения параметров шероховатости, создания на поверхности сжимающих остаточных напряжений, их гидрофильными свойствами, обеспечивающего залечивание практически всех дефектов и трещин (глубоких и узких впадин профиля) поверхностного слоя, образованных от предшествующих операций изготовления.

Цитотоксическими исследованиями выявлено, что покрытия Pateks и BioPateks, нанесенные финишным плазменным упрочнением (безвакуумным PACVD методом с активацией холодной атмосферной плазмой), практически не действуют на клетки фибробластов соединительной ткани легкого эмбриона человека [17]. На рис. 6 представлен вид малогабаритной установки для нанесения покрытия, а на рис. 7 – процесс нанесения покрытия на винты абатментов и имплантаты.

Таким образом, покрытия Pateks и BioPateks за счет биосовместимости способны эффективно решать проблему остеоинтеграции, а также повышают надежность всей механической системы имплантат-абатмент-опорный винт.



Рис. 6. **Установка для нанесения покрытия**

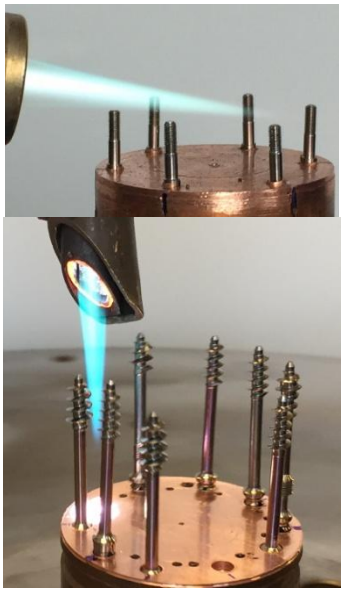


Рис. 7. **Процесс нанесения покрытия Pateks**

[1] Chan-Ik Park, Han-Cheol Choe, Chae-Heon Chung. Effect of surface coating on the screw loosening of dental abutment screws. // Metals and Materials International. 2004. № 10. - pp. 549-555

[2] Воронин В.Ф., Солодкий В.Г., Солодкая Д.В., Мураев А.А. Профилактика и устранение осложнений, связанных с выкручиванием и переломами центральных винтов в имплантатах. // Российский стоматологический журнал. 2013. №3. - С. 22-26

[3] Харламов О.В. Экология и токсикология алюминия. // Гигиена и санитария. 2004. № 3. - С. 73-75

[4] Public Health Services Agency for Toxic Substances and Disease Registry, Atlanta, 1998, 143 p.

[5] Егоров А.А., Дровосеков М.Н., Аронов А.М., Рожнова О.М., Егорова О.П. Сравнительная характеристика материалов, применяемых в стоматологической имплантации. // Бюллетень сибирской медицины. 2014. том 13. № 6. - С. 41-47

[6] Шугалей И.В., Гарабаджиу А.В., Илюшин М.А., Судариков А.М. Некоторые аспекты влияния алюминия и его соединений на живые организмы. // Экологическая химия. 2012. № 3 (21). - С. 172-186

[7] Пономарев М.И., Лось А.В. Эффективность покрытий на основе вольфрама при обеспечении работоспособности подвижных узлов, изготовленных из титановых сплавов. // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии. № 63, 2014. - С. 91-96

[8] Трофимов В.В., Федчишин О.В., Клименов В.А. Титан, сплавы титана и их применение в стоматологии. // Сибирский медицинский журнал. 2009. № 7. - С. 10-12

[9] Geringer J., Forest B., Combrade P. Fretting–corrosion of materials used as orthopaedic implants. // Wear 259 (2005). 943-951

[10] Adya N., Alam M., Ravindranath T., Mubeen A., Saluja B. Corrosion in titanium dental implants: literature review. // The Journal of Indian Prosthodontic Society. July 2005. Vol 5. Issue 3. – 126-131

[11] Тополянский П.А., Соснин Н.А. Фреттингостойкие покрытия подшипников качения крупных электрических машин. // Технологии ремонта, восстановления, упрочнения и обновления машин, механизмов, оборудования и металлоконструкций. Материалы 3-й Всероссийской практической конференции-выставки 27-28 марта 2001 г. Санкт-Петербург. Изд. СПбГТУ, 2001. - С. 44-51

[12] Смыслов А.М., Селиванов К.С. Повышение долговечности деталей машин в условиях фреттинга. Уфа: Гилем. 2005. - 180 с.

[13] Mouhyi J., Ehrenfest D., Albrektsson T. The peri-implantitis: implant surfaces, microstructure, and physicochemical aspects. // Clin Implant Dent Relat Res. 2012. № 2 (14). - 170-183

[14] Yokoyama K., Ichikawa T., Murakami H., Miyamoto Y., Asaoka K. Fracture mechanisms of retrieved titanium screw thread in dental implant. // Biomaterials. 2002. №23. - pp. 2459-2465

[15] Eliaz N. Degradation of Implant Materials. 2012. Springer. - 516 p.

[16] Соснин Н.А., Ермаков С.А., Тополянский П.А. Плазменные технологии. Санкт-Петербург: Изд-во Политехнического ун-та. 2013. - 406 с.

[17] Новиков С.В., Тамазов И.Д., Тополянский П.А., Тополянский А.П. Использование холодной атмосферной плазмы в стоматологии. // Здоровье и образование в 21 веке. 2018, т. 20, № 1. - С. 124-127.

МОДЕЛИРОВАНИЕ СКОЛЬЖЕНИЯ ЖЕСТКИХ ТЕЛ ПО ВЯЗКОУПРУГОМУ ПОКРЫТИЮ

[1]Торская Е.В., [1]Степанов Ф.И.

E-mail: torskaya@mail.ru

[1]Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия.

В настоящей работе рассматриваются гладкий индентор и система двух инденторов скользящие с постоянной скоростью по вязко-упругому поркрытию, сцепленному с жестким основанием. Проанализировано влияние входных параметров задачи (скорость скольжения, толщина слоя, коэффициент Пуассона) на контактное давление, напряжения в покрытии и сопротивление скольжению, вызванное реологическими свойствами материала.

Ключевые слова: скольжение, вязкоупругий слой, деформационная составляющая силы трения, взаимное влияние, напряжения.

MODELING OF SLIDING CONTACT OF INDENTER AND VISCO-ELASTIC COATING

Torskaya E.V., Stepanov F.I.

In this paper a smooth indenter and a system of two indenters sliding with constant velocity over a linear viscoelastic layer bounded with a rigid base are considered. The problems are studied in quasi-static statement. The influence of the input parameters of the problem (the sliding velocity, layer thickness, Poisson's ratio) on contact pressure and sliding resistance, caused by the rheological properties of the material, is analyzed. The contact pressure distributions are used to study the stresses in the layer. The mutual effect is studied for the case of two sliders.

Keywords: sliding contact, viscoelastic layer, deformation component of friction, mutual effect, internal stresses.

Введение

Контактное взаимодействие вязкоупругого покрытия, податливость которого существенно превышает податливость основания, может быть рассмотрено с помощью модели вязкоупругого слоя, сцепленного с жестким основанием. Аналогичные плоские задачи сформулированы и решены для разного типа инденторов, скользящих по вязкоупругому слою [1,2]; при этом проведен анализ контактного давления и сопротивления скольжению вследствие несовершенной упругости.

Одномерная модель вязкоупругого слоя широко используется для трехмерной контактной задачи [3-6]. Она позволяет получать аналитические решения и учитывать эффект взаимного влияния [5] и адгезию [4].

Трезмерные задачи о скольжении индентора по вязкоупругому полупространству в квази-статической формулировке представлены в [7-12]. Взаимное влияние рассматривается для системы двух инденторов в [13]. Решение контактных задач используется для расчета контактных напряжений, площади контакта и оценки гистерезисных потерь при скольжении. Внутренние напряжения в вязкоупругом материале анализируются в [10] для однородного полупространства, нагруженного нормальными и касательными контактными напряжениями, а в [9] для полупространства с включениями, нагруженными только нормальными контактными напряжениями.

В этом исследовании разработан метод решения контактных задач для вязкоупругого слоя, который используется для анализа влияния толщины слоя, его реологических свойств и скорости скольжения на контактные характеристики и распределение напряжений внутри слоя под одним и двумя инденторами.

Постановка контактной задачи и метод решения.

Рассматривается скользящий контакт жесткого гладкого индентора и вязкоупругого слоя толщиной h; слой находится в идеальной адгезии с жестким полупространством.

Индентор, нагруженный нормальной силой, движется с постоянной скоростью в направлении Ox (рис. 1). Система координат связана с индентором в точке начального контакта индентора и слоя. В движущейся системе координат все напряжения и смещения не зависят от времени.

Граничные условия на поверхности следующие:

$$\begin{aligned} &w(x,y,0) = f(x,y) + D, \quad (x,y) \in \Omega; \\ &\sigma_z(x,y,0) = 0, \quad (x,y) \notin \Omega; \\ &\tau_{xz}(x,y,0) = \tau_{yx}(x,y,0) = 0, -\infty < (x,y) < +\infty \end{aligned} \qquad (1)$$

Здесь Ω – область контакта, $w(x,y,0)$ – нормальные смещения поверхности, D – внедрения, σ_z, τ_{xz}, τ_{yz} – нормальные и тангенциальные напряжения. Форма индентора определяется гладкой функцией $f(x,y)$. Область контакта Ω и давление $p(x,y) = -\sigma_z(x,y,0)$ заранее неизвестны.

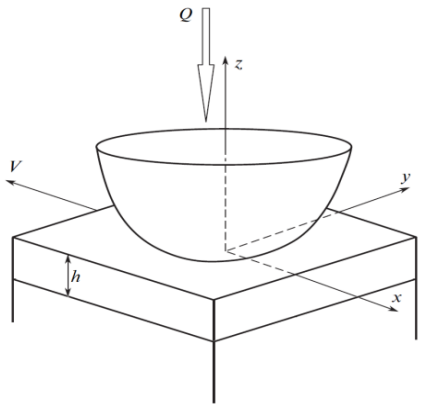


Рис. 1. **Схема контакта**

Используем также условие равновесия

$$Q = \iint_{\Omega} p(x, y)dxdy \tag{2}$$

И условие рпвенства нулю давления на границе области контакта, соответствующее гладкому индентору.

Условия на границе раздела ($z = h$) соответствуют полному сцеплению:

$$w(x, y, h) = 0, \quad u_x(x, y, h) = 0, \quad u_y(x, y, h) = 0 \tag{3}$$

Здесь $u_x(x, y, z)$ и $u_y(x, y, z)$ – тангенциальные перемещения материала слоя.

Модель материала описывается интегральным оператором [7], связывающим сдвиговые деформации $\gamma(t)$ и нагряжения $\tau(t)$:

$$\gamma(t) = \frac{1}{G}\tau_{xz}(t) + \frac{1}{G}\int_{-\infty}^{t} \tau\ (t)K(t-\tau)d\tau \tag{4}$$

Здесь G – мгновенный модуль сдвига, ядро ползучести имеет вид:

$$K(t) = k\exp\left(-\frac{t}{\omega}\right) \tag{5}$$

здесь ω – время запаздывания, k – величина, обратная времени релаксации. Коэффициент Пуассона ν полагается постоянным.

Метод решения

Рассмотрим сначала задачу о скольжении постоянной нагрузки q, распределенной внутри квадрата со стороной $2a$, по границе вязкоупругой полосы, скрепленной с жестким полупространством. Условия на верхней границе полосы имеют вид:

$$\begin{aligned} &\sigma_z(x, y, 0) = -q, \ \ |x| \le a, |y| \le a; \\ &\sigma_z(x, y, 0) = 0, \ \ |x| > a, |y| > a; \\ &\tau_{xz}(x, y, 0) = 0, \tau_{yx}(x, y, 0) = 0, -\infty < (x, y) < \infty \end{aligned} \tag{6}$$

В случае двухслойного упругого полупространства, задача определения напряжений и перемещений решается с помощью методов, основанных на использовании двойных интегральных преобразований Фурье [14]. В частности, показано, что нормальные перемещения на верхней границе полосы определяются соотношением:

$$\begin{aligned} w'(x', y', 0) = -\frac{q}{2G}\int_0^{\pi/2}\int_0^{\infty}\Delta(\nu, \gamma, \varphi, \lambda)\times \\ \times\cos(x'\gamma\cos\varphi)\cos(y'\gamma\sin\varphi)d\gamma d\varphi \end{aligned} \tag{7}$$

Здесь x', y', w' – безразмерные координаты и нормальные смещения поверхности, отнесенные к полуширине квадрата a, G – модуль сдвига материала полосы, γ, φ – координаты в пространстве двойных интегральных преобразований Фурье, $\lambda = h/a$ – безразмерная толщина полосы, $\Delta(\nu, \gamma, \varphi, \lambda)$ получена в результате решения системы линейных функциональных уравнений, полученных из граничных условий (3), (6) в результате использования бигармонических функций для определения напряжений и перемещений, а также примененного к постоянной нагрузке двойного интегрального преобразования Фурье. Принимая во внимание, что для вязкоупругого слоя оператор (4) определяет модуль сдвига G получим:

$$\begin{aligned} w'(x', y', 0) = -\frac{q}{2G}\int_0^{\pi/2}\int_0^{\infty}\Delta(\gamma, \nu, \varphi, \lambda)\times \\ \times\cos(y'\gamma\sin\varphi)(\cos(x'\gamma\cos\varphi) + \\ + \int_{-\infty}^{0} K(-\tau)\cos\left(\left(x' + V'\tau/\omega\right)\gamma\cos\varphi\right)d\tau)d\gamma d\varphi \end{aligned} \tag{8}$$

Здесь $V' = V\omega/a$ – безразмерная скорость скольжения.

Используя (5) получим следующее соотношение:

$$\begin{aligned} w'(x', y', 0) = -\frac{q}{2G}\int_0^{\pi/2}\int_0^{\infty}\Delta(\gamma, \varphi, \nu, \lambda)\times \\ \times\cos(y'\gamma\sin\varphi)\left(\cos(x'\gamma\cos\varphi) + cF\right)d\gamma d\varphi \\ F = \frac{V'\gamma\cos\varphi\sin(x'\gamma\cos\varphi) + \cos(x'\gamma\cos\varphi)}{1 + (V'\gamma\cos\varphi)^2} \end{aligned} \tag{9}$$

Здесь $c = k\omega$ – отношение времени запаздывания ко времени релаксации.

Решение контактной задачи основано на соотношении (9) и граничных условиях (1) и (2). Метод граничных элементов и процедура итераций используются для определения распределения давления. Полученное распределение давления используется для расчета внутренних напряжений в вязкоупругом слое. Напряжения в слоистом упругом полупространстве зависят только от коэффициента Пуассона [14], который является постоянным для рассматриваемой вязкоупругой модели слоя. В случае двух инденторов используется двойная итерационная процедура.

Результаты

Представленный выше метод используется для расчета и анализа контактных давлений и внутренних напряжений, возникающих при скользящем контакте жесткого сферического индентора с радиусом R и вязкоупругим слоем. Для анализа используются следующие безразмерные параметры: координаты $(x, y)/R$, скорость $V^* = V\omega/R$, толщина слоя $h^* = h/R$, нагрузка $Q' = Q/R^2G_l$ (G_l продольный модуль сдвига) и параметр $c = k\omega$. Безразмерные контактные давления $p^*(x', y')$ и напряжения $\sigma_x', \sigma_y', \sigma_z', \tau_{xy}', \tau_{xz}', \tau_{yz}'$ отнесены к длительному модулю сдвига.

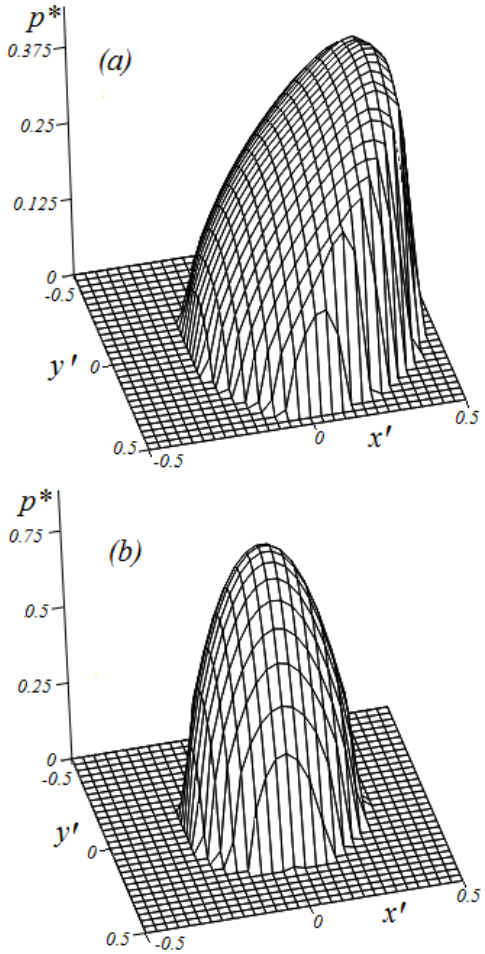


Рис. 2. **Распределение контактного давления $V^* = 1/3$ (a) и $V^* = 10$ (b) ($h^* = 0.1$, $c = 5$, $\nu = 0.3$, $Q' = 0.15$).**

На рис. 2 показаны распределения контактного давления для относительно малых (рис. 2, а) и относительно больших (рис. 2, б) скоростей. В первом случае мы имеем по существу несимметричное распределение давления в поперечном сечении, которое параллельно направлению скольжения. Эффект возникает из-за реологических свойств материала и приводит к появлению силы сопротивления скольжению. Коэффициент трения определяется как:

$$\mu^* = \frac{M}{QR} = \frac{\iint\limits_{\Omega} xp(x,y)dxdy}{R\iint\limits_{\Omega} p(x,y)dxdy}. \qquad (10)$$

Увеличение скорости приводит к уменьшению площади области контакта, к увеличению максимального значения давления и (для выбранных параметров) к почти симметричному распределению давления. Такой же эффект был получен ранее для упрощенной модели вязкоупругого слоя [3] и вязкоупругого полупространства [7-9].

Влияние скорости скольжения на коэффициент трения μ^* представлено на рисунке 3. Зависимости немонотонны; сначала диссипация энергии увеличивается с увеличением скорости скольжения, затем гистерезисные потери уменьшаются. Сравнение результатов, полученных для слоя и вязкоупругого полупространства, показывает, что, как правило, значения μ^* для полупространства больше, за исключением малых значений скоростей.

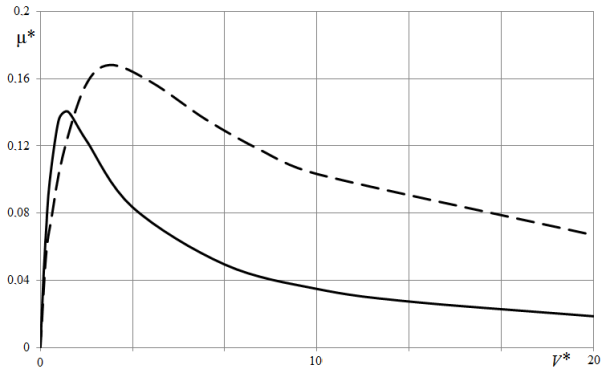


Рис. 3. **Зависимость коэффициента трения от скорости скольжения $h^* = 0.1$ (сплошная линия), $h^* = \infty$ (пунктир) ($c = 5$, $\nu = 0.3$, $Q' = 0.05$).**

Результаты, представленные на рисунке 4, иллюстрируют влияние толщины слоя на контактные характеристики. Величина скорости скольжения обеспечивает несимметричное распределение давления. Кривая давления для случая полупространства имеет характерные перегибы, которые были получены ранее в [8-10]. Для тонкого слоя форма кривой ближе к результатам для упрощенной модели слоя [3].

Влияние толщины слоя на распределение максимальных касательных напряжений можно оценить на примере рис. 5. Толстому слою соответствует почти симметричное распределение напряжений, поэтому толщина слоя влияет на проявление реологических свойств материала при скольжении. 5-кратное увеличение толщины слоя приводит к почти 3-кратному уменьшению максимума максимального касательного напряжения, локализованного под поверхностью.

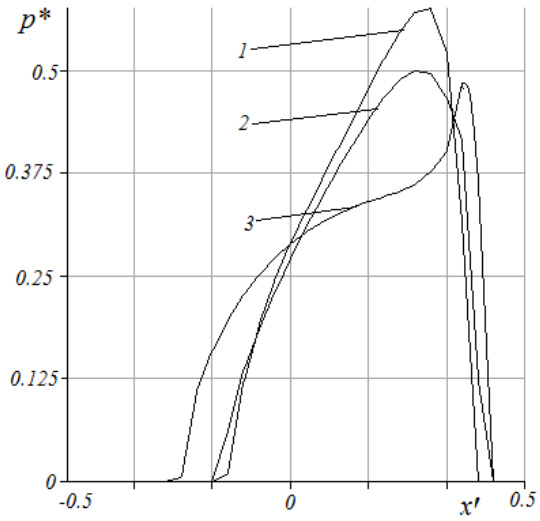


Рис. 4. **Распределение контактного давления при разной толщине покрытия: $h^* = 0.03, 0.1, \infty$ (кривые 1-3, соответственно); $c = 5$, $\nu = 0.3$, $Q' = 0.1$, $V^* = 1/2$**

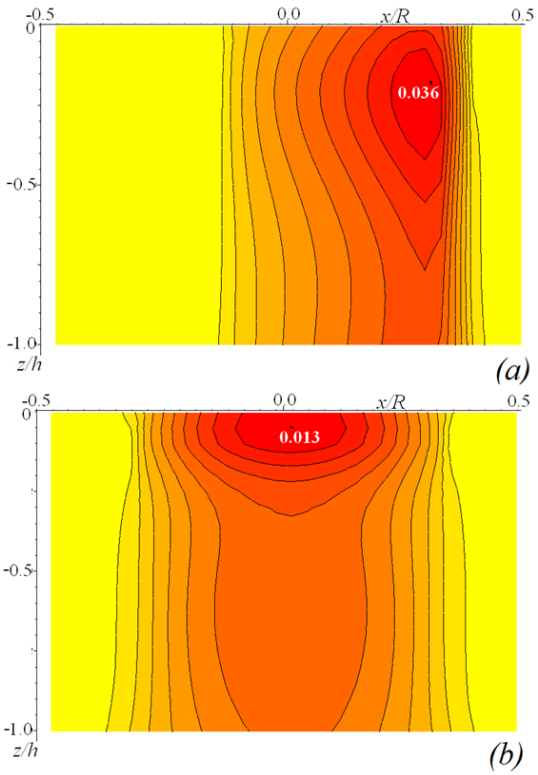


Рис. 5. **Распределение максимальных касательных напряжений при разной толщине покрытия: $h^* = 0.033$ (a), $h^* = 0.166$** (b), **$V^* = 1/3$, $c = 5$, $\nu = 0.3$, $Q' = 0.1$**

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда (номер проекта 14-29-00198).

[1] Александров В.М., Марк А.В. Квазистатическая периодическая контактная задача для вязкоупругих слоя, цилиндра и пространства с цилиндрической полостью // Прикладная механика и техническая физика. – 2009, Т. 50, № 5, 162-168.
[2] Марк А. В. Равномерное движение прямоугольного и параболического штампов по вязкоупругому слою // Прикладная математика и механика. – 2008, Т. 72, Вып. 4, 681-688.
[3] Морозов А.В., Маховская Ю.Ю. Теоретико-экспериментальная оценка деформационной составляющей коэффициента трения // Трение и износ. – 2007, Т. 28, № 4, 335-344.
[4] Горячева И.Г., Губенко М.М., Маховская Ю.Ю. Скольжение сферического индентора по вязкоупругому основанию с учетом сил молекулярного притяжения // Прикладная механика и техническая физика. – 2014, Т. 55, № 1 (323), 99-107.
[5] Любичева А.Н. Анализ взаимного влияния пятен контакта при скольжении периодической системы неровностей по вязкоупругому основанию винклеровского типа // Трение и износ. – 2008, Т. 29, № 2, 125-133.
[6] Солдатенков И.А. Расчет трения индентора с фрактальной шероховатостью о вязкоупругое основание // Трение и износ. – 2015, Т. 36, № 3, 257-262.
[7] Александров В.М., Горячева И.Г., Торская Е.В. Пространственная задача о движении гладкого штампа по вязкоупругому полупространству // Докл. РАН. – 2010, Т. 430, №4, 490–493.
[8] Горячева И.Г., Степанов Ф.И., Торская Е.В. Скольжение гладкого индентора при наличии трения по вязкоупругому полупространству // Прикладная математика и механика. – 2015, Т. 79, № 6, 853-863.
[9] Goryacheva I.G., Stepanov F.I., Torskaya E.V. Effect of friction in sliding contact of a sphere over a viscoelastic half-space. // Neittaanmäki et al. (eds) Mathematical Modeling and Optimization of Complex Structures. In series: Computational Methods in Applied Sciences. Springer, 2016, 93-104.
[10] Koumi K.E., Chaise T., Nelias D. Rolling contact of a rigid sphere/sliding of a spherical indenter upon a viscoelastic half-space containing an ellipsoidal inhomogeneity //Journal of the Mechanics and Physics of Solids. – 2015, V. 80, 1-25.
[11] Степанов Ф.И., Торская Е.В. Исследование напряженного состояния при скольжении штампа по вязкоупругому полупространству // Трение и износ. – 2016, Т. 37, № 2, 133-138.
[12] Александров В.М., Горячева И.Г. Движение с постоянной скоростью распределенной нагрузки по вязкоупругому полупространству // Матер. 5 й Росс. конф. с междунар. Участием “Смешанные задачи механики деформируемого тела”. Саратов: Изд во Сарат. ун та, 2005, 23–25.
[13] Степанов Ф.И. Скольжение двух гладких штампов по вязкоупругому основанию при наличии трения // Прикладная механика и техническая физика. – 2015, Т. 56, № 6 (334), 158-165.
[14] Никишин В.С., Шапиро Г.С. Пространственные задачи теории упругости для многослойных сред. – М.: ВЦ АН СССР. – 1970.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОХЛАЖДАЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ

Тюленев Д.Г., Корнилова О.В.

E-mail: rosoil@rosoil.ru

ООО ХТЦ УАИ, Уфа, Россия.

Приведены результаты работ при исследовании охлаждающей способности смазочно-охлаждающих жидкостей применяемых в процессах металлообработки. Результаты исследований получены с помощью установки для определения охлаждающих характеристик технологических сред дополнительно оснащенной механизмом переноса термодатчика.

Ключевые слова: смазочно-охлаждающие жидкости, охлаждающая способность, скорость охлаждения, установка для определения охлаждающих характеристик технологических сред, механизм переноса.

DETERMINATION OF COOLING EMULSION FOR METAL WORKING PROCESSES

Tyulenev D.G., Kornilova O.V.

The results of work in the study of the cooling capacity of lubricating fluids used in metal working processes. The research results obtained by setting to determine the cooling characteristics of the process media temperature sensor is further equipped with transport mechanism.

Keywords: metalworking fluids, cooling capacity, cooling rate, cooling apparatus for determining the characteristics of process media transfer mechanism.

Введение

Характер и содержание процессов, происходящих при, в большой степени зависят от среды, в которой осуществляется этот процесс, т. е. от смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ). Выбор и применение СОЖ — важные факторы в повышении производительности труда при металлообработке металлов, обеспечении высокого качества изделий, их размерной однородности и значительной экономичности обработки.

Например, в результате применения СОЖ снижается общая тепловая мощность резания, а также интенсифицируется теплоотвод из зоны резания, что вызывает снижение температуры контактной площадки резец—стружка. Эффективность применения СОЖ определяется их смазывающей и охлаждающей способностью. Если смазывающая способность СОЖ снижает энергетическую мощность процесса резания в результате уменьшения или полного предотвращения взаимодействия трущихся поверхностей, то охлаждающая способность обусловливает изменение температурного поля системы инструмент—обрабатываемая деталь—стружка. Вследствие снижения температурных деформаций повышаются точность, обработки и стойкость режущего инструмента (за счет снижения температуры на его контактных поверхностях).

Такие важные показатели, характеризующие производительность процесса, как допустимая скорость резания, подача и теплостойкость режущего инструмента также в большой степени зависят от охлаждающей способности СОЖ. В связи с этим весьма важен выбор критериев и методов для оценки охлаждающей способности СОЖ.

Использование классических критериев оценки теплофизических свойств металлов и жидкостей, таких как теплоемкость, теплопроводность, теплоотдача, не всегда позволяет комплексно оценить реальную картину взаимодействия пары трения и СОЖ в динамике процесса металлообработки.

В лабораториях технопарка ХТЦ УАИ создана установка для определения охлаждающей способности технологических сред (далее установка). Основные технические характеристики установки соответствуют требованиям международного стандарта *ISO* 9950. Установка позволяет обеспечить экспресс-оценку охлаждающих свойств технологических сред, как в лабораторных условиях, так и непосредственно в производственных цехах и обеспечивает возможность оперативной корректировки охлаждающих свойств технологических сред в процессе эксплуатации [1].

Опыт эксплуатации установки показал, что на охлаждающие характеристики как технологических, так и закалочных сред влияет время переноса термодатчика из электропечи в емкость с исследуемой жидкостью, которое должно быть, в соответствии со стандартом *ISO* 9950, не более 2 секунд [2]. Даже если термодатчик переносится в пределах 2 секунд, погрешность в величинах получаемых значений достигает 20% в рамках тестирования одной технологической среды. Поэтому конструкция установки доработана путем создания механизма автоматического переноса термодатчика за строго определенный промежуток времени, что существенно уменьшило указанную погрешность.

В настоящей работе авторами поставлены следующие задачи:

- повысить точность получаемых на установке значений охлаждающих характеристик технологических сред;
- провести оценку и сравнение охлаждающих характеристик различных композиций СОЖ и их концентраций с водой с помощью установки для исследования охлаждающей способности технологических сред.

На рисунке 1 показан общий вид установки с механизмом автоматического переноса термодатчика из электропечи в емкость с технологической средой (рис. 1).

Термодатчик 1 из никелевого сплава, имеющий термопару в своем геометрическом центре, нагревается в печи до определенной температуры и затем переносится в фиксированный объем испытуемой жидкости. [1].

Нагрев термодатчика осуществляется в трубчатой электропечи 2. Перенос датчика из печи в термостатированный или другой сосуд с пробой исследуемой технологической среды проводится автоматически с помощью механизма переноса 3. Проба тестируемой среды может испытываться с помощью перемешивающего устройства с подогревом, либо без перемешивания в специальной емкости 4 (оба способа предусматривает стандарт *ISO* 9950).

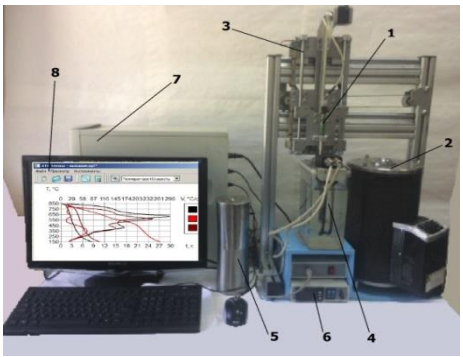


Рис. 1. **Внешний вид установки для определения охлаждающих характеристик технологических и закалочных сред с механизмом переноса:** 1 - термодатчик, 2 - электропечь, 3 - механизм переноса термодатчика, 4 - перемешивающие устройство с подогревом, 5 - емкость для тестирования масел, 6 - блок управления, 7 - персональный компьютер, 8 - демонстрация работы программного обеспечения

Перемешивающее устройство с подогревом 5 представляет собой мини термостат и состоит из термостатируемой емкости и блока управления. В термостатируемой емкости происходит нагрев технологической среды до заданной температуры и перемешивание с помощью мешалки лопастного типа. Температура нагрева и скорость перемешивания задается блоком управления, в который встроены терморегулятор и плата управления частотой вращения вала перемешивающего устройства.

Запись показаний и расчет числовых характеристик изменения температуры термодатчика и скорости его охлаждения во времени производятся с помощью компьютера 7 и специального программного обеспечения.

Применение механизма автоматического переноса, позволило сделать единым время переноса термодатчика из электропечи в ёмкость с технологической средой при всех проводимых испытаниях. Кроме этого механизм переноса повышает безопасность работающего с установкой персонала, так как минимизируется время контакта оператора с нагретым до высокой температуры термодатчиком.

Программное обеспечение производит обработку, по специальному алгоритму массива данных, поступающих с термодатчика, через модуль ввода сигнала с конвертором USB в компьютер и позволяет:

- регистрировать графики «температура - время», «температура - скорость», максимальную скорость охлаждения, температуру при максимальной скорости охлаждения, скорость охлаждения при 300^0C, время охлаждения от температур погружения термодатчика до 600^0C, 400^0C, 200 ^0C, 100^0C.
- одновременно отображать результаты нескольких тестов;
- формировать протокол испытаний тестируемой среды согласно требованиям международного стандарта ISO 9950 и ТУ 27.90.11-128-06377289-2016 [5];
- накапливать и сохранять в памяти компьютера результаты серий сравнительных испытаний различных технологических сред.

Методика исследований

Были определены охлаждающие свойства масляных и водорастворимых СОЖ, имеющих принципиальное различие по составу в сравнении с водой:

1 - «ВОДА»; 2 - СОЖ «Росойл-920» (ТУ 0258-081-06377289-2011); 3 - СОЖ «Росойл-910» (ТУ 0258-048-06377289-2003); 4 - СОЖ «Росойл-500» (ТУ 0258-009-06377289-2000); 5 - Масло индустриальное «И-20А» (ГОСТ 20799-88).

Водорастворимые, также как и масляные СОЖ применяются на различных операциях лезвийной, абразивной обработки и в процессах обработки металлов давлением сталей и сплавов.

Температура СОЖ при испытаниях составляла 40°*C*. Концентрации СОЖ 5, 10, 20, 30 %.

С помощью установки оснащенной механизмом переноса определяли следующие характеристики тестируемых технологических сред: максимальную скорость охлаждения, температуру при максимальной скорости охлаждения, скорость охлаждения при 300 °*C*, 550°*C*, время охлаждения до 600, 400, 200 °*C*, 100°*C*.

Результаты испытаний

Разница в охлаждающей способности 5% растворов СОЖ и масла И-20А представлена на рисунках 2 и 3.

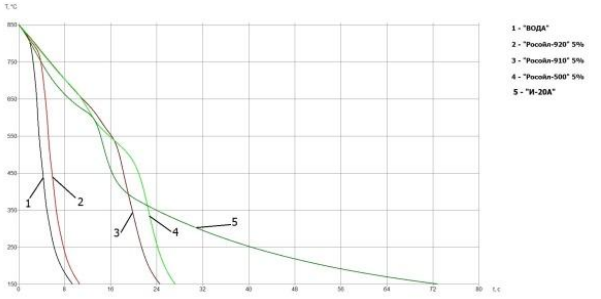


Рис. 2. **Зависимость температуры от времени охлаждения 5% растворов СОЖ и масла «И-20А»**

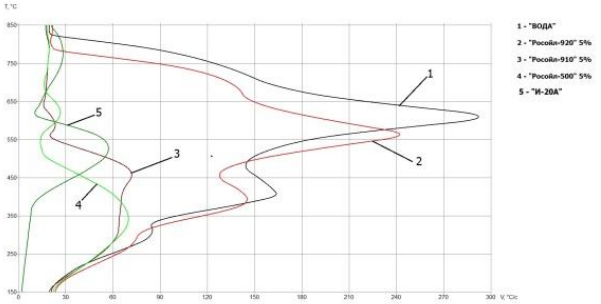


Рис. 3. **Зависимость скорости охлаждения от температуры 5% растворов СОЖ и масла «И-20А»**

По результатам испытаний строили зависимости характеристик охлаждения от концентрации СОЖ (рис. 4,5,6).

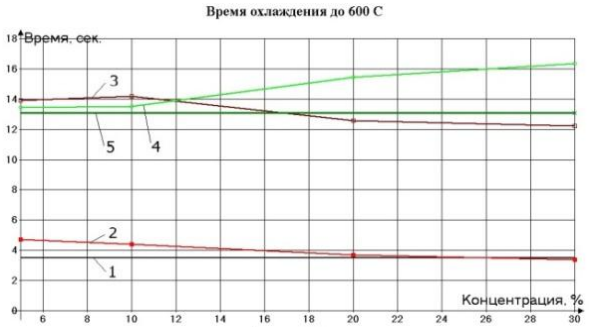


Рис. 4. **Зависимость времени охлаждения до 600 °С от концентрации СОЖ и масла «И-20А»: 1 - вода, 2 - Росойл-920, 3 - Росойл-910, 4 - Росойл-500, масло И-20А**

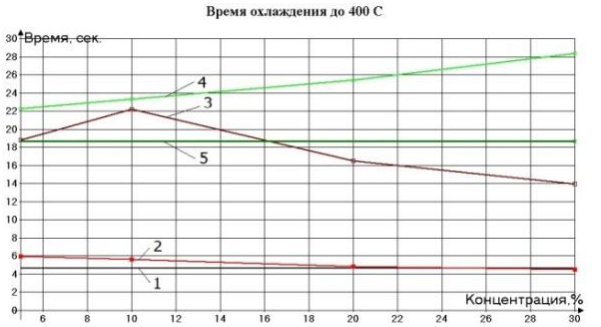


Рис. 5. **Зависимость времени охлаждения до 400 °С от концентрации СОЖ и масла «И-20А»: 1 - вода, 2 - Росойл-920, 3 - Росойл-910, 4 - Росойл-500, масло И-20А**

По полученным данным испытаний видно, что наибольшей охлаждающей способностью обладает «ВОДА». СОЖ «Росойл-920», имеет характеристики охлаждения близкие к «ВОДЕ». СОЖ «Росойл-910» обладает много меньшей охлаждающей способностью по сравнению с «ВОДОЙ» и «Росойл-920». СОЖ «Росойл-500» имеет самую низкую охлаждающую способность в области температур охлаждения 850°С….360°С из всех исследованных водорастворимых сред. Наименьшею скорость охлаждения в исследованном диапазоне обеспечивает масляная СОЖ. При температурах охлаждения ниже 350°С масло «И-20А» резко замедляет скорость охлаждения, так по сравнению с «ВОДОЙ» время охлаждения до 200 °С у масла ниже в 7 раз, а по сравнению с СОЖ «Росойл-500» (30% концентрации) ниже на 70%.

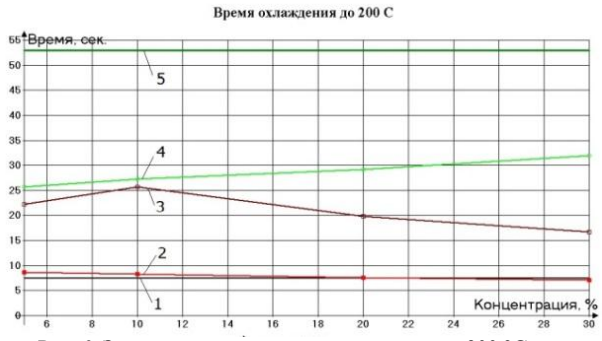


Рис. 6. **Зависимость времени охлаждения до 200 °С от концентрации СОЖ и масла «И-20А»: 1 - вода, 2 - Росойл-920, 3 - Росойл-910, 4 - Росойл-500, масло И-20А**

Выводы:

1. Установка для оценки охлаждающих характеристик технологических сред позволяет в лабораторных условиях оценить эксплуатационные параметры смазочно-охлаждающих жидкостей.
2. Результаты проведенных исследований показывают, что охлаждающие характеристики смазочно-охлаждающих жидкостей и масел существенно (многократно) отличаются.
3. С помощью установки для определения охлаждающих характеристик технологических и закалочных сред, можно прогнозировать охлаждающие свойства СОЖ применяемых в процессах металлообработки.
4. Результаты исследований можно использовать в расчетах при проектировании технологических процессов.

[1] Шолом В.Ю, Абрамов А.Н., Казаков А.М., Шолом А.В., Иванов В.В. Установка для определения охлаждающих характеристик технологических сред // КШП ОМД. 2014. № 5. С.30–33.
[2] ISO 9950:1995(E). Industrial quenching oils Determination of cooling characteristics - Nickel-alloy probe test method. - Geneve: International Organization for Standardization, 1995. - 9 p.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОИЗВОДСТВА ДЕТАЛЕЙ ТИПА СТАКАНОВ С КОНИЧЕСКОЙ ДОННОЙ ЧАСТЬЮ С ПОМОЩЬЮ КОМБИНИРОВАННОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ

Тялина Д.А.

E-mail: mt13@bmstu.ru

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия.

Обоснована актуальность проведения исследования с целью определения основных технологических параметров комбинированного выдавливания деталей типа стаканов с конической донной частью. Указаны результаты проведённого исследования.

Ключевые слова: объёмная штамповка, комбинированное выдавливание, напряжения, деформации.

Анализ современной справочной и специализированной технической литературы показывает, что полые изделия типа стаканов с конической донной частью в многомиллионных количествах используются в машиностроении, автомобилестроении, авиастроении и оборонной промышленности.

В качестве примеров можно привести специальные колпачковые гайки автомобилей (рис. 1) и трубные направляющие и заглушки (рис. 2).



Рис. 1. **Колпачковые гайки автомобилей**



Рис. 2. **Заглушки**

INCREASE OF PRODUCTION EFFICIENCY OF CUP-TYPE DETAILS WITH THE CONIC GROUND PART BY MEANS OF COMBINED EXTRUSION

Tyalina D.A.

The urgency of carrying out of research with the purpose of definition of the basic technological parameters of combined extrusion of cup-type details with a conic ground par is proved. Results of carried out research are specified.

Keywords: volumetric punching, combined extrusion, pressure, deformations.

Сделанный анализ справочной литературы показал, что традиционно подобные изделия в настоящее время получают путём последовательного применения к исходной цилиндрической заготовке (рис. 3-а) калибровки с формовкой, во время которых окончательно образуют наружный конический участок донной части изделия (рис. 3-б) и последующего обратного выдавливания стакана с внутренней полостью требуемой геометрии (рис. 3-в). Наилучшим с точки зрения облегчения автоматизации процесса, получения высоких размерной точности и чистоты поверхности, упрочнения материала изделия, а также повышения коэффициента использования металла является холодное выдавливание. Однако его применение зачастую сдерживается необходимостью создания высоких деформирующих сил и, соответственно, необходимостью наличия на производстве прессов большой мощности, а также высокими удельными деформирующими силами, действующими на пуансон, и давлениями, действующими на матрицу, что иногда приводит к недостаточной прочности и стойкости штампового инструмента. В связи с этим часто приходится на наиболее нагруженной операции обратного выдавливания стакана получать стенку повышенной толщины, при которой силы выдавливания и удельные деформирующие силы будут сравнительно небольшими, после чего доводить стенку до требуемой толщины путём последовательного применения нескольких операций вытяжки с утонением стенки. Это, соответственно, приводит к необходимости покупки дополнительных прессов и изготовления значительного количества дополнительного штампового инструмента, а также увеличивает общие энергетические и финансовые затраты.

Между тем, в настоящее время остро стоит задача снижения энергетических затрат и расхода металла, а также повышения производительности и качества при производстве таких изделий, которая, на наш взгляд, может быть решена путём применения комбинированного выдавливания, при котором металл имеет несколько направлений течения, что приводит к снижению удельной силы по сравнению с традиционным выдавливанием.

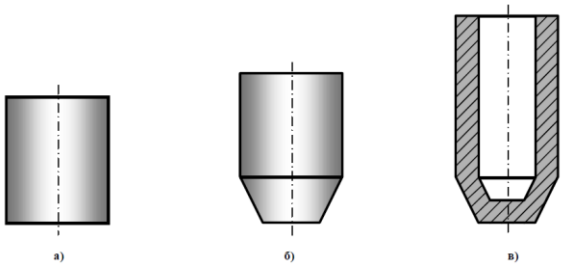


Рис. 3. **Традиционная технология выдавливания стаканов с конической донной частью: а – исходная заготовка; б – заготовка после калибровки с формовкой; в – выдавленный стакан**

Применительно к рассматриваемым нами изделиям, комбинированное выдавливание можно реализовать по схеме, показанной на рис. 4, отличительной особенностью которой является совмещение формовки конического дна с выдавливанием полости стакана. В этом случае металл имеет возможность одновременного течения не только в образующуюся стенку, но и в коническую донную часть изделия. Таким образом, тут, помимо уменьшения числа переходов, будут одновременно выполняться операции прямого и обратного выдавливания, что, согласно теоретическим и экспериментальным данным работ А.Л. Воронцова, приведёт к значительному снижению как общей силы выдавливания, так и удельных деформирующих сил и напряжений в очаге пластической деформации. Это, соответственно, либо позволит за один переход получать более тонкостенный стакан, чем в традиционном способе штамповки, либо значительно повысит стойкость инструмента, поскольку заводская статистика показывает, что снижение удельной силы выдавливания всего на 10% приводит к увеличению стойкости пуансона на 35–50%. Поэтому при выдавливании даже небольшое снижение силы является важным.

По опубликованной научной литературе было проведено изучение существующих технологических методов получения близких по форме изделий. В результате установлено, что сходные изделия, в принципе, можно получать прокаткой, однако её использование из-за известного разрыхления дна прокатанного стакана в оборонной отрасли признано недопустимым. Сходные по форме изделия можно также получать и листовой штамповкой, однако она значительно уступает штамповке выдавливанием по коэффициенту использования металла и финансовым затратам (лист металла стоит намного дороже круглого проката той же массы), практически непригодна для получения толстостенных стаканов, у которых толщина стенки близка к радиусу полости, а также принципиально не позволяет обеспечить заданное изменение толщины различных участков изделия и требуемые углы переходов между отдельными частями.

Сходные изделия можно также получать с помощью детально исследованного А.Л. Воронцовым комбинированного выдавливания с раздачей заготовки. Однако такое выдавливание хотя и заметно снижает потребную силу деформирования, но требует создания специализированного оборудования, а также из-за повышения растягивающих напряжений одновременно повышает вероятность разрушения выдавливаемого материала. Последнее обычно вынуждает ограничивать значения возможных углов конуса донной части в пределах 15–20°, что может не соответствовать геометрии получаемых изделий.

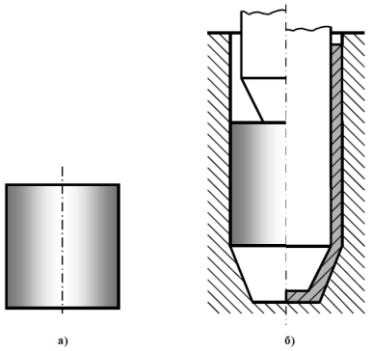


Рис. 4. **Предлагаемая технология выдавливания стаканов с конической донной частью: а – исходная заготовка; б – выдавливание**

Проведённое изучение состояния вопроса показывает, что ни экспериментальное, ни теоретическое изучение комбинированного выдавливания стаканов с коническим дном по схеме на рис. 4 в известных работах ранее не проводилось. Поэтому углублённое исследование данного процесса с целью создания научно обоснованной методики его успешного проектирования является актуальным.

Несмотря на кажущуюся простоту процесса пластической деформации, показанного на рис. 4, на самом деле его механико-математическое описание представляет собой исключительно сложную вариационную задачу, поскольку в зависимости от высоты исходной заготовки, соотношения наибольших рабочих радиусов пуансона и матрицы, формы донной части матрицы и формы рабочего торца пуансона, а также коэффициентов трения реальное пластическое течение может происходить очень разнообразно. При этом итоговый вид получаемых изделий может отличаться мало, либо не отличаться совсем.

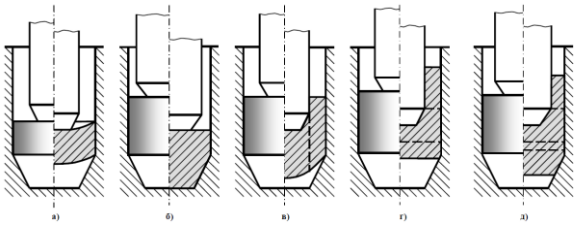


Рис. 5. **Возможные варианты протекания процесса пластической деформации**

Если заготовка имеет сравнительно небольшую высоту (рис. 5-а), то процесс может начинаться с её изгиба. Вероятность такого варианта протекания процесса пластической деформации дополнительно возрастает с уменьшением радиуса пуансона r по сравнению с радиусом матрицы.

При достаточно большой высоте заготовки и радиусе пуансона, приближающемся к радиусу матрицы (рис. 5-б), с самого начала может произойти прямое выдавливание заготовки к коническую полость матрицы, то есть фактически произойдёт обычная формовка, после которой начнётся выдавливание полости без какого-либо снижения силы по сравнению с традиционным способом.

Если радиус пуансона существенно меньше радиуса матрицы (рис. 5-в), а высота заготовки не столь мала, как в случае на рис. 5-а, то процесс может начинаться сдвигом пуансоном вниз центральной области заготовки, с реактивным увлечением в ту же сторону нижней части периферийной кольцевой зоны. В этом случае полость будет образовываться с меньшей силой, по сравнению с обратным выдавливанием металла с преодолением сил трения между заготовкой и матрицей. Но при недостаточном ресурсе пластичности центральная часть в результате сдвига может сколоться, то есть произойдёт пробивка, являющаяся в данном случае недопустимым разрушением заготовки.

При определённом соотношении различных факторов, особенно, при достаточно высокой заготовке (рис. 5-г), значительная часть активной силы пуансона по мере приближения к дну заготовки будет снижаться трением между заготовкой и матрицей. В результате до нижней части заготовки дойдёт заметно уменьшенная сила, которая обусловил лишь небольшое вдавливание нижнего торца заготовки в коническую полость матрицы, после чего в верхней части начнётся интенсивное обратное выдавливание полости. При таком протекании процесса заметного снижения силы выдавливания на определённой части рабочего хода не произойдёт, а желаемое снижение силы начнётся лишь на завершающей стадии рабочего хода, когда интенсивность заполнения конической полости матрицы заметно возрастёт.

Самым интересным и значимым для исследования является случай одновременного обратного выдавливания верхней полости и прямого выдавливания нижней конической части заготовки (рис. 5-д). Здесь возможны два варианта протекания процесса: 1) когда верхний и нижний очаги пластической деформации отделены друг от друга промежуточной жёсткой областью; 2) когда верхний и нижний очаги пластической деформации соприкасаются друг с другом. Математически наиболее сложным для теоретического описания является второй случай, поскольку, если в первом случае высоты верхнего и нижнего очагов определяются независимо друг от друга условиями минимума сил верхнего и нижнего процессов пластической деформации, то во втором случае положение общей границы раздела пластического течения вверх и вниз придётся искать из общего условия минимума всей энергии пластической деформации.

Теоретическое определение кинематического, напряжённого и деформированного состояний заготовки в процессе комбинированного выдавливания было выполнено с помощью общего метода пластического течения А.Л. Воронцова.



Рис. 6. **Срез выдавленного образца из стали 12Х18Н9Т**

Многочисленные эксперименты, проведённые с различной смазкой на заготовках разных типоразмеров, выполненных алюминиевого сплава АВ, латуни Л63 и стали 12Х18Н9Т (типовой образец представлен на рис. 6), показали успешные результаты с получением шероховатости отштампованных поверхностей, соответствующей тонкому шлифованию или полированию. Прочностные свойства и твёрдость материала выдавленных изделий были повышены в 2–3 раза. При этом расхождение результатов расчёта силы выдавливания по полученным формулам с опытными данными не превышает 10%, что позволяет рекомендовать их для практического применения.

КОНТАКТНЫЕ ЗАДАЧИ ДЛЯ УПРУГОГО СЛОЯ

Усов П.П.

E-mail: usovp@mail.ru

Национальный исследовательский университет «Московский институт электронной техники», Россия.

Рассматриваются стационарные задачи о сухом контакте жесткого цилиндра и слоя упругого материала, нижняя поверхность которого сцеплена с поверхностью жесткой основы. Приведено сопоставление точного решения задачи с решением, в котором упругое перемещение какой-либо точки поверхности слоя пропорционально давлению в этой же точке (модель Винклера). Показано, что возможность использования модели Винклера существенно зависит от коэффициента Пуассона.
Ключевые слова: упругий слой, контактная задача, модель Винклера.

CONTACT PROBLEMS FOR ELASTIC LAYER

Usov P. P.

The stationary problems of dry contact between a rigid cylinder and a layer of elastic material, the lower surface of which is coupled to the surface of a rigid base, are considered. The exact solution of the problem is compared with the solution in which the elastic displacement of any point of the layer surface is proportional to the pressure at the same point (Winkler model). It is shown that the possibility of using the Winkler model significantly depends on the Poisson's ratio.
Keywords: elastic layer, contact problem, Vinkler model.

Введение. В узлах трения широко используются разного рода покрытия, позволяющие существенно расширить режимы эксплуатации и область применения узлов трения. При расчетах характеристик таких узлов широко используется модель Винклера, в которой упругое перемещение какой-либо точки поверхности слоя пропорционально давлению в этой же точке. Данное приближение используется при расчете как сухого, так и смазываемого контакта [1-3]. Однако возможность такой замены не исследована должным образом. В данной работе приведено сопоставление точного решения контактной задачи с приближенным решением, использующим модель Винклера. Показано, что при высоких значениях коэффициента Пуассона использование приближенного решения может привести к большим погрешностям.

Постановка задачи. Рассмотрим стационарную задачу о контакте жесткого цилиндра и слоя упругого материала, нижняя поверхность которого сцеплена с поверхностью жесткой основы. Цилиндр прижат к слою силой W и катится со скольжением по поверхности слоя. Введем систему координат OXY, в которой область контакта покоится, ось X направим вдоль поверхности слоя. В работе [4] приведено выражение для перемещения поверхности упругого слоя. Используя его, основные уравнения и условия задачи для случая отсутствия разделяющего тела смазочного слоя в безразмерных переменных можно привести к виду:

$$w(x)=\frac{(m+1)}{2\pi m}\int_a^c p(\xi)\ln th\left(\frac{\pi|x-\xi|}{4}\right)d\xi+$$
$$+\int_a^c p(\xi)\Phi_1(x-\xi)\,d\xi-$$
$$-\frac{f}{4m}\int_a^c p(\xi)\left[sign(x-\xi)-\Phi_2(x-\xi)\right]d\xi=$$
$$=-\delta+\frac{x^2}{2},\ a\le x\le c, \qquad (1)$$
$$\int_a^c p(x)\,dx=\mathrm{P},\ p(a)=p(c)=0,$$
$$\Phi_1(x)=\frac{(m+1)}{2\pi m}\int_0^\infty \cos(\alpha x)F_1(\alpha)d\alpha,$$
$$\Phi_2(x)=\frac{2}{\pi}\int_0^\infty \sin(\alpha x)F_2(\alpha)d\alpha,$$
$$F_1(\alpha)=\frac{m^2+\left[1+m^2\alpha^2)\right]\frac{th(\alpha)}{\alpha}}{m(m+2)ch^2(\alpha)+m^2\alpha^2+1},$$
$$F_2(\alpha)=\frac{(m+1)\left(\alpha^2m^2+m+1\right)}{m(m+2)ch^2(\alpha)+m^2\alpha^2+1}.$$

Здесь $x = \frac{X}{H}$, H – толщина упругого слоя, $m = \frac{\lambda + \mu}{\mu}$, λ и μ – коэффициенты Ламе, $\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}$, $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$, E и ν – модуль упругости и коэффициент Пуассона упругого слоя, $p = \frac{\tilde{p}R}{\mu H}$, $\tilde{p}$ - контактное давление, R – радиус цилиндра, $\mathrm{P} = \frac{WR}{\mu H^2}$ – безразмерная нагрузка, $\delta = \frac{\Delta R}{H^2}$, Δ – вертикальное перемещение центра цилиндра вследствие деформаций упругого слоя, f – коэффициент трения, a и c – безразмерные координаты граничных точек области контакта.

Результаты и их обсуждение. Когда P мало, размер области контакта мал по сравнению с толщиной упругого слоя и распределение давления мало отличается от распределения давления в контакте жесткого цилиндра и упругого полупространства, известного как Герцево распределение $p_h(x)$ и в безразмерных переменных имеющего вид

$$p_h(x) = p_{mh}\sqrt{1-\left(\frac{x}{b_h}\right)^2}, \quad p_{mh} = \sqrt{\frac{2\mathrm{P}}{(1-\nu)\pi}},$$

$$b_h = \sqrt{\frac{2}{\pi}(1-\nu)\mathrm{P}},$$

Когда P велико размер области контакта может существенно превышать толщину упругого слоя. При этом давление в значительной части области контакта мало изменяется на расстоянии, равном толщине слоя. Исключение составляют некоторые окрестности граничных точек области контакта. В этом случае за исключением указанных окрестностей граничных точек для определения перемещений поверхности слоя можно воспользоваться моделью Винклера, при которой безразмерное давление в контакте p_v имеет вид

$$p_V = \frac{2(1-\nu)}{(1-2\nu)}\left(\delta - \frac{x^2}{2}\right), -b_V \le x \le b_V,$$

$$b_V = \left(\frac{3}{4}\frac{(1-2\nu)}{(1-\nu)}\mathrm{P}\right)^{\frac{1}{3}}, \quad p_{mV} = p_V(0) = \frac{(1-\nu)}{(1-2\nu)}\left(\frac{3}{4}\frac{(1-2\nu)}{(1-\nu)}\mathrm{P}\right)^{\frac{2}{3}}$$

Из результатов расчетов следует, что интервал изменения P, в котором безразмерная функция $p(x)$ преобразуется от вида, близкого к функции $p_h(x)$, к виду, близкому к функции $p_V(x)$, существенно зависит от коэффициента Пуассона ν.

На рис. 1 и 2 представлены функции $p(x)$ (сплошные кривые), $p_h(x)$ (штриховые кривые), $p_V(x)$ (пунктирные кривые) в левых частях рисунков и функции $w(x)$ в правых частях рисунков при коэффициенте Пуассона $\nu = 0.35$, коэффициенте трения $f = 0$ и при различных значениях безразмерной нагрузки P. Функция $w(x)$ представлена двумя кривыми. Пунктирная кривая получена по первой формуле (1) (путем вычисления интегралов), справедливой при всех значения переменной x ($-\infty < x < \infty$). Сплошная кривая получена по формуле $w(x) = -\delta + \frac{x^2}{2}$, которая может быть использована только в области соприкосновения поверхностей. В этой области обе формулы дают один и тот же результат.

При безразмерной нагрузке $\mathrm{P} = 0.026$ штриховая и сплошная кривые на левой части рис. 1 совпадают, т.е. $p(x) \approx p_h(x)$. При этом b_V значительно больше b, а p_{mV} значительно ниже p_m.

При этой нагрузке перемещения поверхности слоя направлены вглубь слоя (рис. 1, правая часть). Они малы и деформированная поверхность слоя имеет вид, характерный для полуплоскости. А именно, деформированная поверхность имеет протяженное углубление, на дне которого расположена область контакта. Область контакта составляет малую часть области углубления. При удалении от области контакта поверхность медленно поднимается вверх, оставаясь ниже недеформированной поверхности.

При росте нагрузки форма деформированной поверхности изменяется. Область контакта занимает все большую часть области углубления, а на границах области углубления появляются области выпуклости, т. е. области, в которых перемещение поверхности направлено наружу слоя. Появление выпуклостей на поверхности слоя обусловлено следующими обстоятельствами. Цилиндр внедряется в слой, вытесняя его некоторый объем. Объем слоя, который занимает при этом цилиндр, частично компенсируется сжатием слоя. Если слой имеет большую толщину, то сжатия достаточно, чтобы не поднимать поверхность слоя выше его недеформированного уровня.

При безразмерной нагрузке $\mathrm{P} = 5$ (рис. 2) область контакта занимает большую часть области углубления, области выпуклости имеют небольшой размер, а перемещение поверхности наружу в этих

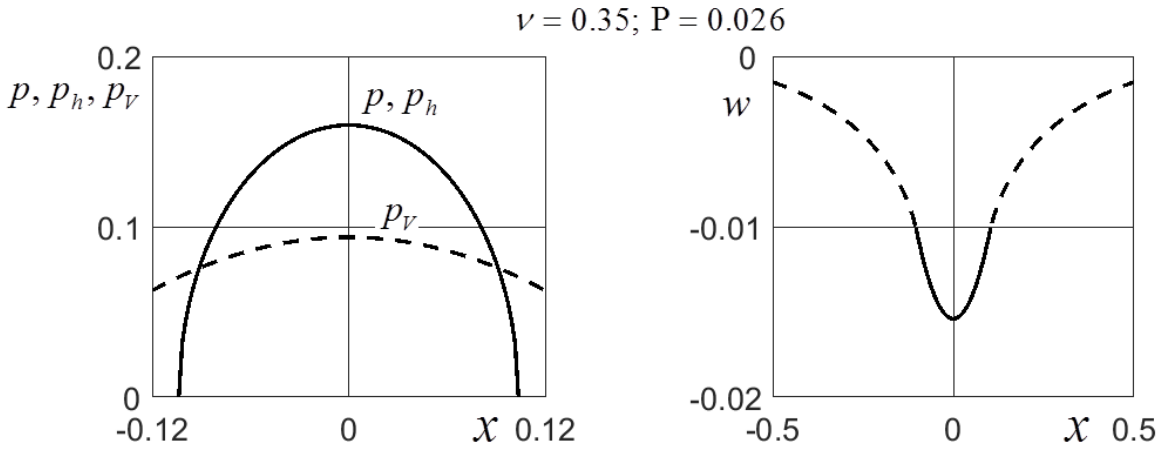


Рис. 1. **Распределения давления и перемещение поверхности слоя при** $\nu = 0.35,\ \mathrm{P} = 0.026$

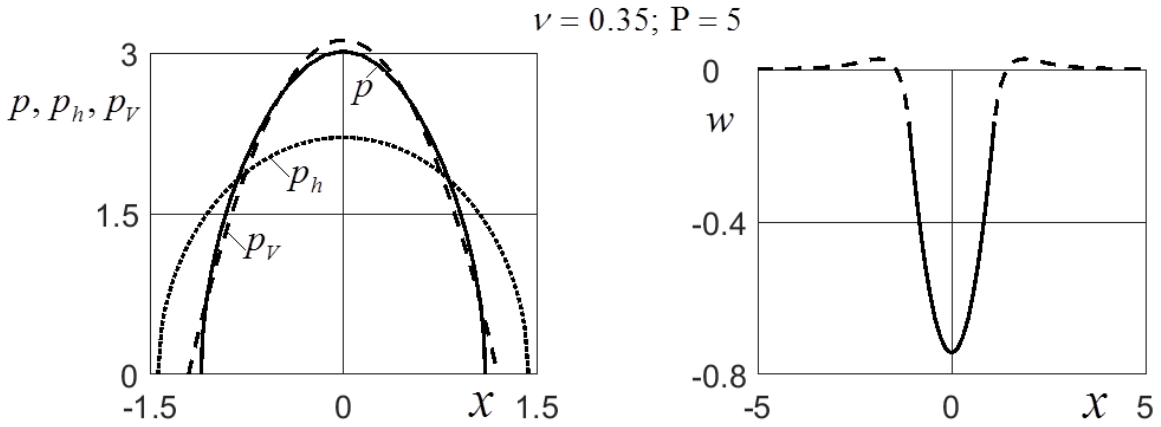


Рис. 2. **Распределения давления и перемещение поверхности слоя при** $\nu = 0.35,\ \mathrm{P} = 5$

областям мало. Такая форма деформированной поверхности слоя близка к форме, которая имеет место в случае, когда перемещение поверхности в данной точке пропорционально давлению в этой точке. При этом модель Винклера дает малую погрешность. Давление $p(x)$ при $\mathrm{P} = 5$ близко к давлению $p_V(x)$ почти во всей области контакта. Давление p_{mh} значительно ниже p_m.

На рис. 3–5 приведены аналогичные зависимости при коэффициенте Пуассона $\nu = 0.48$. В данном случае среда менее сжимаема, чем при $\nu = 0.35$. Если при $\nu = 0.35$ сжатия среды оказывается достаточным, чтобы избежать высокого подъема поверхности в окрестностях граничных точек области контакта, то при $\nu = 0.48$ сжатия недостаточно и происходит выдавливание среды поверх недеформированной границы слоя. В результате в окрестностях граничных точек наблюдаются высокие подъемы поверхности. С ростом нагрузки подъем поверхности возрастает. Вплоть до нагрузки $\mathrm{P} = 10000$ высота этого подъема составляет значительную часть глубины углубления, и использование модели Винклера может привести к большой погрешности.

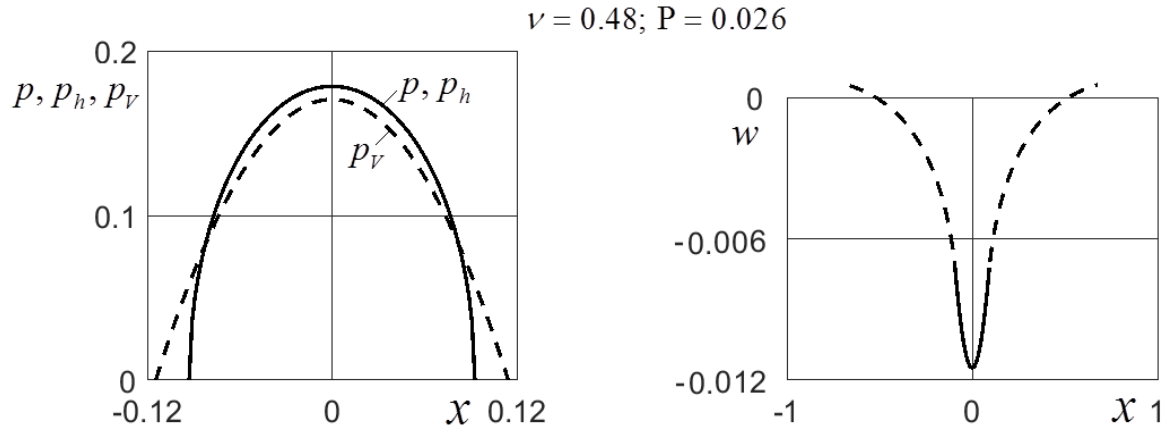


Рис. 3. **Распределения давления и перемещение поверхности слоя при** $\nu = 0.48,\ \mathrm{P} = 0.026$

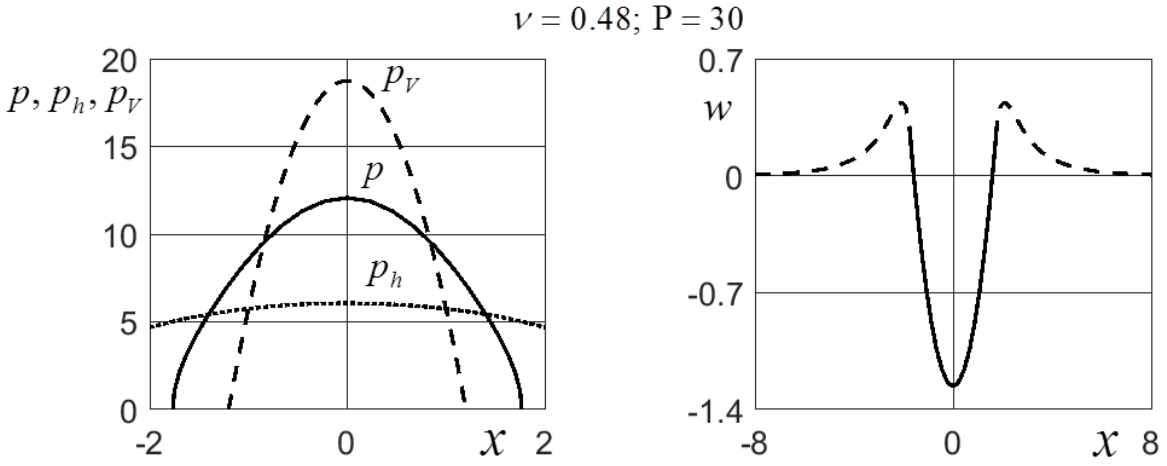


Рис. 4. **Распределения давления и перемещение поверхности слоя при** $\nu = 0.48,\ \mathrm{P} = 30$

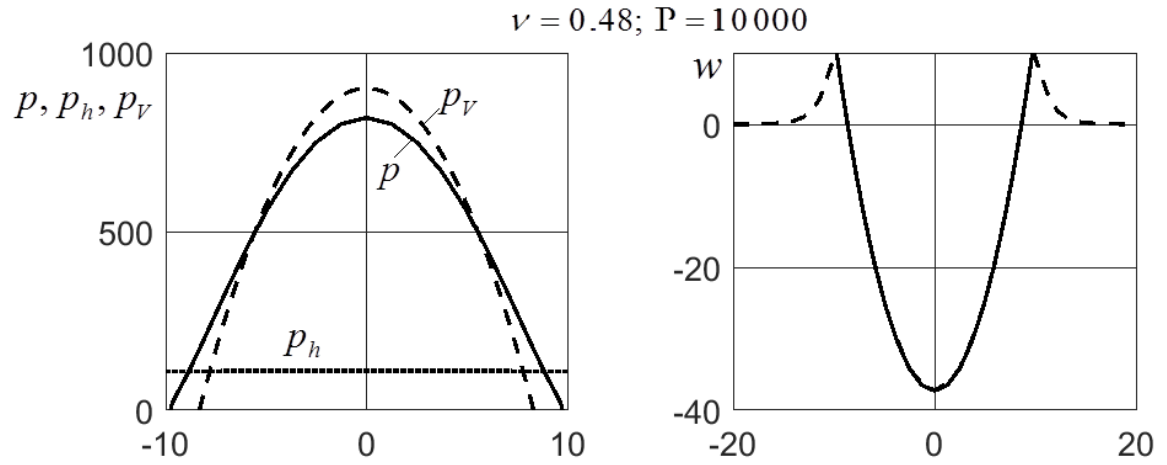


Рис. 5. **Распределения давления и перемещение поверхности слоя при** $\nu = 0.48,\ \mathrm{P} = 10000$

[1] Коднир Д. С. Контактная гидродинамика смазки деталей машин. – М.: Машиностроение. – 1976
[2] Rades, M. Dynamic Analysis of an Inertial Foundation Model//Int. J. Solids Struct..- 1972, Vol. 8, 1353-1372
[3] Lahmar, M.; Haddad and Nicolas, D. Elastohydrodynamic analysis of one-layered journal bearings//Proc. Instn. Mech. Engrs..Part J.- 1998, Vol. 212, 193-205
[4] Усов П.П., Данилов В. Д. Контактная задача для упругого слоя и жесткого цилиндра при наличии сил трения // Трение и износ. – 2007 (28), №3, 225-2

ТРИБОАНАЛИЗ И СИНТЕЗ МАШИНЫ КАК ТРИБОНАДСИСТЕМЫ

Федоров С.В.

E-mail: fedorov@klgtu.ru

Калининградский государственный технический университет, Калининград, Россия.

Машина рассматривается как трибонадсистема, которая состоит из подсистем – трибосистем. С позиций энергоэнтропийного анализа адаптивно-диссипативной природы состояний и свойств трибосистемы предлагается обобщенное правило машины. Обсуждается идея о натуральных и реальных трибосистемах и машинах. Выявляется ряд фундаментальных принципов трибосинтеза натуральных и реальных машин.

Ключевые слова: машина, трибосистема, энергия, энропия, баланс, работоспособность, производительность, повреждаемость, надежность, износ.

TRIBOANALYSIS AND SYNTHESIS OF MACHINE AS TRIBOSUPERSYSTEM

Fedorov S.V.

The machine as supertribosystem is examined which consist of subsystems - tribosystems. Generalized rule of machine is discussed from position of energy and entropy analysis of it. Adaptive-dissipative nature of tribosystem's states and properties is analysed. An idea about natural and constructed tribosystems and machines is discussed. The row of fundamental principles for the natural and constructed machines tribosynthesis is revealed.

Keywords: machine, tribosystem, energy, entropy, balance, efficiency, capacity for work, damagebility, reliability, wear.

Введение

В теории машин [1] их устройство начинают анализировать, представив машину в виде структурной, кинематической схемы. Эти кинематические схемы состоят только из двух компонентов – звеньев, совершающих относительные движения и шарниров – трибопар (рис.1). В хорошо сконструированной машине основные проблемы – это потери энергии в трибопарах. Собственно это характеризует актуальность трибологии.

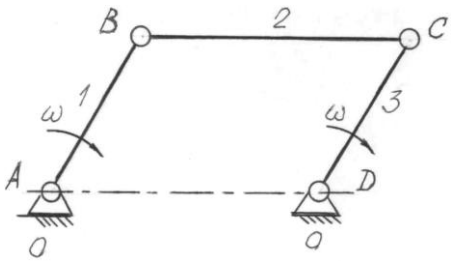


Рис.1. **Элементарная машина, простейший рычажный механизм – шарнирный параллелограмм**

Выделяя машину (механизм) из окружающей среды ее материальными внешними границами, придаем ей смысл системы. Принципиальными подсистемами машин, обладающих основным функциональным смыслом элементов взаимосвязи или объектов трансформации движения (энергии), являются пары трения – трибосистемы. Естественно, что по отношению к трибосистемам **машины являют собой трибонадсистемы.**

В рамках структурно-энергетического анализа процесса трения с использованием уравнений энергетического баланса трения рассмотрены закономерности эволюции состояний и свойств трибосистемы (деформируемого контакта трения).

Изучение закономерностей эволюции состояний и свойств трибосистем [2] показывает, что всю область эволюции трибосистем (рис. 2) возможно разделить на два характерных этапа: этап приработки, когда имеет место подготовка размера и структуры объема трения к формированию критического равновесного состояния, и собственно этап совместимого трения, охватывающий широкий спектр приспособившихся (оптимальных) структур трения.

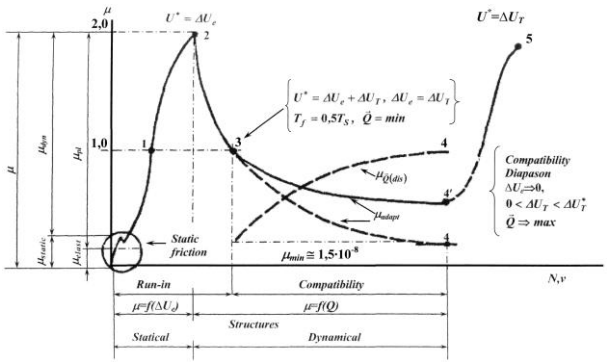


Рис.2. **Структурно-энергетическая диаграмма эволюции трущихся поверхностей [1]**

Работа в области первого этапа неустойчива и нецелесообразна и связана с высоким уровнем повреждаемости трибосистем, вплоть до катастрофического (точка 2) – схватывания и возможного задира. Область же нормальной работы трибосистемы, область совместимого [3] (приспособившегося) трения, характеризуется нормальными уровнями износа, соответствующими естественной и оптимально-минимальной (по износу) реакции объемов трения на внешнее воздействие (нагрузку, среду).

О двух коэффициентах трения совместимого трения

Состояние любой трибосистемы в условиях совместимого трения можно оценить коэффициентом трения, который в рамках уравнения энергетического баланса трения [2] имеет вид

$$\mu = \mu_{adapt} + \mu_{dis_{\vec{Q}}} = \frac{\Delta U_e}{N\ l_f} + \frac{\vec{Q}}{N\ l_f} =$$

$$= \frac{S_U}{S_*} + \frac{\vec{S}_Q}{S_*} = D_{TS} + O_{TS} = 1{,}0\ , \qquad (1)$$

где $\Delta U_e = V_f^* \Delta u_e = V_{adapt} u_e^*$; – изменение скрытой энергии в деформируемом объеме трения; $\vec{Q} = V_f^* \vec{q} = V_{dis} \vec{q}_*$; – тепловой эффект трения в виде энергии динамической диссипации; Δu_e, u_e^* – изменение плотности скрытой энергии и ее критическое значение в контактных объемах; V_f^* – критический объем совместимого (равновесного) трения; μ_{adapt}; $\mu_{dis_{\vec{Q}}}$ – адаптивный (Леонардо да Винчи) коэффициент трения и динамическая компонента диссипативного коэффициента трения; $S_U, \vec{S}_Q, S_*$ – структурная (конфигурационная), инерционная и критическая энтропии трибосистемы; *N*, *l* – нормальная нагрузка и путь трения; D_{TS}, O_{TS} – обобщенные параметры беспорядка (*Desorder*) и порядка (*Order*) элементарной трибосистемы (контактного объема).

В этом уравнении интегральным параметром состояния (повреждаемости и сопротивления движению) трибосистемы является адаптивный коэффициент трения μ_{adapt} совместимого трения. Он связан отношением энтропий $\mu_{adapt} = S_U / S_*$ и поэтому является параметром вероятности состояния неработоспособности («уничтожение» внешнего относительного движения за счет накопления внутренней потенциальной энергии) и повреждаемости трибосистемы

$$\mu_{adapt} = \frac{\Delta U_e}{N\ l_f} = \frac{S_U}{S_*} = Desorder\ . \qquad (2)$$

Диссипативный же коэффициент совместимого трения $\mu_{dis_{\vec{Q}}}$, в данном случае, также является интегральным параметром состояния (содействия движению, т.е. работоспособности). Он связан отношением энтропий $\mu_{dis_{\vec{Q}}} = \vec{S}_Q / S_*$ и поэтому является параметром вероятности состояния работоспособности трибосистемы (содействия относительному движению поверхностей) или КПД трибосистемы [2]

$$\mu_{dis_{\vec{Q}}} = \frac{\vec{Q}}{N\ l_f} = \frac{\vec{S}_Q}{S_*} = Order\ . \qquad (3)$$

Правило натуральной машины как трибонадсистемы

Известно, что энтропия любой термодинамической системы равна сумме энтропий ее отдельных частей (подсистем), т.е. величина аддитивная. Поскольку относительная критическая (конфигурационная) энтропия трибосистемы равна единице, то число трибосистем в машине (сложной системе) определяет, по существу, число машины n_{mach} – степень ее сложности или совершенства. Если учесть, что коэффициенты совместимого трения отдельных трибосистем машины в балансе каждой отдельной трибосистемы всегда меньше единицы, а число машины всегда равно целому числу, следовательно, суммы, как адаптивных коэффициентов трения $\sum \mu_{adapt_i}$, так и диссипативных коэффициентов трения $\sum \mu_{dis_{\vec{Q}\ i}}$ машины (трибонадсистемы) должны быть равными также целым числам.

При этом возможно сделать первый вывод – машина обладает именно признаками машины, когда сумма адаптивных коэффициентов совместимого трения ее трибосистем становится равной единице

$$\sum_1^n \mu_{adapt_i} = 1{,}0\ . \qquad (4)$$

Следовательно, механизм (машина) это устройство, у которого сумма адаптивных коэффициентов совместимого трения (относительных структурных (конфигурационных) энтропий трибосистем) равна единице:

$$\sum_1^n \mu_{adapt_i} = \sum_1^n \frac{S_{U_i}}{S_*} = \mu_U^{mach} = 1{,}0\ . \qquad (5)$$

Отсюда следует, что сумма диссипативных коэффициентов трибосистем машины или относительных ротационно-колебательных (инерционных) энтропий диссипативных структур [2] равна числу машины n_{mach} минус единица:

$$\sum_1^n \mu_{dis_{\vec{Q}\ i}} = \sum_1^n \frac{\vec{S}_{Q_i}}{S_*} = \vec{\mu}_Q^{mach} = n_{mach} - 1. \qquad (6)$$

Интерпретация правила машины в аспекте износа

Поскольку диссипативный коэффициент совместимого трения $\mu_{dis_{\vec{Q}}}$ характеризует собой способность динамической (быстрой) диссипации содействовать движению [2], то, следовательно, сумма диссипативных коэффициентов трения

машины $\sum \mu_{dis_{\vec{Q}\,i}}$, равная целому числу, есть показатель работоспособности или некий параметр надежности машины P_Σ:

$$\sum_1^n \mu_{dis_{\vec{Q}\,i}} = P_\Sigma . \qquad (7)$$

С другой стороны, сумма адаптивных коэффициентов совместимого трения $\sum \mu_{adapt_i}$ есть характеристика сопротивления движению внутри всей машины (накопленная, внутренняя, потенциальная энергия). Как следует из анализа выше, величина $\sum \mu_{adapt_i}$ в машине всегда равна единице, и это определяет существо любой машины. Параметр неработоспособности (деградации внешнего относительного движения) в машине (системе) не равен нулю. Сумма вероятностей состояния (отказа) трибосистем в машине равна единице:

$$\sum_1^n \mu_{adapt_i} = O_\Sigma = 1{,}0 . \qquad (8)$$

Согласно модели движущегося критического объема трения [2], данный результат следует интерпретировать следующим образом: в номинальной (натуральной) машине, в каждый данный момент времени разрушается, находясь в предельном состоянии, одна элементарная трибосистема - величина износа равна объему одного равновесного контакта трения [2]. Именно так возможно трактовать условие (8). Коэффициент трения μ_{adapt}, равный единице [2] характеризует условие предельного энергетического состояния равновесного контакта трения (элементарной трибосистемы).

Здесь этот износ, распределенный по всем трибосистемам машины, представляет собой постепенный отказ, который постепенно приближает трибосистемы к предельному износу. Этот износ, сосредоточенный в одной трибосистеме следует интерпретировать как внезапный отказ. Например, отказ первой трибосистемы – стойки кинематической цепи. Равенство коэффициента трения единице для этой трибосистемы означает ее критическое состояние. Согласно диаграмме (рис. 2) в точке 1 трибосистема попала в зону развития схватывания, далее задир.

Таким образом, в абсолютных единицах общий показатель функционирования машины можно представить числом машины n_{mach}, которое есть сумма показателей работоспособности (порядка) и неработоспособности (беспорядка) трибосистем в машине

$$\sum_1^n \mu_{dis_{\vec{Q}\,i}} + \sum_1^n \mu_{adapt_i} = \left(n_{mach} - 1\right) + 1 = \\ = Order + Desorder = n_{mach} . \qquad (9)$$

В относительных единицах показатели работоспособности машины можно представить в привычном виде, отражающем принципы относительности состояний – порядка и беспорядка трибосистем, образующих машину

$$\frac{\sum_1^n \mu_{dis_{\vec{Q}\,i}}}{n_{mach}} + \frac{\sum_1^n \mu_{adapt_i}}{n_{mach}} = \left(\frac{n_{mach} - 1}{n_{mach}}\right) + \frac{1}{n_{mach}} = 1$$

или принципы вероятности работы (надежности) и вероятности отказа (повреждаемости) системы

$$P(t) + O(t) = 1, \qquad (10)$$

где $$\frac{\sum_1^n \mu_{dis_{\vec{Q}\,i}}}{n_{mach}} = P(t),$$

и $$\frac{\sum_1^n \mu_{adapt_i}}{n_{mach}} = O(t). \qquad (11)$$

Из этих соотношений следует, что вероятность безотказной работы идеальной машины возрастает с увеличением числа трибосистем (степени сложности или совершенства), поскольку абсолютная (мгновенная) величина отказа всегда равна разрушению (предельному состоянию) одной элементарной трибосистемы и, следовательно, вероятность отказа уменьшается.

Коэффициенты трения трибонадсистемы

В наиболее общем случае возможно для машины (сложной системы) записать следующие соотношения:

$$\mu^{mach} = \sum_1^n \frac{S_i}{S_*} = \frac{S_1}{S_*} + \frac{S_2}{S_*} + \ldots + \frac{S_n}{S_*} = n_{mach} ,$$

$$\mu_U^{mach} = \sum_1^n \frac{S_{U_i}}{S_*} = \frac{S_{U_1}}{S_*} + \frac{S_{U_2}}{S_*} + \ldots + \frac{S_{U_n}}{S_*} = 1{,}0$$

$$\vec{\mu}_Q^{mach} = \sum_1^n \frac{\vec{S}_{Q_i}}{S_*} = \frac{\vec{S}_{Q_1}}{S_*} + \frac{\vec{S}_{Q_2}}{S_*} + \ldots + \frac{\vec{S}_{Q_n}}{S_*} = \\ = n_{mach} - 1{,}0 ,$$

$$\mu^{mach} = \mu_U^{mach} + \vec{\mu}_Q^{mach} = n_{mach} . \qquad (12)$$

Здесь S_i, S_n – энтропия i-ой и n-ой трибосистем машины.

Этим соотношениям целесообразно придать смысл наиболее характерных уравнений машины. Здесь, параметры μ^{mach}, μ_U^{mach}, $\vec{\mu}_Q^{mach}$ – можно рассматривать как некие обобщенные коэффициенты трения машины как трибонадсистемы.

Трибологические структурные уровни натуральных машин

Полученная выше информация об обобщённых свойствах машин (трибонадсистем), позволяет выявить и рассмотреть некоторые столь же характерные количественные признаки идеальных (номинальных) машин, т.е. машин, обладающих оптимально-натуральными свойствами. Из правила $\sum \mu_{adapt_i} = 1{,}0$ следует, что не все числовые значения адаптивных коэффициентов совместимого (оптимального) трения μ_{adapt_i} могут в сумме дать единицу, а только вполне определенные (табл. 1).

Таблица 1. **Возможный ряд натуральных трибосистем, образующих машину (трибонадсистему)**

μ_{adapt_i}	$\mu_{dis_{\bar{Q}\ i}}$	$n_{mach_i} = \dfrac{1}{\mu_{adapt_i}}$
0,5	0,5	2
0,25	0,75	4
0,2	0,8	5
0,1	0,9	10
0,05	0,95	20
0,04	0,96	25
0,025	0,975	40
0,02	0,980	50
0,01	0,990	100
0,005	0,995	200
0,004	0,996	250

и т.д.

Правило трибосинтеза машин

В теории механизмов и машин в части образования их из простейших составляющих – звеньев и элементов звеньев известно правило Л. Ассура, согласно которому для простейших рычажных механизмов соотношение между числом звеньев n и элементов звеньев (шарниров) p_5 в присоединяемых к ведущему звену (механизму I класса) равно: $p_5 = 3/2 \cdot n$ (рис. 3).

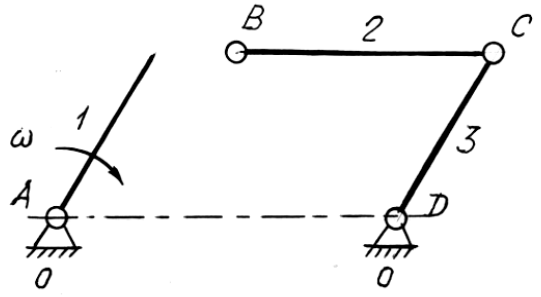


Рис. 3. **Схема кинематической цепи шарнирного параллелограмма, где звено 1 и стойка А – это механизм I-го класса и присоединяемая группа Ассура II-го класса в виде звеньев 2 и 3 и шарниров B, C, D**

Поэтому любой синтезированный механизм имеет также дискретные уровни чисел звеньев и элементов звеньев, входящих в его состав. В связи с этим представляет значительный научно-практический интерес сопоставление правила трибооптимальной машины $\sum \mu_{adapt_i} = 1{,}0$ с правилом количественного структурного устройства машин.

В табл. 2 представлены числовые значения коэффициентов трения для пар трения механизмов, образованных по правилу Л. Ассура. Как видно, рассчитанные нами величины коэффициентов трения (табл. 1) оптимальных машин позволяют образовывать трибооптимальную (номинальную) машину.

Таблица 2**. Подбор коэффициентов трения в трибосистемах для механизмов (машин)**

№	**n**	**p_5**	n_{mach}	$\sum_{1}^{n} \mu_{adapt\ i} = 1{,}0$
1	2	3	4	0,25x4=**1,0**
2	4	6	7	0,05+0,25+(0,2x2)+(0,1x3)=**1,0**
3	6	9	10	0,1x10=**1,0**
4	8	12	13	(0,05x8)+0,2+(0,1x4)=**1,0**
5	10	15	16	(0,05x12)+(0,1x4)=**1,0**
6	12…	18…	19…	0,1+(0,05x18)=**1,0…**

Указанное выше правило единицы выполняется для любого сочетания числа звеньев и элементов в рамках модели Л. Асура для плоских механизмов.

[1] Артоболевский И.И. Теория механизмов и машин. – М.: Наука, 1975.
[2] Фёдоров С.В. Основы трибоэргодинамики и физико-химические предпосылки теории совместимости.- Калининград: КГТУ.- 2003.
[3] Федоров С.В. К исследованию совместимости трущихся поверхностей// Вестник ВНИИЖТ. – 2016, №5, 283-28.

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ЭВОЛЮЦИИ ТРИБОКОНТА. НАНОСТРУКТУРНАЯ МОДЕЛЬ КОНТАКТА ТРЕНИЯ

Федоров С.В.

E-mail: fedorov@klgtu.ru

Калининградский государственный технический университет, Калининград, Россия.

Показаны закономерности эволюции трансформатора энергии - элементарной трибосистемы (контакта трения). Обсуждается идея существования элементарной наноструктуры системы трения – механического кванта. Механический квант представляет собой трибоподсистему, которая образуется при идеальной эволюции трибосистемы.

Ключевые слова: пластическая деформация, эволюция контакта трения, самоорганизация, приспособление, механический квант.

TRIBOCONTACT EVOLUTION REGULARITIES. NANO-STRUCTURAL MODEL FOR FRICTION CONTACT

Fedorov S.V.

The evolution of elementary tribosystem (friction contact) as energy transformer has showed. We discuss the idea of mechanical quanta – the elementary nanostructure of friction system. The mechanical quantum is the subtribosystem, which under ideal tribosystem evolution has formed.

Keywords: plastic deformation, friction contact evolution, selforganization, adaptation, mechanical quantum.

Данная статья в своей основе представляет собой логическое завершение аксиоматического анализа трения скольжения (качения) в рамках предлагаемого автором научного направления трибоэргодинамики [8].

В рамках трибоэргодинамики модель упруго-пластической деформации контактных объёмов рассматривается как обобщённый механизм трансформации и рассеяния энергии и определяет существо сопротивления перемещению поверхностей.

Трение рассматривается как глобальный (энергетический) феномен трансформации относительного движения.

Трение строго подчиняется уравнению энергетического баланса и с термодинамической точки зрения представляет собой конкуренцию двух одновременно протекающих, взаимосвязанных и противоположных тенденций: накопления скрытой (потенциальной) энергии $\Delta U_в$ различного рода дефектов и повреждений структуры контактных объёмов и её высвобождения (рассеяния) Q за счёт протекания различного рода релаксационных процессов.

$$\mu = \frac{\Delta U_{e\Sigma}}{N\,l} + \frac{Q_\Sigma}{N\,l} = \frac{(V_f \Delta u_e)_\Sigma}{N\,l} + \frac{\Delta U_{T\Sigma}}{N\,l} + \frac{\vec{Q}_\Sigma}{N\,l} = \\ = \mu_{adapt} + \mu_{dis} = \mu_{adapt} + \mu_{dis_T} + \mu_{dis_{\dot{Q}}} \qquad (1)$$

Здесь μ – коэффициент трения; μ_{adapt} – адаптивный (Амонтона) коэффициент трения; μ_{dis_T} и $\mu_{dis_{\dot{Q}}}$ – статическая и динамическая компоненты диссипативного коэффициента трения μ_{dis}; ΔU_T – тепловая компонента внутренней энергии; V_f – объем трения; N – нормальная нагрузка; l – путь трения. Плотность внутренней скрытой энергии $\Delta u_в$ является интегральным параметром трибосостояния и повреждаемости (разрушения (Δu_e^*) [11-13]). Значок «сумма» в уравнении (1) означает, что имеет место процесс деформирования контактных объемов двух материалов, образующих трибопару (рис. 1).

Первая тенденция определяет эффект деформационного упрочнения и интегрально характеризует меру повреждаемости (параметр состояния); вторая тенденция определяет тепловой эффект трения и ответственна за квазивязкую составляющую процесса.

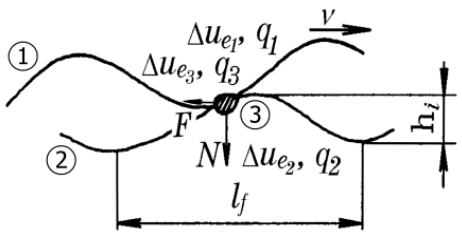


Рис. 1. **Условная схема элементарного контакта при трении. Здесь 1,2,3 в кружочках обозначение трибопары 1 и 2, а также третьего тела 3 (совместимых структур трения); *F, N* - сила трения и нормальная нагрузка; $\Delta u_в$, q с соответствующими индексами 1,2,3 – составляющие энергетического баланса трения уравнения (1) для единицы деформируемого объема трения трибопары.**

Эволюция трибосистемы, представленная в виде диаграммы (рис. 1), имеет адаптивно-диссипативный характер (1).

Эволюционная кривая имеет ряд принципиальных точек (1,2,3,4,5) переходных состояний трибосистемы, которые строго подчинены балансовому принципу трения; между

этими точками существуют наиболее характерные области поведения трибосистемы, отражающие общие свойства её нелинейной динамики.

На рис. 2 можно видеть: 0-1 – участок статического трения и деформационного упрочнения; 1 – точка предельного деформационного упрочнения; 1-2 – участок накачки избыточной энергии; 2 – точка схватывания и перехода внешнего трения во внутреннее (критической неустойчивости); 2-3 – участок образования диссипативных структур (формирование тепловой флуктуации в объеме трения); 3 – точка минимальной совместимости (максимальной фрикционности); 1-2-3 – область самоорганизации; 3-4[1] – участок совместимости; 4 – точка безызносности (аномально-низкого трения); 5 – точка термического схватывания.

Идеальная эволюция трибосистемы симметрична. Процесс начинается и заканчивается в областях упругого поведения. Между ними существует пластический максимум (сильно-возбуждённое состояние) как условие самоорганизации и приспособления.

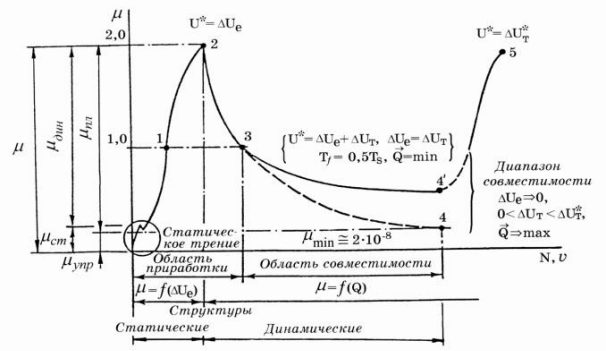


Рис. 2. **Структурно-энергетическая диаграмма эволюции трущихся поверхностей [8-10]. Обозначение на осях: *N, ν* - нагрузка и скорость; $\mu_{ст}$, $\mu_{дин}$, $\mu_{упр}$, $\mu_{пл}$, - статический, динамический, упругий, пластический коэффициенты трения; T_f, T_s - температура вспышки в контактном объеме трения в т.3 и температура плавления.**

В наиболее общем случае закономерности эволюции (адаптации) трибосистем можно представить в виде двух этапов (рис. 2). Первый (0-2) - этап возрастания плотности скрытой энергии Δu_e до предельной величины Δu_e^* в некотором критическом объеме трения V_f^*. Второй (2-4) – этап структурного распада (трансформации) критического объема трения (элементарной трибосистемы) V_f^* на адаптивный V_{adapt} и диссипативный V_{dis} объемы. В пределе (точка 4) этот этап характеризуется полным превращением адаптивного критического объема V_{adapt}^* в объем диссипативный V_{dis}^*.

Обозначенные выше объемы характеризуют различные закономерности преобразования энергии внешнего механического движения при трении. Адаптивный объем V_{adapt} связан с необратимым поглощением энергии деформации. В этом объеме происходит накопление скрытой энергии деформации $\Delta u_в$ и зарождаются очаги разрушения. Диссипативный объем V_{dis} способен обратимо трансформировать (рассеивать) энергию внешнего движения. В нем не происходит накопления скрытой энергии деформации за счет протекания обратимой упруго-вязкопластической деформации.

Диссипативный объем трения осуществляет обратимую упругую трансформацию энергии внешнего механического движения с плотностью $\vec{q}^*$, равной критической плотности скрытой энергии u_e^*.

Кульминацией эволюции трибосистемы является её конечное и предельное состояние точки 4 – состояние аномально-низкого трения и безызносности (максимальной работоспособности).

При идеальной эволюции трибосистемы адаптивный (Амонтона) коэффициент трения μ_{adapt} в точке 2 диаграммы резко падает, достигая в т.4 величины упругого коэффициента трения μ_{elast}. Для т.4 области совместимости 3-4 уравнение энергетического баланса (1) следует записать в виде:

$$\mu_{adapt} = \mu^* - \mu_{diss} = 1 - \mu_{diss} =$$
$$= \mu_{plast} = 0 = \mu_{elast};\ \mu^* = 1{,}0 \qquad (2)$$

Таким образом, имеем в т.4 идеальной эволюции контактного объема трения условие идеально упруго-вязкопластической деформации. Это собственно, и показывает соотношение (2), т.е. коэффициент трения Амонтона μ_{adapt}, будучи, по сути, пластическим коэффициентом трения μ_{plast} имеет минимальную величину, равную нулю. Следовательно, пластическое трение становится упругим с коэффициентом трения μ_{elast}. Это означает, что пластическая деформация контактного объема трения реализуется с максимальной динамической диссипацией ($\vec{Q} = \max$), накопленной скрытой энергии. Величина накопленной энергии в т.4 равна нулю ($\Delta U_e = 0$), что доказывает идеальное состояние при полной эволюции контактного объема. С физической точки зрения такое состояние можно объяснить полным рассеянием накопленной в т.2 энергии ΔU_e^*, по вновь образованным структурам т.4 в виде упругой энергии взаимодействия между ними (энергии динамической диссипации $\vec{Q}^*$). Здесь $\mu_{dis} = 1{,}0$.

Сами же структурные элементы бездефектны – $\mu_{adapt} = 0$, а трение упруго – $\mu = \mu_{elast}$.

Показано [8], что величина минимального адаптивного объема трения $V_{adapt}^{\min}$, соответствующая нулевому значению пластической компоненты трения μ_{adapt}, не равна нулю, а равна размеру некоего минимального структурного элемента деформируемого твердого тела.

Итогом идеальной эволюции элементарной трибосистемы является образование уникальной наноструктуры – механического (нано) кванта. Для т.4 диаграммы эволюции трения имеем уравнение квазиидеального твердого тела –

$$\vec{Q}^* = \vec{S}_Q T = \mu_{dis}^* N l_f = V_f^* u_e^* = V_f^* \vec{q}_* , \qquad (3)$$

которое есть частный случай решения уравнений энергетического баланса трения (1), при $\mu_{adapt} = 0$ и $\mu_{dis} = 1 = \mu_{dis}^*$. Здесь $\vec{S}_Q$ – инерционная энтропия совместимого объема трения; T – характеристическая температура контактного объема трения; l_f – линейный размер объема трения.

Соответственно, в условиях максимальной совместимости (т.4), когда трибосистема реализует полный эволюционный цикл приспособления с образованием наиболее совершенной, диссипативной структуры, ее (структуры) поведение подчиняется уравнению состояния квазиидеального твердого тела, т.е. следует полагать, что взаимодействия между элементами этой структуры минимизированы – состояние идеальной упругости в динамике.

Уравнение (3), с учетом формулы Планка-Больцмана $S = k \ln W$ и реального числа атомных осцилляторов N_f в объеме элементарной трибосистемы V_f^*, приводится к виду:

$$\mu_{diss} = \frac{\vec{S}_Q T}{N l_f} = \frac{k T N_f \ln W}{N l_f}; \qquad (4)$$

$$\mu_{adapt} = 1 - \frac{k T N_f \ln W}{N l_f} = 1 - \frac{\vec{S}_Q T}{N l_f} = \frac{S_U T}{N l_f} \qquad (5)$$

объясняющему закономерности трения с точки зрения эволюции систем. Трибосистема всегда стремится к некоторому оптимальному состоянию, характеризуемому μ_{adapt}, т.е. к наиболее вероятному состоянию $W' = N_f \ln W$ для данных условий трения. Здесь N_f – число атомов (осцилляторов) в объеме трения $V_{diss}^{\max} = V_f^*$; k – постоянная Больцмана; W – вероятность состояния; S_U – конфигурационная энтропия совместимого объема трения.

Анализ и решение уравнений (4)-(5) определяет параметр состояния (порядка) трибосистемы – $W = e^3 = 20{,}08553696$..

Число термодинамической вероятности состояния W, равное 20,08553696 интерпретируется [8] как наименьшее число линейных, атомных осцилляторов в одном из трех направлений минимального адаптивного объема трения $V_{adapt}^{\min}$, соответствующего состоянию практически абсолютного упругого трения – аномально низкого трения (безопасному порогу деформации). Соответственно число атомных осцилляторов в этом объеме равно $W^3 = 8103{,}083969$.

Предлагается универсальная постоянная трения $R_f = kN_f$ [8,10], которая по физическому смыслу характеризует «энергетический размер» элементарной трибосистемы (*TS*), содержащей в идеальных условиях одинаковое число атомных осцилляторов N_f (механических квантов N_Q).

$$R_f = kN_f = kW^3 N_Q = R_{MQ} N_Q ; \left(\frac{Дж}{град \cdot TS}\right);$$

$$R_{MQ} = kW^3 ; \quad \left(\frac{Дж}{град \cdot MQ}\right). \qquad (7)$$

Размер минимального адаптивного объема трения $V_{adapt}^{\min}$ по своей величине совпадает с размером субмикроскопической зоны в устье трещины, которая для металлов равна $(4 \div 9) \cdot 10^{-6}$ мм, т.е. с размером критического объема, ответственного за разрушение. Размер минимального адаптивного объема трения $V_{adapt}^{\min} = V_{elast}$, следует представить как размер некоего механического «Кванта». Этот механический квант представляет собой минимальное число атомов, способных обеспечить такое их конфигурационное распределение (структуру), которое обладает свойством обратимо воспринимать и рассеивать (возвращать) энергию внешнего механического движения (воздействия). Он также представляет собой наименьшее структурное образование в условиях пластической деформации и образуется при переходе трибосистемы (деформируемого объема) через предельно активированное (критическое) состояние (см. рис. 3) вследствие развития самоорганизационных процессов адаптации трибосистемы. Расчеты показывают, что в объеме трения V_f^* число таких механических квантов равно числу $0{,}63 \cdot 10^8$ [8-10], т.е. безопасному числу циклов усталости.

Взаимное ротационно-колебательное движение этих механических квантов относительно друг друга внутри элементарной трибосистемы определяет состояние наиболее совершенной диссипативной структуры трения. Собственно, такое состояние описывается уравнением состояния квазиидеального твердого тела (3), когда взаимодействие между элементами структуры контакта (механическими (нано) квантами) минимизировано – состояние идеальной упругости квазивязкого течения.

Расчетный коэффициент трения между квантами равен, примерно 10^{-8} [8-10].

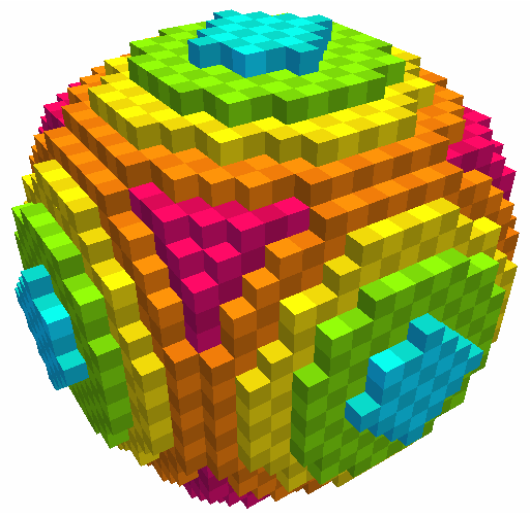


Рис. 3. **Кристалл элементарной трибонаноструктуры – механический квант**

Идеальное, квазиупругое состояние контакта при его полной эволюции представляет собой эффект наиболее полного рассеяния энергии внешнего механического движения по вновь образованным (по механизму самоорганизации в окрестности критического состояния) структурным элементам – механическим квантам (динамическим осцилляторам), которые реализуют наиболее полное ротационно-колебательное их поведение относительно друг друга в объёме элементарной трибосистемы. При этом сопротивление их относительному взаимодействию минимально – упруго и соответствует упругости идеальных атомарных (термодинамически равновесных) взаимодействий на уровне электронных оболочек.

Универсальные константы механического кванта и элементарной трибосистемы (материальной точки) определяют как квантовую модель демпфирования поверхностей

$$\mu_{dis} = \frac{3R_{MQ}T\,n_i}{N\,l_f} = \frac{U_{1Q}n_i}{U_{1Q}n_*} = \frac{n_i}{n_*} = 1-\mu_{adapt};$$

$$\mu = 1-\frac{n_i}{n_*} = \frac{n_{dest}}{n_*}, \qquad (8)$$

учитывающей кванты разрушения n_{dest} (необратимая компонента процесса) и кванты демпфирования n_i (обратимая, упругая компонента (число усталости)), так и вероятностную модель эволюции трибосистемы к наиболее упорядоченному состоянию

$$\mu_{adapt} = 1-\mu_{dis} = 1-\frac{R_f T \ln W_i}{N\,l_f} = 1-\frac{\ln W_i}{\ln W_*}. \qquad (9)$$

здесь R_{MQ} постоянная деформирования (трения); $3R_{MQ}T = U_{1Q}$ энергия одного механического кванта; W_i и W_* – текущая и предельная вероятности состояний совместимых трибосистем.

Согласно модели квантового демпфирования поверхностей при трении в условиях наиболее полной эволюции (адаптации) элементарной трибосистемы все механические кванты за исключением одного, упруго и обратимо трансформируют энергию внешнего воздействия (механического движения). Один механический квант излучения ($\cong 8103$ атомов) – есть минимальная потеря (существо безызносности или же эталон износа).

Собственно, принцип механического кванта определяет наноквантовые уровни всех параметров трения совместимых трибосистем и др.

[1] Fedorov S.V. Selforganized nano-quantum solid lubricant// Tribologue + Schmierungstechnik. - 63 Jahrgang, 2016 (3), 5-13.
[2] Федоров С.В. К исследованию совместимости трущихся поверхностей// Вестник ВНИИЖТ. – 2016, №5, 283-28.
[3] Fedorov S.V., Assenova E. Synergy and Self-organization in Tribosystem's evolution. Energy Model of Friction// 9th International Conference on Tribology (Balkantrib'17) IOP Publishing IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 295 (2018) 012028 doi:10.1088/1757-899X/295/1/012028.

РЕЛАКСАЦИЯ РАЗРУШЕНИЯ СМАЗОЧНОГО СЛОЯ НА ПОВЕРХНОСТЯХ ТРУЩИХСЯ ТЕЛ В ПРОЦЕССЕ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ

[1]Фейзова В.А.

E-mail: Valentina.feizova@yandex.ru

[1]ФГБОУ ВО «Ростовский государственный университет путей сообщения», г. Ростов-на-Дону, Россия.

Интерпретированы нерегулярные колебания функции диссипации механической энергии в трибосистеме трения скольжения, как результат релаксации «залечивания» разрушенного смазочного материала в процессе трения за счет полимеризации продуктов деструкции смазочного материала на поверхностях трения.

Ключевые слова: диссипация, трение качения с проскальзыванием, вероятные химические реакции, стандартная энергия Гиббса.

RELAXATION OF DESTRUCTION OF LUBRICATING LAYER ON SURFACES RUBBING BODIES DURING SLIDING FRICTION

Feizova V.A.

Irregular oscillations of the mechanical energy dissipation function of sliding friction tribosystem are interpreted as a result of the relaxation "healing" of the destroyed lubricant in the process of friction due to the polymerization of the products of distraction of the lubricant on the friction surfaces.

Keywords: dissipation, friction rolling with slippage, probable chemical reactions, standard Gibbs energy.

В работе [1] были высказаны соображения о том, что при смешанном и граничном трении при наличии смазочного материала в трибозазоре возможно хроматографическое разделение компонентов этого материала, в том числе и продуктов его деструкции, которая может происходить в результате механоактивации при трении, а также под действием температуры на участках непосредственного трибоконтакта. В этой же работе была показана возможность взаимодействия продуктов деструкции между собой после выхода из трибозазора и своеобразного «залечивания» нарушенных участков адсорбции на трущихся телах на их поверхностях. Там же было сделано предположение, что процесс «залечивания» может происходить по кинетической реакции первого порядка. Такой порядок позволяет облегчить нахождение константы скорости этой реакции и ее активационные параметры. Как было высказано в цитированной работе [1], протекание указанной реакции приводит к колебаниям величины коэффициента трения скольжения, так как в зоне непосредственного фрикционного контакта постоянно будут встречаться как участки, освобожденные от адсорбционной пленки смазочного материала, так и участки с «залеченной» адсорбционной пленкой.

На «рис. 1» приведена зависимость величины диссипации механической энергии в системе трения скольжения от времени при использовании в качестве смазочного материала твердого стержня, выполненного из эпоксидной смолы ЭД-20, отвердителя Этал-45М и наполнителя гранул полиэтилена низкого давления диаметром порядка 2 мм. Масса гранул составляла 44 % от всей композиции.

Испытания проводились на стандартной машине для испытания материалов на трение и износ 2070 СМТ-1 [2]. Стержень прижимался к верхнему ролику с силой не более 5 Н. в системе «ролик-ролик» при нагрузке P = 400 Н. Для испытаний использовались ролики марки сталь 65, диаметром 40 мм и шириной поверхности катания 10 мм. Частота вращения ролика 300 мин$^{-1}$, проскальзывание 15 %. Момент силы трения фиксировался путем регистрации сигналов при помощи программного обеспечения ZetLAB.

Под величиной диссипации I_Q понималась функция согласно формуле (1) [3].

$$I_Q = K\omega\int_0^N [Q(\omega)]d\omega\,. \qquad (1)$$

где I_Q – интегральная оценка диссипативной составляющей амплитудо-фазочастотной характеристики (функция диссипации), определяющая диссипативные свойства подсистемы машины и процесса трения как динамической связи; $Q(\omega)$ – мнимая частотная характеристика функции передачи; K – нелинейный коэффициент пропорциональности размерности Н·с·м$^{-1}$, численное значение которого имеет неограниченное множество для всего многообразия стационарных траекторий движения фрикционных подсистем.

Следуя соображениям, высказанным в работе [1], мы попытались оценить кинетическую константу скорости «залечивания» участков, с которых убрана адсорбционная пленка, так и активационный параметр этой реакции. Под временем полупревращения «залечивания» адсорбционной пленки рассматривалось временное расстояние между всплесками на кривой функции диссипации – время «рис. 1».

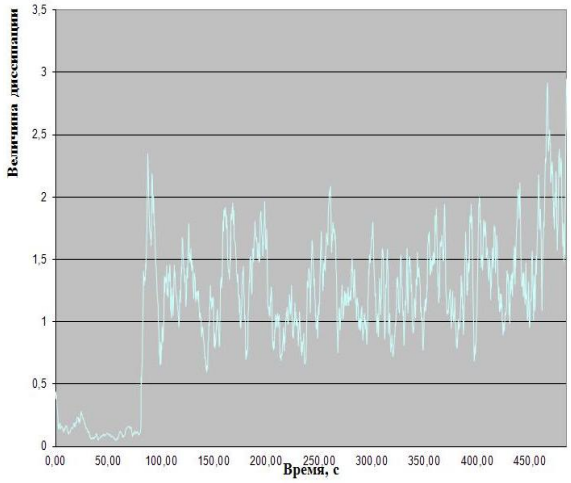


Рис. 1. **Зависимость функции диссипации механической энергии от времени в трибосистеме**

Для величины $t_{1/2}$ использовалось хорошо известная в химической кинетике [4] формула (2).

$$k = \frac{\ln 2}{t_{1/2}}, \qquad (2)$$

где k – константа скорости химической реакции первого порядка.

Связь между константой скорости k и активационными параметрами химической реакции дается формулой (3) [4]

$$k = \frac{RT}{N_A h} e^{\frac{-\Delta G}{RT}}. \qquad (3)$$

Здесь ΔG — изменение стандартной энергии Гиббса активированного комплекса химической реакции; N_A – число Авогадро; h — постоянная Планка. Активированный комплекс отвечает переходному состоянию, то есть соединению между частицами реагентов в окрестности вершины потенциального барьера химической реакции. Из уравнения (3) по известному значению периода полупревращения величина ΔG для рассматриваемого случая выразится как

$$\Delta G = -RT \ln \frac{kN_A h}{RT}. \qquad (4)$$

В «табл. 1» приведены промежутки времени между всплесками на графике, трактуемые нами, как $t_{1/2}$ и отвечающие им величины константы скорости k и ΔG, вычисленные нами по формулам (2) и (3). Как видно из «табл. 1» значения величин ΔG близки между собой, среднее арифметическое этих величин равно 80 кДж и также близко к их значениям в «табл. 1».

Аналогичным образом были рассчитаны величины ΔG для смазочных материалов составом: эпоксидная смола, отвердитель Этал-45М и 58% полиэтилен низкого давления; эпоксидная смола, отвердитель ТЭТА и 44% термоклей; эпоксидная смола, отвердитель Этал-45М и 33% термоклей. Соответственно, 80 кДж, 77 кДж,79 кДж составила величина энергии ΔG.

Таблица 1. **Соответствие величины энергии ΔG от времени всплесков величины диссипации t**

t, с	1,50	4,75	5,75	6,00	5,00	2,25	2,00	4,75	7,75	8,50
ΔG, кДж	75,4	78,2	78,7	78,8	78,4	76,4	76,1	78,2	79,5	79,7

Аналогичным образом были рассчитаны величины ΔG для смазочных материалов составом: эпоксидная смола, отвердитель Этал-45М и 58% полиэтилен низкого давления; эпоксидная смола, отвердитель ТЭТА и 44% термоклей; эпоксидная смола, отвердитель Этал-45М и 33% термоклей. Соответственно, 80 кДж, 77 кДж,79 кДж составила величина энергии ΔG.

Как мы полагаем, механоактивация, в первую очередь, образует непредельные углеводороды из полиэтилена, как наполнителя, которые меньшей молекулярной массы, чем молекулы самого полиэтилена. При этом деструкция полиэтилена, скорее всего, протекает по радикальному механизму. Тогда в осколках разорвавшихся молекул полиэтилена двойные связи должны появляться на концах молекул этих осколков, что облегчает последующую полимеризация этих частиц на поверхностях, трущихся тел. Мы считаем, что полимеризация этих продуктов протекает термически уже вне зоны непосредственного фрикционного контакта.

При трении адсорбционная пленка в зоне непосредственного фрикционного контакта снова частично разрушается и вновь регенерируется при поступлении в систему новых порций непредельных продуктов деструкции. Этот процесс и обусловливает колебания диссипативной функции и величины силы трения в трибосистеме.

Анализируя разные варианты смазочных покрытий, нами было определено, что оптимальным, с точки зрения восстановления и регенерации смазочного слоя, является термопластическая основа – полиэтилен низкого давления, что подтверждается теоретическими предпосылками. Анализ трибоспектральных характеристик подтверждает отсутствие явных всплесков по амплитуде колебаний при наличии постоянного фазового сдвига.

Термостабильность полиэтилена низкого давления обеспечивает соответствующий термореактив, который находится в составе силовой матрицы и устойчив к температурным изменениям. Термопласт в данном случае играет роль восстановителя разрушенного слоя смазочной пленки за счет температуры вспышки, которая совпадает с соответствующей температурой плавления данного термопласта при наличии постоянства характеристик термореактивов, которые являются силовой матрицей.

Полученные нами активационные параметры реакции «залечивания» мы сравнили с известными активационными параметрами реакции полимеризации олефинов (соединений с двойными связями). Известны следующие величины из литературы [5]. Для большинства мономеров с одной двойной связью различают следующие энергии активации реакции полимеризации: E_p, E_u и E_0 – энергии активации реакций роста, инициирования и обрыва цепи соответственно, E – общая энергия активации E_p = 30 кДж/моль, E_0 = 13 – 20 кДж/моль; E_u = 125 кДж/моль, поэтому общая величина энергии активации E приблизительно равна 85 кДж/моль [5]. Отметим, что величина ΔG — изменение энергии Гиббса активированного комплекса, оценённая нами, несколько меньше энергии активации на величину $T\Delta S^{\neq}$, где $\Delta S^{\neq}$ — изменение стандартной энтропии активации [4].

Рассчитанные оценки для периодов превращений от 0,07 с до 0,48 с согласуются с величиной общей энергии активации E полимеризации олефинов, то есть на поверхности трущихся тел при наличии смазочного материала полимеризация адсорбционной пленки идет по термическому пути за счет деструкции, находящегося в зоне непосредственного фрикционного контакта смазочного материала.

Работа выполнена при финансовой поддержке ОАО «РЖД» (шифр 2.260).

[1] Булгаревич С. Б., Бойко М. В., Лебединский К. С. Адсорбционное разделение компонентов жидкого смазочного материала на поверхностях трущихся тел при трении скольжения // Трение и износ. – 2015, № 6, 690 – 698.
[2] Материалы конструкционные и смазочные. Методы экспериментальной оценки коэффициента трения / ГОСТ 27640-88.
[3] Способ динамического мониторинга ФМС / Патент РФ 2517946.
[4] Химическая кинетика и катализ / Панченков Г. М., Лебедев В. П. – М.: Химия. – 1974.
[5] Энциклопедия полимеров / Под ред. Кабанова В. А. и др. – М.: Советская энциклопедия. – 1977 (3).

ДИАГРАММЫ СОСТОЯНИЯ МОМЕНТ ТРЕНИЯ – СОСТАВ ДЛЯ НЕКОТОРЫХ ЖИДКИХ СМАЗОЧНЫХ СИСТЕМ ПРИ ТРЕНИИ КАЧЕНИЯ С ПРОСКАЛЬЗЫВАНИЕМ

[1]Фейзова В.А., [2]Булгаревич С.Б., [2]Фейзов Э.Э., [2]Бойко М.В.

E-mail: bulgarevich@rambler.ru

[1] Дирекция по ремонту ТПС ОАО "РЖД", г. Ростов-на-Дону, Россия;
[2] ФГБОУ ВО «Ростовский государственный университет путей сообщения», г. Ростов-на-Дону, Россия.

На основе анализа диаграмм состояния момент трения – состав рассматриваются вероятные химические соединения в зоне фрикционного контакта, обеспечивающие свойства смазочной композиции, в зависимости от исходного состава смазочной композиции.

Ключевые слова: момент трения, диаграммы состояния, трение качение с проскальзыванием, вероятные химические соединения.

DIAGRAMS OF CONDITION FRICTION MOMENT - COMPOSITION FOR SOME LIQUID LUBRICATION SYSTEMS WITH FRICTION FRICTION WITH SLIPPER

Feizova V.A., Bulgarevich S.B., Feizov E.E., Boiko M.V.

Based on the analysis of the state diagrams, the frictional moment-composition, probable chemical compounds in the frictional contact zone are considered that provide the properties of the lubricating composition, depending on the initial composition of the lubricant.

Keywords: friction torque, state diagrams, friction rolling with slippage, probable chemical compounds.

Введение. Изучение физико-химических свойств многокомпонентных систем в зависимости от их состава называют физико-химическим анализом. Физико-химический анализ обычно основан на построении диаграмм состав-свойство [1, 2]. Свойством может быть любая термодинамическая переменная: температура фазового перехода, плотность, диэлектрическая проницаемость, оптическая плотность и т.д. [3, 4].

Материалы и методы. В известной нам литературе не встречались работы, в которых бы рассматривались диаграммы состояния «трибологическое свойство – состав смазочной

композиции» во всем диапазоне исходных составов. В этой связи нами был рассмотрен ряд простейших бинарных жидких смазочных систем типа: «момент трения – состав» во всем диапазоне составов для таких смазочных композиций как вода-глицерин, вода-изопропиловый спирт, глицерин-изопропиловый спирт. Состав выражался в мольных долях, момент трения в Н·м. О взаимодействии между компонентами смазочной композиции судили по отклонениям от аддитивности (экстремумам) диаграмм «состав-свойство». Мольные доли рассчитывались по формуле (1):

$$x_i = \frac{\frac{(C_{\%})_i}{M_i}}{\frac{(C_{\%})_1}{M_1} + \frac{(C_{\%})_2}{M_2}}. \qquad (1)$$

Здесь x_i – мольная доля i-го компонента, например, первого (А) или второго (В); $(C_{\%})_i$ – процентная доля i-го компонента; M_i – молекулярная масса i-го компонента. Простая аддитивность (отсутствие взаимодействий между компонентами) вычислялась согласно формулы (2), а отклонения от аддитивности – по формуле (3):

$$y_{адд} = (1-x)y_A + xy_B, \qquad (2)$$

$$y_{откл} = y - y_{адд} = y - [(1-x)y_A + xy_B], \qquad (3)$$

где $y_{адд}$ - момент трения бинарной системы при определенном составе бинарной системы в отсутствии взаимодействий между компонентами А и В, y - момент трения бинарной системы при определенном составе бинарной системы при наличии взаимодействий между компонентами А и В, y_A и y_B - моменты трения чистых компонентов А и В соответственно. Величина x на графиках систем означает мольную долю компонента В.

Испытания проводились на машине для испытания материалов на трение и износ 2070 СМТ-1 в системе «ролик-ролик» при нагрузке Р = 700 Н. Для испытаний использовались ролики марки сталь 65, диаметром 40 мм и шириной поверхности катания 10 мм. Частота вращения ролика 300 мин$^{-1}$, проскальзывание 15%. Момент трения фиксировался путем регистрации сигналов при помощи ПО ZetLAB. Испытания со смазочными материалами проводились с погружением ролика в среду из двух компонентов и, вращаясь с частотой 300 об/мин., он тщательно перемешивал вещества. Коэффициент трения при всех испытаниях не превышал значения 0,25.

Результаты и их обсуждение. Ниже приводятся графики изученных систем и их обсуждение.

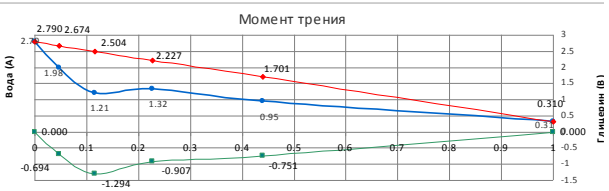


Рис. 1. **Система вода (А) – глицерин (В)**

Верхняя прямая на графике отражает аддитивность взаимодействия между компонентами согласно формуле (2). Вторая сверху кривая – зависимость момента трения от состава. Нижняя кривая – отклонение от аддитивности экспериментальной зависимости.

Как видно, взаимодействия происходят в большом избытке воды. Для формального комплекса $(вода)_7(глицерин)$ или $(вода)_8(глицерин)$ в соответствии с составом, где наблюдается экстремум, хорошо выражен комплекс с минимумом силы трения. Вряд ли имеется именно такой комплекс в соответствии с составом. Скорее всего, на фоне смазочной основы, которой является вода, глицерин работает как адсорбционная присадка и именно при концентрации x = 0.115, указанной на графике, глицерин наиболее эффективен как присадка.

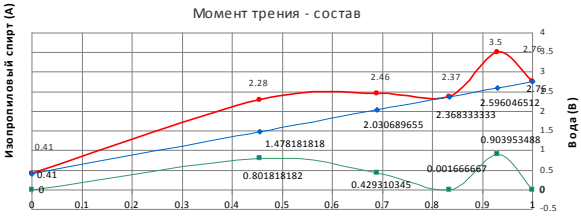


Рис. 2. **Система изопропиловый спирт (А) – вода (В)**

На этом графике явно выраженный максимум в точке x = 0.45 что почти x = 0.5 и соответствует комплексу 1: 1 (изопропиловый спирт)·(вода). Далее хорошо выраженный минимум в точке x = 0.83, что соответствует комплексу 1:5 (изопропиловый спирт)·$(вода)_5$. Здесь вода видимо хорошо гидратирует изопропиловый спирт и состав комплекса соответствует составу гидратной оболочки этого спирта. Отметим, что мало гидратированный изопропиловый спирт (1:1) только увеличивает силу трения (гидрат прочный и его молекула больше молекулы спирта), а большой гидрат (1:5) уменьшает, видимо потому, что несколько увеличивает зазор между трущимися телами. Еще более гидратированный изопропиловый спирт (1:11) и более, приводит к максимуму. Видимо гидрат достаточно прочное и объемное образование, которое в избытке воды увеличивает ее вязкое скольжение (перескоки вакансия → молекула, молекула → вакансия).

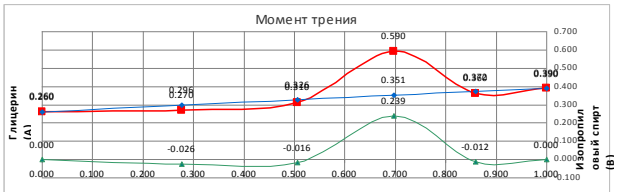


Рис. 3. **Система глицерин (А) - изопропиловый спирт (В)**

В этой системе наблюдается хорошо выраженный максимум силы трения в точке х примерно равной 0.7. Состав комплекса между компонентами можно подтвердить простым расчетом. Для комплекса состава 1:2 имеем:

$$\frac{x}{1-x} = 2 \Rightarrow 2 - 2x = x \Rightarrow x = \frac{2}{3} \approx 0.67 \cdot$$

Для 1:3 имеем

$$\frac{x}{1-x} = 3 \Rightarrow 3 - 3x = x \Rightarrow x = \frac{3}{4} = 0.75 \cdot$$

Наиболее вероятен комплекс состава 1:2 (глицерин)·(изопропиловый спирт)$_2$. Молекула глицерина содержит три группы ОН, которыми она может удержать с помощью водородных связей три молекулы изопропилового спирта, но, видимо, ввиду стерических затруднений, удерживаются только две молекулы. Наверно это достаточно прочное и объемное образование, которое в избытке изопропилового спирта уменьшает его вязкое скольжение при трении (перескоки: вакансия → молекула, молекула → вакансия).

При снижении нагрузки до 300 Н глицерин имеет возможность удерживать еще одну молекулу изопропилового спирта и образуется комплекс 1:3.

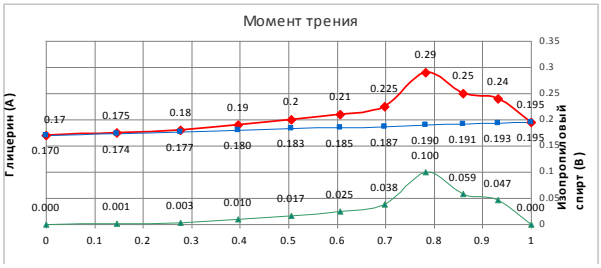


Рис.4. **Система глицерин (А) - изопропиловый спирт (В)**

Очевидно, что другими способами, чем тот, который мы здесь применили, при анализе систем «момент трения – свойство» вряд ли удалось бы выявить такие подробности взаимодействий между молекулами компонентов в смазочной среде.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда (проект №14-29-00116).

[1] Мелвин-Хьюз Э.А. Физическая химия.– М. : Изд-во ин. лит., 1962. – 1148.
[2] Даниэльс Ф., Олберти Р. Физическая химия. – М.: Мир, 1978. – 645 с.
[3] Диаграммы состояния двойных и многокомпонентных систем на основе железа: Справочное издание / Под ред. Банных О.А. – М.: Металлургия, 1986. 440 с.
[4] Булгаревич С.Б., Рыбалкина Л.Е., Мовшович Д.Я., Коган В.А., Садеков И.Д., Осипов О.А. Комплексообразование диарилтеллурдигалогенидов с SbCl5 в растворах // Журнал общей химии, 1984. – Т. 54. – № 10. – С. 2281-2287.

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ТРЕНИЯ ПРИ ДОРНОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ НИТИНОЛА

Хасьянова Д.У.

E-mail: dinara.khasyanova@mail.ru

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва, Россия.

В статье описаны особенности процесса трения при формоизменения деталей из нитенола, описаны условия влияния температуры на термомеханические характеристики сплава при трении дорна и поверхности детали. Представлен анализ выбора смазки для осуществления процесса дорнования деталей при криогенных температурах.

Ключевые слова: нитинол, эффект памяти формы, дорнование.

THE FEATURES OF THE FRICTION PROCESS IN THE BREAKING PROCESS OF DETAILS FROM NITINOL

Khasyanova D.U.

The article describes the features of the friction process in the burnishing of details from nitinol, described the conditions of the temperature effect on thermomechanical characteristics of the alloy by friction. The analysis of the lubricant selection for the burnishing process of details at cryogenic temperatures.

Keywords: nitinol, shape memory effect, burnishing.

Эффект памяти формы (ЭПФ) – это частичный или полный возврат деформированного материала при нагреве. Заданная деформация осуществляется при температурах, ниже интервала прямого мартенситного превращения (МП).

Если процессу термического формовосстановления создать препятствие, то в материале «рис. 1», генерируются реактивные напряжения, которые превышают деформационные.

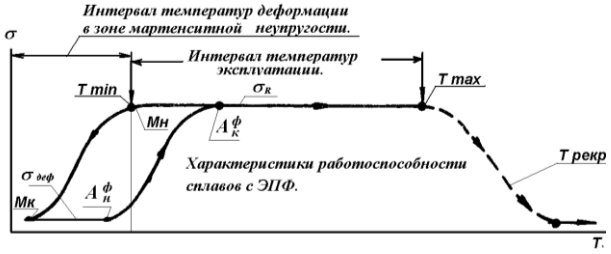


Рис. 1. **Зависимость реактивных напряжений, возникающих в материале при термическом формовосстановлении в условиях противодействия от температуры: $M_н$, $M_к$ - температуры начала и конца прямого мартенситного превращения; $A^ф_н$, $A^ф_к$ – температуры термического формовосстановления; $A_н$, $A_к$ – точки начала и конца обратного мартенситного превращения; 1-интервал температур эксплуатации. $σ_{деф}$, - напряжения деформирования мартенсита неупругости. $σ_R$ - напряжения термомеханического возврата**

Температуры формовосстановления $A^ф_н$, $A^ф_к$ в отличие от $A_н$, $A_к$ имеют сдвиг в область повышенных температур. Величина реактивных напряжений зависит от степени недовосстановления и жесткости противодействия. Верхняя граница температур эксплуатации для деталей из TiNi составляет Tmax = 280^0C, которая определяется началом развития в материале процесса релаксировании, приводящего к необратимой пластичности. [1]

Термомеханические соединения трубопроводов (ТМС) являются наиболее отработанной и широко применяемой в производственном отношении сферой применения сплавов с ЭПФ. Простота монтажа, высокие эксплуатационные характеристики и широкие технологические возможности обусловили их массовое применение в судостроении, атомной и авиакосмической технике.

Для эксплуатации ТМС во всеклиматических условиях при изготовлении муфт используются сплавы из нитинола с температурой $M_к$ не выше - 90^0C, что обеспечивает аустенитное (В2) состояние материала при эксплуатационных температурах. В исходном состоянии внутренние размеры силовых поясков муфт на 6-7% меньше наружного диаметра соединяемых труб. Предварительно, в специальном приспособлении [1] с жидким азотом, муфты охлаждаются до температур ниже $M_к$ и раздаются по диаметру «рис. 2».

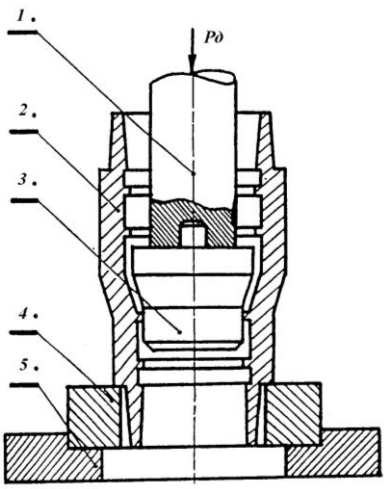


Рис. 2. **Технологическая схема радиальной раздачи (формоизменения) муфты ТМС конической прошивкой: 1-шток установки; 2 – муфта; 3- дорн; 4 – сменная опора; 5 – опорный башмак**

Деформированные муфты с комплектом монтажного оборудования и трубоохладителями могут неопределенно долго сохраняться в специальном контейнере с жидким азотом. При монтаже, холодная деформированная муфта свободно устанавливается на охлажденные законцовки труб. В результате естественного нагрева, в интервале температур $A_н$-$A^ф_к$ муфта восстанавливает исходную форму и плотно обжимает законцовки трубопроводов. Сила, с которой герметизирующие пояски врезаются в уплотняемые поверхности трубопроводов, должна быть достаточной для обеспечения сквозной пластической деформации.[2].

Формовосстановление связано с трансформацией кристаллической структуры мартенсита (В19) в аустенит (В2). В процессе превращения генерируются внутренние напряжения термомеханического возврата, которые в зависимости от режимов технологической переработки материала могут (при растяжении) достигать 500 МПа.

Деформирование TiNi, пределах мартенситной неупругости, в основном осуществляется двойникованием. Характерной особенностью механизма двойникования является кооперативность движения атомов и сохранение их соседства при значительной, до 10÷12% деформации решетки. При МП, движение атомов осуществляется строго в обратном направлении.

С целью достижения наибольших напряжений термомеханического возврата и обеспечения минимальных толщин муфт, ее раздают по диаметру на 8%. Высокие эксплуатационные характеристики ТМС обеспечиваются качественным проведением предварительной деформацией муфт. Большая степень деформирования мартенсита неупругости сопровождаются выделением значительного количества тепла, как в очаге деформации, так и от трения на поверхностях контактируемых деталей. В среде жидкого азота, никелид титана обладает

высокой когезионной активностью, а контактируемые материалы малой теплоемкостью и температуропроводностью. Процесс формирования деформированного состояния муфты тесно связан с двойникованием и особенностями процесса трения при прохождении прошивки в условиях криогенных температур. Очевидно, что наименьшее тепловыделение в очаге деформации будет отмечаться при минимальном усилии дорнования.

Влияние температур на величину сопротивления деформации представлено на рисунке 3 [3].

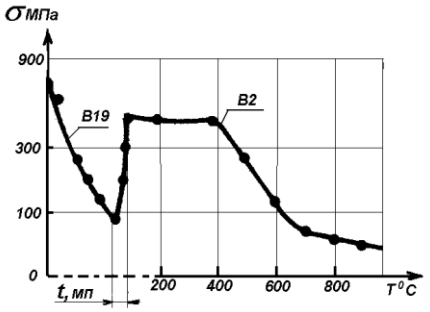


Рис. 3. **Температурная зависимость напряжений текучести никелида титана при растяжении: $t_{мп}$ – интервал температур мартенситной неупругости.**

В интервале температур мартенситных превращений сопротивление деформированию фазы В19 составляет 50÷150 МПа. Истинная величина сопротивления деформированию возрастает с увеличением разности между температурами деформирования и $M_к$. Интенсивность тепловыделения зависит от скорости перемещения дорна и его геометрии, а температура в очаге деформации от протекающих особенностей термодинамических процессов. Экспериментально установлено, что деформация (двойникование) мартенсита на 6% сопровождается мгновенным повышением температуры ~ на 15^0C. [4] Таким образом, формоизменение материала для обеспечения заданных размеров муфты должно производится при температурах ниже $M_к$ на $20÷30^0$C. В противном случае теплота, выделяемая в процессе деформирования, оказывается достаточной для обратного фазового превращения и восстановления исходных размеров. Наиболее стабильным по температуре, дешевым и технологичным хладагентом является жидкий азот.

Отсутствие сколов, микротрещин и вырывов частиц металла на поверхностях силовых поясков муфты является обязательным требованием к качеству деформации. Однако, при криогенных температурах, процесс формоизменения коническими прошивками из-за трения весьма неблагоприятен. В среде жидкого азота невозможно сохранение окисных пленок на контактируемых поверхностях. Следовательно, при деформации резко возрастает когезионная активность трущихся поверхностей, и проявляются процессы схватывания. Отсюда, необходимым условием реализации процесса является создание разделительной среды, обладающей хорошими антифрикционными свойствами.

Применение минеральных и органических материалов в качестве жидких смазок ограничено температурой замерзания, которая > -196 ^{0}C. В качестве смазки можно использовать фтористые полиэфиры со степенью полимеризации 1 (жидкость Е1 с температурой замерзания -154^0C), а также твердые смазки (дисульфид молибдена), слоистые материалы (графит) и парафин. Однако в среде жидкого азота все они трудно удалимы с поверхностей муфты и переносятся на сборочную единицу.

Поэтому при криогенных температурах в качестве разделительной среды применяются мягкие металлические покрытия, гальванически наносимые на рабочую поверхность прошивки. К недостаткам данного метода следует отнести сравнительно низкий теплоотвод от поверхности трения и невозможность восстановления покрытия в процессе износа.

В результате тепловыделения при формоизменении и значительной пластической деформации материала покрытия изменяется структура его структура свойства. Низкая теплопроводность и малая теплоемкость в сочетании с тепловой нагрузкой в среде жидкого азота приводит к мгновенному нагреву металла в очаге деформации, а при выходе из зоны контакта сверхбыстрому охлаждению[5]. Поэтому в теплопоглощении участвуют лишь малые объемы металла. Толщина эффективной зоны определяется соотношением:

$$G = 1{,}94\,(\alpha\tau)^{0{,}5} \qquad (1)$$

где α – температуропроводность, м^2\с; τ – время оплавления, сек.

В этих условиях отмечается нарушение монотонности температурной зависимости коэффициента трения.

А таблице 1 представлены сравнительные характеристики времени оплавления некоторых металлов в зависимости от их теплофизических свойств под действием теплового потока 12 Вт\м^2.

Таблица 1. **Время оплавления некоторых металлов в зависимости от их теплофизических свойств под действием теплового потока 12 вт\м^2**

Металл	λ Вт\м °С	α· 10^6 м^2\сек	Т °С	τ сек	G мм
Цинк	95	30	420	0,28	5,6
Кадмий	87	29,8	321	0,042	2,17
Олово	58	31	232	0,032	1,93
Свинец	30,2	20,4	327	0,026	0,14
Висмут	7,7	6,1	271	0,004	0,96

λ- теплопроводность; Т °С - температура плавления.

Из анализа приведенных данных следует, что наибольшие значения G и τ отмечаются у Zn . Следовательно, данный металл в качестве разделительной среды обладает лучшими свойствами.

Аналогичная картина мгновенного нагрева поверхности при прохождении инструмента и ее сверхбыстрого охлаждения в среде жидкого азота отмечается и для никелида титана. Так для слоя толщиной 0,1 мм, скорость нагрева составляет 10^4-10^5 град\с, а скорость охлаждения $10^3 \div 10^4$ град\с. В этих условиях структура поверхностного слоя никелида титана в очаге деформации претерпевает фазовые превращения, а его толщина определяется интенсивностью процессов механического и термического нагружения.

Мощность тепловыделения зависит от скорости и величины деформации, а также геометрии прошивки. При формоизменении муфт на 8% скорость перемещения прошивки ограничена «тепловыми» режимами обработки и находится в пределах 0,16÷0,32 мм\сек.

Установлено, что толщина покрытия существенно влияет на характер процессов деформирования. В среде жидкого азота трение в условиях значительной пластической деформации характеризуется пластическим оттеснением и заполнением мягким металлом покрытия микронеровностей более жестких поверхностей инструмента и муфты. Так как молекулярные силы сцепления значительны, то трение в основном определяется величиной удельного сопротивления на сдвиг материала покрытия и проявляется «клиновой» эффект, если его толщина не превышает 6 мкм. В этом случае процесс трения стабилен и слабо зависит от степени деформации. После обработки отмечается высокое качество внутренних поверхностей муфт.

Увеличение толщины свыше 8 мкм приводит к разрушению покрытия, которое «чулком» снимается с поверхности инструмента. Отсутствие промежуточного слоя приводит к схватыванию материалов муфты и инструмента и скачкообразному изменению усилий дорнования. На внутренней поверхности муфты наблюдаются сколы, вырывы и царапины, вмятины и разрушения на опорной.

Стабильные результаты показали покрытия из Cd и Zn, имеющие гексагональную кристаллическую решетку и обладающие низкой адгезией по отношению к TiNi. Покрытия из Sn подвержены оловянной чуме, а из Pb оттесняются на первоначальных стадиях деформирования. Для Cd и Zn усилия деформации несколько выше, чем для Pb; перемещение плавное, дефектов на поверхностях муфт не отмечается.

При толщине покрытия 2÷6 мкм коэффициент трения находится в пределах 0,18 ÷ 0,22. Покрытие на поверхности дорна после деформации разрушается и осыпается на дно сосуда с азотом.

К недостаткам твердых смазок из гальванических покрытий относится невозможность многократного применения прошивок без его возобновления, что требует повышенный «обменный фонд» деформирующего инструмента. Обычно, одна прошивка из стали Х12-М и твердостью HRC 62÷65 с покрытием Zn или Cd используют не более 2х раз.

С целью возможности многократного применения прошивок, поверхности дорнов перед гальваническим покрытием, подвергаются алмазному вибровыглаживанию с образованием микрорельефов.

В зависимости от режимов обработки, виды образующихся микрорельефов на конусных и калибрующих участках дорна представлены на рисунке 4.

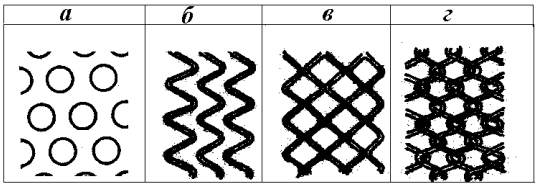


Рис. 4. **Виды микрорельефа канавок при алмазном вибровыглаживании поверхности дорна до нанесения гальванического покрытия: а – луночные; б - ручьевые; в - пересекающиеся; г - переплетающиеся**

В этом случае, гальваническое покрытие, находящиеся в микроканавках выполняет роль возобновляемого смазочного материала. При деформировании материал из микроканавок постепенно вытесняется и перемещается в зону контакта. Без возобновления покрытия, дорны с микрорельефом позволяют осуществлять качественное формоизменение до 6 раз.

[1] Хасьянова Д.У. Технологическое обеспечение качества изготовления муфт ТМС и сборки трубопроводов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. / М.: МГУПИ. 2012.Дисс. на соиск. уч. степ. канд. наук - М.: МАТИ, 1981. -210 с.

[2] Шишкин С.В., Махутов Н.А. Расчет и проектирование силовых конструкций на сплавах с эффектом памяти формы. –М. НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика», 2007, 412 с.

[3] Корнилов И.И., Белоусов О.К., Качур Е.В. Никелид титана и другие сплавы с памятью формы. – М.: Наука, 1977, 90 с.

[4] Структурные превращения, физические свойства и эффекты памяти в никелиде титана и сплавах на его основе. //В.Н.Хачин и др.// ФММ, 1978 №6, вып.3, 98-103.

[5] Трение изнашивание и смазка: Справочник. В2-х кн. /Под ред. И.В.Крагельского, В.В. Алисина. – М.: «Машиностроение», Кн .1. 1978, 400 с.

ОЦЕНКА ТРИБОТЕХНИЧЕКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СОПРЯЖЕНИЙ С ТВЁРДОСМАЗОЧНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ РАЗЛИЧНЫХ СОСТАВОВ

Хопин П.Н.

E-mail: chopinp@mail.ru

ФГБОУ ВО «Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет)», Москва, РФ.

Для условий вакуума и азотной среды наилучшие антифрикционные свойства и износостойкость обнаружили сопряжения с ТСП на основе MoS_2 со связующими компонентами. Для условий нормальной атмосферы наилучшие характеристики показали ТСП суспензионного нанесения, состоящие их MoS_2 и графита со связующими полиамид – имидным, акриловым, эпоксидной смолой. Сравнительная оценка долговечности пары с ТСП российского и зарубежного производства с использованием термокорреляционных зависимостей показала удовлетворительное их совпадение.

Ключевые слова: твёрдосмазочные покрытия, триботехнические показатели, вакуум, нормальная атмосфера.

ASSESSMENT OF TRIBOTECHNICAL INDICATORS OF INTERFACES TO SOLID LUBRICATING COVERINGS OF VARIOUS STRUCTURES

Khopin P.N.

For conditions of vacuum and the nitric environment the best antifrictional properties and wear resistance found interfaces to SLC on the basis of MoS_2 with binding components. For conditions of the normal atmosphere the best characteristics showed SLC of suspension drawing consisting their MoS_2 and graphite with binding polyamide – imidny, acrylic, epoxy. The comparative assessment of durability of couple with SLC of the Russian and foreign production with use of thermocorrelation dependences showed their satisfactory coincidence.

Keywords: solid lubricating coverings (SLC), tribotechnical indicators, vacuum, normal atmosphere.

Введение. Твёрдосмазочные покрытия (ТСП) широко используются в различных областях техники для автономно работающих сопряжений, функционирующих как в условиях нормальной атмосферы, так и в экстремальных условиях космического пространства. Нанесение ТСП осуществляется методом суспензионного напыления, магнетронного нанесения и другими способами. В связи со сказанным ставилась задача анализа имеющихся литературных данных с целью выявления оптимального метода и анализа современных типов ТСП различных составов, нанесённых с помощью различных технологических методов.

Результаты и обсуждение испытаний на трение и износ в вакууме, влажном воздухе, в среде азота. Сравнительные испытания современных ТСП и износостойких алмазоподобных покрытий приведены в работе [1]. Были исследованы следующие покрытия: дисульфид молибдена (MoS_2) со связующим, наиболее широко используемое на практике ТСП - MoS_2 (связ.); магнетронно – напыленный MS (Magnetron-sputtered) MoS_2 (MS MoS_2); ионно-осаждённое серебро (Ag); ионно-осаждённый свинец (Pb); магнетронно - напыленный алмазоподобный углерод (Magnetron-sputtered diamantlike carbon) (MS DLC); CVD алмазоподобные покрытия с применением плазмы (Plasma-assisted, chemical-vapor-deposited diamantlike carbon (PA CVD DLC).

Триботехнические показатели указанных выше покрытий исследовались в сверхвысоком вакууме, во влажном воздухе при относительной влажности 20% и в сухом азоте при относительной влажности <1%. Диаграмма антифрикционных свойств исследуемых покрытий по установившемуся коэффициенту трения fтр. приведена на рис. 1.

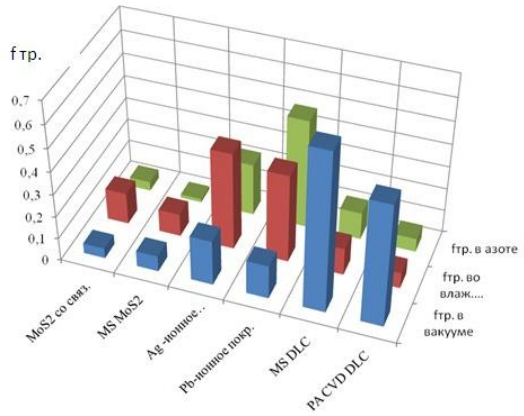


Рис.1. **Диаграмма коэффициентов трения уставившегося режима для покрытий различных типов, функционирующих в условиях вакуума, влажного воздуха и азота**

Анализ представленных на рисунке 1 данных, показал, что:

- в условиях вакуума наилучшие антифрикционные свойства обнаружило ТСП на основе MoS_2 (frp. = 0,045) со связующим компонентом и MoS_2 магнетронного напыления (frp. = 0,07);
- в условиях влажного воздуха наилучшие антифрикционные свойства показало PA CVD алмазоподобное покрытие (frp. = 0,07);
- в среде азота наилучшие антифрикционные свойства обнаружило MoS_2 магнетронного напыления (frp. = 0,015) и ТСП на основе MoS_2 (frp. = 0,04) со связующим компонентом.

Диаграмма сроков службы (до возрастания frp. = 0,3) при трении для исследуемых покрытий различных типов, функционирующих в условиях вакуума, влажного воздуха и азота, представлена на рис. 2.

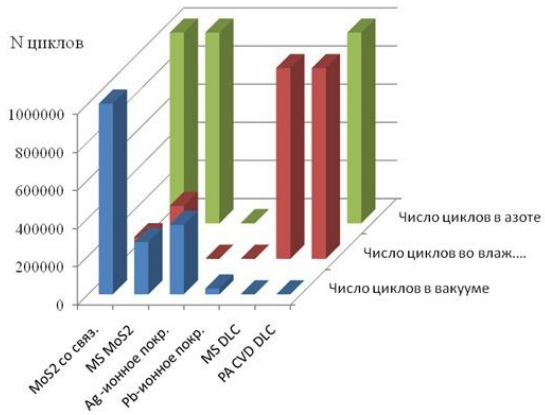


Рис. 2. **Диаграмма срока службы покрытий до возрастания коэффициента трения до значения frp. = 0,3 при трении для покрытий различных типов, функционирующих в условиях вакуума, влажного воздуха и азота**

Анализ данных, представленных на рис. 2, показывает, что:

- в условиях вакуума наибольший срок службы обнаружило ТСП на основе MoS_2 со связующим компонентом ($N = 10^6$);
- при трении в условиях влажного воздуха наилучшие характеристики обнаружили алмазоподобные покрытия ($N = 10^6$);
- при трении в среде азота наибольший срок службы обнаружили ТСП на основе MoS_2 обоих типов нанесения (со связующим и магнетронного типа) и PA CVD алмазоподобное покрытие ($N= 10^6$).

Таким образом, сравнительные испытания на трение и износ современных ТСП и износостойких алмазоподобных покрытий, показал, что в условиях вакуума и азотной среды наилучшие триботехнические показатели обнаружили сопряжения с ТСП на основе MoS_2 со связующими компонентами; в условиях влажной атмосферы лучшие характеристики показало CVD алмазоподобные покрытие, нанесённое с применением плазмы (Plasma-assisted, chemical-vapor-deposited diamantlike carbon (PA CVD DLC).

Результаты и обсуждение испытаний на трение и износ в условиях нормальной атмосферы.

В этой связи автором были проведены исследования ТСП суспензионного напыления отечественного и зарубежного производства фирмы Dow Corning [2].

С использованием результатов, представленных в технических описаниях 2014г. [3] с использованием недостающих значений для ТСП D-7409 и ТСП D10-GBL, D 10 из руководства 2008г. [4] была построена диаграмма долговечности исследуемых сопряжений, представленная на рис.3.

С использованием результатов, представленных в руководстве 2008г. [4], была построена диаграмма, представленная на рис. 4.

Анализ данных, представленных на рис.4, показывает, что наибольшую долговечность обеспечивают:

1. ТСП Molykote D -321 R (MoS_2(19%) + графит(4,9%) с полибутил - титанатным связующим);
2. ТСП Molykote D-7620 (7620) (MoS_2 (17%) + графит (1,8%) с полиамид – имидным связующим);

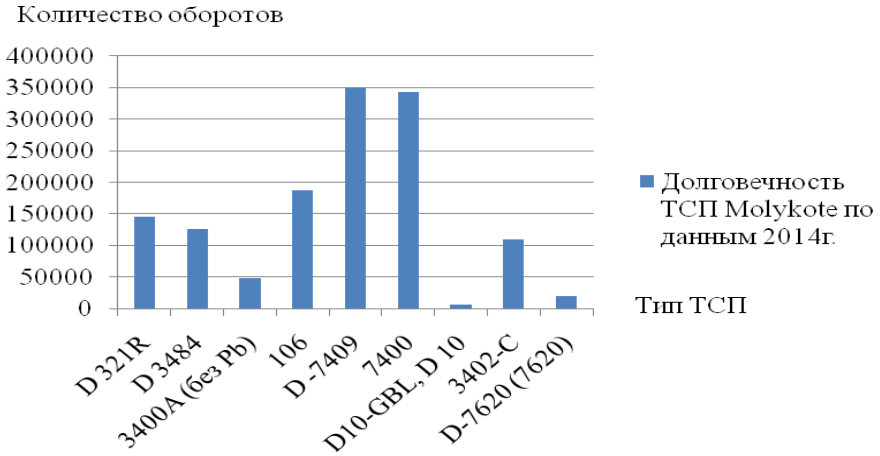


Рис. 3. **Долговечность ТСП Molykote при трении скольжения по схеме трения «брусок-кольцо» на машине трения *LFW*-1 по *ASTM D*-2714 (*N*=2860 Н, *V*=0,132 м/с) по данным 2014 г.**

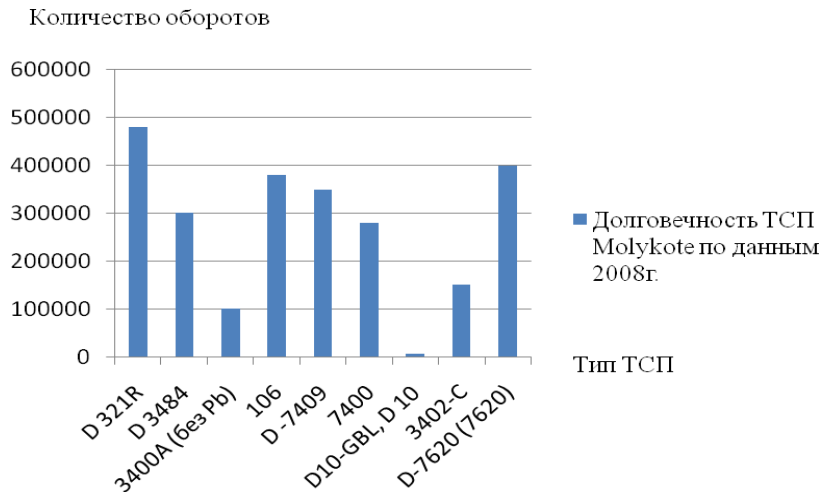


Рис. 4. **Долговечность ТСП Molykote при трении скольжения по схеме трения «брусок-кольцо» на машине трения *LFW*-1 по *ASTM D*-2714 (*N*=2860 Н, *V*=0,132 м/с) по данным 2008 г.**

3. ТСП Molykote 106 (MoS_2 (18%) + графит 6%) с эпоксидная связующим);

4. ТСП Molykote D -7409 (MoS_2 (15%) + графит (1,5%) с полиамид – имидным связующим).

Проведенная с помощью термо-корреляционных зависимостей автора [5,6,7] сравнительная оценка долговечности пары с ТСП российского производства, состоящего из MoS_2 (12%) со связующим в виде эпоксидной смолы ЭП-96, и ТСП Molykote 3400 А для условий испытаний по схеме трения «брусок-кольцо» на машине трения *LFW*-1 по *ASTM D*-2714 (*N*=2860 Н, *V*=0,132 м/с) показало удовлетворительное их совпадение (отклонение составило 10,5 %).

Заключение.

В результате проведённых исследований сделаны следующие выводы:

1. Анализ результатов сравнительных испытаний современных ТСП и износостойких алмазоподобных покрытий, показал, что в условиях вакуума и азотной среды наилучшие антифрикционные свойства и износостойкость обнаружили сопряжения с ТСП на основе MoS_2 со связующими компонентами; в условиях влажной атмосферы наилучшие триботехнические показатели показали CVD алмазоподобные покрытия, нанесённые с применением плазмы (Plasma-assisted, chemical-vapor-deposited diamantlike carbon (PA CVD DLC).

2. Наибольшей долговечностью для условий нормальной атмосферы при испытаниях по схеме трения «брусок-кольцо» на машине трения *LFW*-1 по *ASTM D*-2714 (*N*=2860 Н, *V*=0,132 м/с) обладают ТСП суспензионного нанесения, состоящие их комбинации антифрикционных наполнителей MoS_2 (13-18%%) + графит (1,5 - 6%%) со связующими полиамид – имидным (D Molykote D -7409, Molykote D-7620), акриловым (Molykote 7400), полибутил – титанатным (Molykote D -321 R), эпоксидная (Molykote 106).

3. Сравнительная оценка долговечности пары с ТСП российского производства, состоящего из MoS_2 (12%) со связующим в виде эпоксидной смолы ЭП-96, и ТСП Molykote 3400 А близкого состава для условий испытаний по схеме трения «брусок-кольцо» на машине трения *LFW*-1 по *ASTM D*-2714 (*N*=2860 Н, *V*=0,132 м/с) показала удовлетворительное их совпадение (отклонение составило 10,5 %).

[1] Miyoshi K.: Solid Lubrication. Fundamentals and Applications Characterization of Solid Surfaces. NASA Glenn Research Center. Cleveland. Ohio. MARCEL DEKKER, INC. NEW YORK l BASEL. 2001. 400 S.

[2] Хопин П.Н. Оценка долговечности пар трения с твердосмазочными покрытиями различных составов отечественного и зарубежного производства // Известия высших учебных заведений. Машиностроение.- 2018.-№1(694).- С.84-93.

[3] http://atf.ru/. Технические описания АФП (ТСП) от 03.10.2016 (для ТСП MOLYKOTE® D-7409) от 04.03.2014 (для остальных ТСП).

[4] http://atf.ru/. Руководство по выбору антифрикционных покрытий Molykote. 2008. Корпорация Downing Corning. Форма 71-02508-22.

[5] Хопин П.Н. Термокорреляционная оценка работоспособности пар трения твердосмазочными покрытиями для нормальных атмосферных условий // Сборка в машиностроении, приборостроении. - 2017. - №5. - С. 225-229.

[6] Хопин П.Н. Оценка работоспособности пар трения с твёрдосмазочными покрытиями в различных условиях функционирования // Авиационная промышленность. - 2010. - №2. - С. 49-52.

[7] Хопин П.Н. Оценка антифрикционных характеристик пар трения с твёрдосмазочными покрытиями для различных условий функционирования // Трение и износ. - 2015. - т.36. - №5, - С.491-498.

СМАЗОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ В МАШИНОСТРОЕНИИ, СОВРЕМЕННОСТЬ И ТЕНДЕЦИИ

Цветков О.Н.

E-mail: tsvetkov@ips.ac.ru

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Ордена Трудового Красного Знамени Институт нефтехимического синтеза им. А.В.Топчиева Российской академии наук, Москва, Россия.

Хотя в количественном отношении производство индустриальных смазочных материалов (ИСМ) в целом стабилизировано, их качественные характеристики и эксплуатационные свойства находятся в постоянном развитии. Наше производство и применение ИСМ соответствует парку промышленного оборудования, которое наполовину представляет наследство СССР, постепенно трансформируется согласно увеличению импортной и модернизации отечественной техники.

Ключевые слова: индустриальные смазочные материалы, производство, масла, присадки.

LUBRICANTS IN MECHANICAL ENGINEERING, MODERNITY AND TREND

Tsvetkov O.N.

Although the production of industrial lubricants (IL) is generally stabilized in quantitative terms, their quality and performance are constantly evolving. Our production and application of the IL corresponds to the Park of the industrial equipment, which half is the inheritance of the USSR, transform gradually according to the increase of import and the modernization of domestic equipment.

Keywords: industrial lubricants, manufacturing, oils, additives.

Несмотря на внешнее экономическое и техническое давление производство масел в России стабилизировано на уровне 2,5 мл. ттг, при этом импорт в 2017 г. составил 345 тт, экспорт 1420 тт, а потребление 1462 тт. В машиностроении основными объектами смазывания являются редукторные, гидравлические, подшипниковые, циркуляционные системы, различные механизмы, инструменты и изделия металлообработки. Из примерно 650 ттг потребляемых в России ИСМ не менее 32% приходится на металлообработку и машиностроение. В машиностроении имеет место применение наиболее разнообразного ассортимента ИСМ ввиду использования всех методов обработки металла: литьём, резанием, давлением, строганием, шлифованием и защитой от коррозии. Поэтому важное место здесь занимают редукторные, гидравлические масла, масла для формования, направляющих скольжения, СОЖ и смазки.

В последнее двадцатилетие мировое производство ИСМ вслед за последовательными инновациями в деле машиностроения и, в особенности, станкостроения совершило качественный подъём как с точки зрения уровня эксплуатационных свойств смазочных материалов, так и комплексных методов и инструментов их испытаний. На мировом рынке предложение высококачественных ИСМ полностью удовлетворяет спрос, имея потенциал расширения.

Российское производство ИСМ представлено восьми маслоблоками, принадлежащими Газпромнефти, Лукойлу, Роснефти, Татнефти и примерно 65 самостоятельными НМЗ и отдельными предприятиями. Импорт ИСМ реализуют более 100 коммерческих структур. За последние два года в Ярославнефтеоргсинтез вслед за ТАНЭКО введена установка получения базовых масел III группы мощностью 100 ттг, и восстановлено производство ПАОМ на Нижнекамском заводе синтетических масел. Таким образом, российская отрасль смазочных материалов за вычетом некоторых синтетических и нафтеновых основ обрела вполне достойный круг базовых масел для формирования большинства современных ИСМ. Правда, из-за заторможенности прикладной нефтехимии производство присадок и иных синтетических компонентов для смазочных материалов не пополнилось новыми объектами, в связи с чем наиболее эффективные противо-задирные и высокотемпературные антиокис-лительные присадки, пакеты присадок и некоторые базовые компоненты по-прежнему покупаются по импорту. Обозначение, классификация и регули-рование важнейших качественных характеристик осуществляется в соответствии с ГОСТ 17479.4. Одновременно в России применяются импортные ИМС в объёме более 50 ттг преимущественно для оборудования, поступившего из заграницы. Импортные ИСМ обозначаются и классифицируются по международным стандартам и спецификациям, например, гидравлика по ISO 6743-4 или DIN 51524-2, редукторные масла по ГОСТ ISO 12925-1-2013, DIN 51517. В последнее время появляются новые русские машиностроительные, в том числе станкостроительные, компании, изготавливающие и поставляющие на рынок оборудование современного уровня, для которого требуются смазочные материалы соответствующие зару-

бежным стандартам. Масляные производства ВИНК и некоторые НМЗ также начали вырабатывать и поставлять на рынок ИСМ, обозначаемые по ISO или по DIN. Разработка и сертификация аналогов зарубежным смазочным материалам для металлургии, металлообработки и машиностроения становится одной из текущих тенденцией производства ИСМ.

В целом российское производство базовых масел и присадок с учётом использования отдельных импортных присадок и компонентов позволяет на основании адекватного опыта в масловедении получать ИСМ наиболее высокого уровня для обеспечения работы оборудования в практических параметрах давлений, температур, скоростей сдвига и материала поверхностей. Вместе с тем, отсутствуют возможности оценки современных и перспективных ИСМ на стендах, имитирующих реальные условия эксплуатации. Уже в течение более десятка лет в стране нет стандартного стендового метода испытаний гидравлических масел, в то время как за рубежом дискретно появляются новые поколения таких стендовых методов испытаний (последовательно Vickers, Denison, Bosh Rexroth) в связи с увеличением давления в новейших гидравлических системах. В связи со стремлением компаний разрабатывать и производить масла в соответствии с международными стандартами усиливается запрос на трибологические испытания в немецком шестеренном стенде FZG, который в международном масштабе уже переходит из разряда квалификационной оценки редукторных, трансмиссионных и гидравлических масел на противозадирные свойства в обязательный элемент нормативной документации на эти и иные масла. По сути всем российским производителям ИСМ, трансмиссионных и гидравлических масел для подвижной техники придётся приобретать стенды FZG и на каждую партию вырабатываемых масел выписывать из Германии пару испытательных шестерён. Практически все российские компании вынуждены сегодня обращаться за рубеж по поводу сертификации ИСМ для современного оборудования. У нас отсутствуют трибологические методы испытаний гидравлических масел, адекватных процедуре в Bosh Rexroth, поскольку ЧШМ и FZG для этого пока не вполне информативны.

Преодоление значительного отставания, возникшего с начала 90-х годов и продолжающегося поныне, в части инструментальных возможностей испытаний ИСМ и других масел, СОЖ и смазок, в особенности, создание лабораторных методов, гарантирующих прохождение на новых квалифицирующих стендах испытаний смазочных материалов при их разработке и модернизации, становится одной из важнейших задач трибологической составляющей русского масловедения.

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ НА ПРОЦЕСС ПРИРАБОТКИ АНТИФРИКЦИОННЫХ СПЛАВОВ

Цуканов И.Ю., Щербакова О.О., Мезрин А.М., Шкалей И.В.

E-mail: ivan.yu.tsukanov@gmail.com

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского Российской академии наук, Москва, Россия.

Проведено исследование влияния механической обработки поверхности двух антифрикционных сплавов – на основе меди и алюминия на процесс приработки в условиях сухого трения со стальным контртелом. Результаты показали, что уменьшение исходной шероховатости поверхности может привести к смене механизма ее износа и образования равновесной шероховатости.

Ключевые слова: антифрикционный сплав, приработка, равновесная шероховатость.

INFLUENCE OF SURFACE TECHNOLOGICAL PROCESSING ON THE RUNNING-IN PROCESS OF ANTIFRICTION ALLOYS

Tsukanov I.Yu., Shcherbakova O.O., Mezrin A.M., Shkalei I.V.

A study of the effect of mechanical surface treatment of two antifriction alloys, based on copper and aluminum, on the running-in process in dry friction conditions with a steel counterbody was performed. The results showed that a decrease in the initial roughness of the surface can lead to a change in the mechanism of its wear and formation of an equilibrium roughness.

Keywords: antifriction alloy, running-in, equilibrium roughness.

Введение. Постепенное ужесточение условий работы узлов трения связанно не только с увеличением силовых и температурных нагрузок на рабочие поверхности, но и повышением экологических требований к работе узла, в том числе к воздействиям смазочных материалов на окружающую среду. Одним из путей решения этой проблемы является применение композитных материалов и сплавов, обладающих свойствами самосмазывания. В технике наиболее распространены антифрикционные сплавы на основе меди (бронзы и латуни). В последнее время для замены дорогостоящих бронз применяют сплавы на основе алюминия [1]. В качестве контртела в паре с данными сплавами используется в основном сталь. Эффект снижения коэффициента трения в режиме сухого трения заключается в выделении на поверхности антифрикционного сплава мягкой фазы и постепенного переноса ее на поверхность контртела [2].

Исследования, посвященные трибологическим свойствам данных сплавов, в основном проводились в период нормального изнашивания. Процесс приработки антифрикционных сплавов изучен недостаточно полно, особенно для режима трения без смазки. Известно, что в процессе приработки происходят сложные механические, физические и химические процессы, приводящие к эволюции поверхностных слоев материалов пары трения [3]. В большей степени это относится к более мягкому материалу. В момент окончания процесса приработки происходит стабилизация коэффициента и температуры трения [3]. Как показывают исследования [3], в процессе приработки формируется оптимальная (равновесная) микрогеометрия поверхности. Однако в настоящее время не существует единого мнения по вопросу независимости равновесной шероховатости приработанной поверхности от ее исходного качества, определяемого технологической обработкой [3, 4]. Изучению влияния исходной шероховатости поверхности антифрикционных сплавов на процесс приработки и шероховатость приработанных поверхностей при сухом трении посвящена данная работа.

Материалы. Для исследования использовались два антифрикционных сплава - бронза БрОЦС-4-4-17 и алюминиевый сплав Al-5%Si-4%Cu-6%Sn-2%Pb. Образец представлял собой прямоугольный блок, размерами 15,7x10x6,3 мм, который отрезали от слитка. Поверхности трения образцов обрабатывались тремя видами механической обработки: концевым фрезерованием, торцевым шлифованием, и полированием на полировальном круге после шлифования. Технологическая шероховатость и волнистость измерялась с помощью контактного профилометра Ambios XP-Plus 200 (США). Для того, чтобы исключить влияние формоизменения в процессе трения на результаты измерений микрогеометрии измеряли профиль в направлении перпендикулярном направлению скольжения. Базовой длиной являлась полная ширина образца. Отделение волнистости от шероховатости проводилось с помощью фильтрации по длине волны (в соответствии с ISO 4287-1997). В качестве контрольных параметров были выбранные наиболее распространенные – *Ra* и *Wa*.

Эксперимент. Схема испытаний приведена на рис. 1. Образцы приводились в контакт с полированным цилиндрическим роликом диаметром d = 35 мм, изготовленным из закаленной стали ШХ-15. Скорость скольжения составляла v = 1 м/с. Начальное номинальное давление, приложенное к поверхностям, составляло p = 0,5 МПа. Испытания были проведены на трибометре Т-05 (Польша), показанном на рис. 2. Нормальная нагрузка прикладывалась с помощью грузов вертикально и составляла N = 50 Н. В качестве выходных данных использовались: сила трения, время трения, линейный износ, температура образца. Силу трения измеряли с помощью тензометрического датчика, линейный износ с помощью индуктивного датчика, а температуру образца – пирометром. Момент окончания периода приработки фиксировали по стабилизации силы трения. После испытаний измеряли параметры микрогеометрии таким же образом, как и на исходных поверхностях.

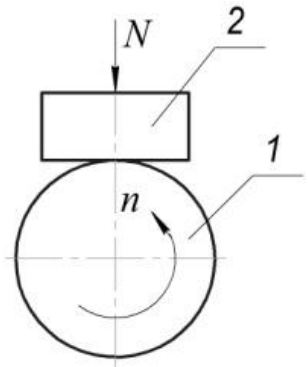


Рис. 1. **Схема испытаний: *1* – контртело; *2* – образец**

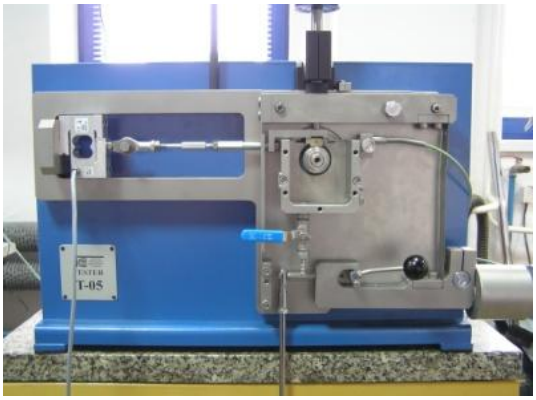


Рис. 2. **Трибометр Т-05**

Результаты и их обсуждение. В таблицах 1 и 2 приведены результаты экспериментов для медного и алюминиевого сплавов соответственно.

Таблица 1. **Результаты измерений микрогеометрии поверхности образца для сплава БрОЦС-4-4-17**

Исследуемый параметр	Вид обработки поверхности		
	Фрезерование	Шлифование	Полирование
$Wa_{исх}$, мкм	0,87	0,75	0,07
$Wa_{прир}$, мкм	0,67	0,97	1,20
$Ra_{исх}$, мкм	0,51	2,01	0,11
$Ra_{прир}$, мкм	1,15	2,0	2,75
$t_{прир}$, с	180	361	150

Таблица 2. **Результаты измерений микрогеометрии поверхности образца для сплава Al-5%Si-4%Cu-6%Sn-2%Pb**

Исследуемый параметр	Вид обработки поверхности		
	Фрезерование	Шлифование	Полирование
$Wa_{исх}$, мкм	1,69	2,09	0,47
$Wa_{прир}$, мкм	0,75	1,59	2,88
$Ra_{исх}$, мкм	2,18	2,45	0,09
$Ra_{прир}$, мкм	2,01	2,82	3,48
$t_{прир}$, с	200	240	180

Результаты, представленные в табл. 1 и 2, показывают, что волнистость и шероховатость приработанной поверхности для обоих сплавов зависит от исходной шероховатости и волнистости, определяемых методом технологической обработки. Для фрезерованной и шлифованной поверхности в результате приработки параметры *Wa* и *Ra* менялись менее значительно, в сравнении с более гладкой полированной поверхностью. Причем однозначного уменьшения или увеличения конкретного параметра не было выявлено. Наиболее значительные изменения претерпела полированная поверхность, для которой параметр *Ra* увеличился в 25 (БрОЦС-4-4-17) и 38,7 (Al-5%Si-4%Cu-6%Sn-2%Pb) раз. При этом полированной поверхности соответствует наименьшее время приработки. Этот факт свидетельствует о неоднозначном влиянии технологической обработки. С одной стороны, очевидно, что высотные параметры шероховатости и волнистости полированной поверхности далеки от равновесных значений. С другой стороны время приработки при этом было минимально.

Одной из причин такого эффекта может являться различие превалирующих видов трения и износа в совокупности со сложной структурой материала. Для относительно гладкой полированной поверхности велика адгезионная составляющая силы трения, приводящая к вырыванию частиц с поверхности. При полировании исследуемых антифрикционных сплавов на поверхности выделяются различные включения, в том числе мягкие фазы, такие как свинец и олово [2]. Эксплуатационный рельеф формируется за счет вырывания твердых частиц с поверхности, а также массопереноса мягких фаз при их оплавлении. Для более шероховатых образцов (фрезерованного и шлифованного) более характерны деформационные и усталостные процессы, происходящие до тех пор, пока диссипация энергии не будет минимальна [3]. Это предположение подтверждается снижением высоты волн на поверхности части образцов, однако оно требует дальнейших исследований.

Также следует отметить, что интегральные трибологические свойства пары, такие как сила трения Q и температура образца T практически не зависели от поверхностной обработки, но существенно зависели от материала образца. Для бронзы средние значения составили: Q = 9,1 Н, T = 29 °С; для алюминиевого сплава - Q = 22 Н, T = 37 °С.

Работа выполнена при финансовой поддержке Государственного Задания (№ Госрегистрации АААА-А17-117021310379-5) и частичной финансовой поддержки РФФИ (проект № 18-38-00289 мол_а).

[1] Миронов А.Е., Гершман И.С., Овечкин А.В., Гершман Е.И. Сравнение задиростойкости новых антифрикционных алюминиевых сплавов и традиционных антифрикционных бронз // Трение и износ. – 2015. – Т:36. – №3. – С.334-339.

[2]Bushe N.A., GoryachevaI.G., Makhovskaya Yu.Yu. Effect of aluminum-alloy compositionon self-lubrication of frictiona lsurfaces. // Wear. 2003. № 254. Pp.1276-1280.

[3] Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.

[4] Aghababaei R., Warner D.H., Molinari J.F., Critical length scale controls adhesive wear mechanisms // Nature Communications, 11816, 2016.

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КЕРАМИКО-МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ С ИЗНОСОСТОЙКИМИ ПОКРЫТИЯМИ

Чертовских С.В., Камалетдинова Р.Р.

E-mail: chertovskikh@mail.ru

ФГБОУ ВО «Уфимский государственный авиационный технический университет», Уфа, Россия.

Исследовано влияние температуры и предельного давления на трибологические характеристики (прочность адгезионных связей на срез, молекулярную составляющую коэффициента трения) керамико-металлических композиционных материалов (керметов) на основе карбида титана с износостойкими покрытиями TiC и TiN. В качестве смазки использовали сырую нефть.

Ключевые слова: керметы, покрытие, трение, молекулярная составляющая коэффициента трения, прочность на срез адгезионных связей.

TRIBOLOGICAL CHARACTERISTICS OF CERAMIC-METALLIC COMPOSITE MATERIALS WITH WEAR-RESISTANT COATINGS

Chertovskikh S.V., Kamaletdinova R.R.

The influence of temperature and ultimate pressure on the tribological characteristics (strength of adhesion bonds on the slice, the molecular component of the coefficient of friction) of ceramic-metallic composite materials (cermets) based on titanium carbide with wear-resistant coatings of TiC and TiN was studied. Crude oil was used as lubricant.

Keywords: cermets, coating, friction, molecular component of the coefficient of friction, shear strength of adhesive bonds.

Введение

На установках каталического крекинга газового конденсата нефтеперерабатывающих предприятий используются электромеханические запорные устройства шиберного типа. При этом сами шиберы, имеющие формы кольца, обычно изготавливаются из коррозионностойкой стали, в частности марки 12Х18Н10Т. Жесткие условия эксплуатации (температура 670-700º С, высокие скорости газового потока в смеси с алюмосиликатными абразивными частицами, непрерывный режим работы, высокие вибронагрузки) предопределяет низкий ресурс шиберов, не превышающих трех месяцев. Для повышения работоспособности шибера на его рабочую поверхность обычно наплавляют износостойкий материал марки «Сормайт-1». Этот способ, однако, не позволяет кардинально решить проблему, так как он увеличивает ресурс только до 5-6 месяцев [1]. Существенного увеличения ресурса шибера удается достичь армированием ее рабочей поверхности секторными элементами из твердых сплавов типа ВК (ВК6, ВК8), которые собираются в кольцо и механически крепятся к стальной основе болтами из жаростойкого материала. Такие комбинированные шиберы способны эксплуатироваться более одного года, но нередки случаи их преждевременной потери работоспособности из-за разрушения крепежных элементов. В результате этого секторные элементы отваливаются от стальной основы, которая потеряв защиту, начинает интенсивно изнашиваться газовым абразивным потоком, и шибер быстро выходит из строя [1]. Проблема работоспособности запорной арматуры, эксплуатируемой в горной металлургии и нефтехимпереработке, остается весьма актуальной.

Одним из важных параметров, как задвижек, так и более современных шаровых кранов, являются силы трения в элементах затворного узла, которые влияют на их износ и характеристики привода. Несмотря на очевидные преимущества, шаровые краны на технологических линиях с абразивными средами и высокими температурами имеют ограниченное использование. Это связано с дороговизной высокоресурсных шаровых кранов зарубежного производства с затворами из нержавеющих сталей с многослойными керметными покрытиями и керамических материалов, которые по стоимости почти на порядок превышают заменяемые ими задвижки и вентили [2]. Поэтому материалы элементов затвора должны выбираться, исходя из минимизации коэффициентов трения и адгезии между ними. Решение проблемы возможно только путем применения материалов, позволяющих улучшить трибо-технические характеристики в затворном узле. Одним из наиболее перспективных материалов для работы в тяжелых условиях трения (при повышенных температурах и давлениях), является керамико-металлический композиционный материал (кермет) на основе карбида титана с металлической связкой [3-7].

Материалы и методы исследования.

В данной работе исследовано влияние температуры контакта и предельного давления p_{rn} на трибологические характеристики (прочность адгезионных связей на срез, молекулярную составляющую коэффициента трения) керамико-металлических композиционных материалов на основе карбида титана с износостойкими покрытиями. Для оценки трибологических параметров применяли экспериментальный метод с использованием адгезиометра [8-11]. Сферический индентор, сдавленный двумя плоскопараллельными

образцами с высокой точностью и чистотой контактирующих поверхностей, вращается под нагрузкой вокруг собственной оси. Сила $F_{экс}$, расходуемая на вращение индентора, связана главным образом со сдвиговой прочностью τ_n адгезионных связей на срез. Разогрев зоны контакта осуществляли электроконтактным способом, замеряли силу тока и через тарировочные кривые определяли температуру Θ фрикционного контакта. Давление p_{rn} на фрикционном контакте соответствовали пластическим деформациям. Отношение τ_{nn} / p_{rn} по сути является молекулярной составляющей коэффициента трения.

Изучены трибологические характеристики фрикционного контакта образцов из никелевого сплава ЖС6У и стали 12Х18Н10Т с покрытиями TiC и TiN с инденторами из кермета TiC-ЖС6У и сплава ЖС6У со смазкой и без нее. В качестве смазки использовали сырую нефть.

Результаты и их обсуждение

Экспериментальные зависимости прочности τ_{nn} адгезионных связей на срез, молекулярной составляющей коэффициента трения (τ_{nn} / p_{rn}) от температуры Θ контакта представлены на рис. 1 и 2.

Из рисунков видно, что эти зависимости носят экстремальный характер: монотонно увеличиваются и, достигнув своего максимума, постепенно начинают снижаться. При чем, для контртела ЖС6У максимум достигается при температуре 250-350° С, а для нержавеющей стали при температуре 450° С.

Нанесенные на образцы из никелевого сплава ЖС6У и нержавеющей стали 12Х18Н10Т покрытий TiN и TiC позволяет снизить прочность адгезионных связей на срез в 2-2,5 раза и существенно снизить молекулярную составляющую коэффициента трения (например, для смазки нефтью в 1,5-2 раза, для покрытий TiN, TiC - в 2,5-3 раза).

Сравнение триботехнических характеристик покрытий TiN и TiC, показывает, что лучшие показатели для образцов из нержавеющей стали 12Х18Н10Т обеспечивает покрытие TiC, а для образцов из никелевого сплава ЖС6У - покрытие TiN.

Выводы

Практически во всем исследованном диапазоне температур при экстремально высоких давлениях керметы обеспечивают более предпоч-тительные трибологические характеристики, чем никелевый сплав ЖС6У. Наилучшие показатели обеспечивают пары трения TiC-ЖС6У – 12Х18Н10Т (с покрытием TiC) и TiC-ЖС6У – ЖС6У (с покрытием TiN).

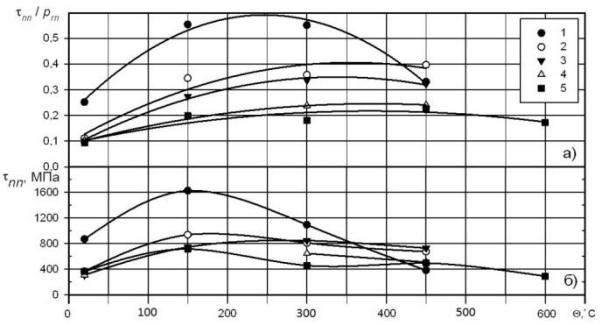


Рис. 1. **Зависимости от температуры контакта**
а) молекулярной составляющей коэффициента трения;
б) прочности на срез адгезионных связей:
1) индентор ЖС6У, образец ЖС6У;
2) индентор TiC-ЖС6У, образец ЖС6У;
3) индентор TiC-ЖС6У, образец ЖС6У (в нефтяной среде);
4) индентор TiC-ЖС6У, образец ЖС6У (покрытие TiC);
5) индентор TiC-ЖС6У, образец ЖС6У (покрытие TiN)

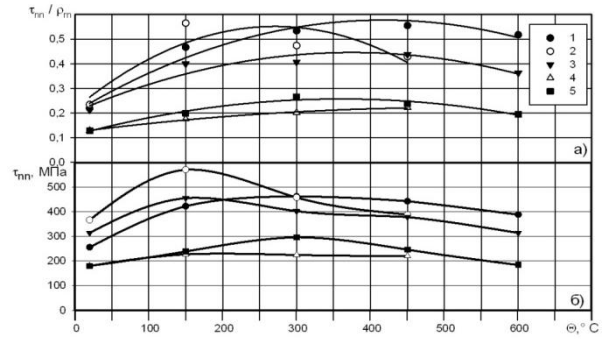


Рис. 2. **Зависимости от температуры контакта**
а) молекулярной составляющей коэффициента трения;
б) прочности на срез адгезионных связей:
1) индентор ЖС6У, образец 12Х18Н10Т;
2) индентор ЖС6У, образец 12Х18Н10Т (в нефтяной среде);
3) индентор TiC-ЖС6У, образец 12Х18Н10Т;
4) индентор TiC-ЖС6У, образец 12Х18Н10Т (покрытие TiC);
5) индентор TiC-ЖС6У, образец 12Х18Н10Т (покрытие TiN)

[1] Мамлеев Рустам Ф., Ахмадишин Р. З., Мамлеев Рафиль Ф. Стальные шиберы, армированные композитом на основе карбида титана // Трубопроводная арматура и оборудование. – 2005, № 3 (18), 45-46.

[2] Мамлеев Рустам Ф. Высокоресурсные шаровые краны и другие изделия из новых керметов // «МАРОМА Технологии». – 2014, 2- 3.

[3] Мамлеев Рустам Ф., Мамлеев Рафиль Ф., Наушрванов Р. Г. Изделия из высокотемпературных керметов TiC-Me для нефтепереработки и нефтехимии // Нефтепереработка и нефтехимия. – 2010, № 4, 33-38.

[4] Камалетдинова Р. Р., Мамлеев Р. Ф., Мамлеев Р. Ф., Чертовских С. В., Шустер Л. Ш. Вопросы применения керметов на основе карбида титана в трубопроводной запорной арматуре // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2014, № 2 (110), 3-6.

[5] Камалетдинова Р. Р., Мамлеев Р. Ф., Мамлеев Р. Ф., Чертовских С. В., Шустер Л. Ш. Триботехнические характеристики керметов на основе карбида титана в экстремальных условиях нагружения // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2014, № 1, 31-33.

[6] Шустер Л. Ш., Камалетдинова Р. Р., Чертовских С. В. Влияние нефтяной среды на триботехнические характеристики скользящего контакта в запорной арматуре // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2016, № 4, 45-48.

[7] Шустер Л. Ш., Мамлеев Р. Ф., Камалетдинова Р. Р., Чертовских С. В., Киреев Р. М. Износ трибосопряжений из керамико-металлического материала на основе карбида титана // Трение и износ. – 2016 (37), № 2, 12-16.

[8] Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел. – Уфа: Гилем. 1999, 198 с.

[9] Шустер Л.Ш., Мигранов М.Ш., Чертовских С.В., Садыкова А.Я. Триботехнические характеристики титана с ультрамелкозернистой структурой // Трение и износ. – 2005, Т. 26, № 2, 208-214.

[10] Чертовских С. В., Шустер Л. Ш. Анализ трения и изнашивания ультрамелкозернистых материалов с позиции термодинамики // Вестник УГАТУ. – 2016, № 2 (72), 55-60.

[11] Столяров В. В., Шустер Л. Ш., Чертовских С. В. Трибологическое поведение ультрамелкозернистых титановых сплавов // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2006, № 10, 11-19.

АДГЕЗИОННЫЕ ПАРАМЕТРЫ ТРЕНИЯ КРУПНОЗЕРНИСТОГО И УЛЬТРАМЕЛКОЗЕРНИСТОГО ТИТАНОВОГО СПЛАВА GRADE4 С ПОКРЫТИЯМИ В КОНТАКТЕ С БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛЬЮ Р6М5

Чертовских С.В., Семенов В.И.

E-mail: chertovskikh@mail.ru

ФГБОУ ВО «Уфимский государственный авиационный технический университет», Уфа, Россия.

Исследованы адгезионные параметры трения (прочность адгезионных связей на срез, адгезионная составляющая коэффициента трения, предельные напряжения на контакте, коэффициент упрочнения адгезионных связей от действия нормальной нагрузки, прочность адгезионных связей на срез в отсутствии нормальной нагрузки) крупнозернистого и мелкозернистого титанового сплава Grade4 с покрытиями в контакте с быстрорежущей сталью Р6М5.

Ключевые слова: адгезионные параметры трения, ультрамелкозернистая структура, титан, покрытия.

ADHESION PARAMETERS OF FRICTION OF LARGE-CERTAIN AND ULTRAFINE-GRAINED TITANIUM ALLOY GRADE4 WITH COATINGS IN CONTACT WITH FAST STEEL R6M5

Chertovskikh S.V., Semenov V.I.

The adhesion parameters of friction (the strength of adhesive bonds on the shear, the adhesion component of the coefficient of friction, the ultimate stresses at the contact, the coefficient of hardening of the adhesive bonds from the action of normal loading, the strength of the adhesive bonds on the shear in the absence of normal loading) coarse-grained and fine-grained titanium alloy Grade4 with coatings in contact with high-speed steel R6M5.

Keywords: adhesion parameters of friction, ultrafine-grained structure, titanium, coatings.

Введение.

Применение традиционного крупнозернистого (КЗ) титана в подвижных соединениях сдерживается его низкими триботехническими характеристиками [1]. Титан, обладая незначительной толщиной оксидной пленки и большой реакционной способностью ювенильных участков поверхностей, образующихся в процессе трения, склонен к схватыванию с последующим повреждением поверхностей контакта. Триботехнические исследования [2-5] титана и его сплавов, подвергнутых равноканальному угловому прессованию (РКУП), показали, что формирование ультрамелкозернистой (УМЗ) структуры повышает их прочностные характеристики, снижает адгезионную составляющую коэффициента трения и уменьшает их склонность к схватыванию. Для титана этот эффект тем сильнее, чем меньше размер зерен и выше температура контакта [3, 6]. Но адгезионные параметры трения титана в УМЗ состоянии с последующим нанесением различных покрытий еще мало изучены.

Материалы и методы исследования.

В данной работе исследовано влияние структурного состояния (как в УМЗ состоянии, полученного при помощи равноканального углового прессования длинномерных образцов (РКУП-conform), так и в КЗ состоянии, полученного отжигом) титанового сплава Grade4 (аналог ВТ1-0) с последующим нанесением покрытий: TiC (методом ионно-плазменного напыления) и МДО (микродуговое оксидирование, при котором получается покрытие TiO_2) на адгезионные параметры трения: предельные напряжения на контакте (p_r), прочность адгезионных связей на срез (τ_n), адгезионную составляющую коэффициента трения (f_M), коэффициент упрочнения адгезионных связей от действия нормальной нагрузки (β), прочность адгезионных связей на срез в отсутствии нормальной нагрузки (τ_0).

Для определения адгезионных параметров трения применяли экспериментальный метод с использованием адгезиометра [1, 7-14]. В основе этого метода принята физическая модель (рис. 1), которая в первом приближении отражает реальные условия трения и изнашивания на локальном контакте.

Согласно этой модели, сферический индентор 2 (имитирующий единичную неровность пятна касания трущихся твёрдых тел), сдавленный двумя плоскопараллельными образцами 1 (с высокой точностью и чистотой контактирующих поверхностей) вращается под нагрузкой вокруг собственной оси. Сила $F_{экс}$, расходуемая на вращение индентора и приложенная к тросику 3, уложенному в паз диска 4, связаны главным образом со сдвиговой прочностью τ_n адгезионных связей.

Прочность τ_n адгезионных связей на срез определяется из соотношения:

$$\tau_n = \frac{3}{4} \cdot \frac{F_{экс}}{\pi} \cdot \frac{R_{экс}}{r_{отп}^3}, \quad (1)$$

где $F_{экс}$ – окружная сила на диске, вращающая индентор; $R_{экс}$ – радиус диска, в котором закрепляется индентор; $r_{отп}$ – радиус отпечатка (лунки) на испытуемых образцах.

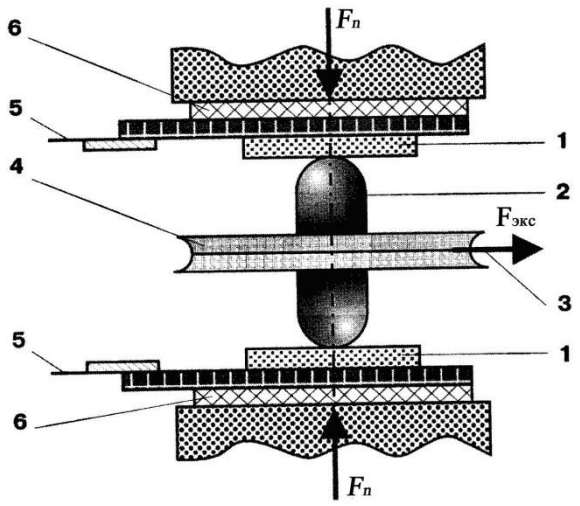


Рис. 1. **Модель фрикционного контакта**

Из-за малых размеров отпечатка предполагается, что нормальные напряжения, действующие на поверхность сферы, постоянны и равны в области всего отпечатка. Деформацией более твердого по сравнению с плоским образцом сферического образца пренебрегаем. Нормальные напряжения на контакте p_r рассчитываются как:

$$p_r = \frac{F_n}{\pi \cdot r_{отп}^2}, \qquad (2)$$

где F_n – сжимающая сила.

Адгезионная (молекулярная) составляющая коэффициента трения равна:

$$f_M = \frac{\tau_n}{p_r}. \qquad (3)$$

Индентор был выполнен в виде двустороннего сферического цилиндрика высотой 25 мм и радиусом 2,5 мм из более твёрдого материала фрикционной пары – Р6М5.

Испытуемые образцы были диаметром 20÷25 мм и высотой 6 мм. Шероховатость поверхности образцов и индентора Ra = 0,63÷0,80 мкм. Угловая скорость вращения индентора вокруг собственной оси составляла 0,1 рад/с. Эксперименты проводились при комнатной температуре и в условиях сухого трения.

Испытуемые образцы были выполнены из следующих материалов:

1. Титановый сплав Grade4 (аналог ВТ1-0) с КЗ структурой (средний диаметр зерна $d_{ср}$ = 15 мкм), полученной путем отжига при температуре 600° С в течении 1 часа). Микроструктура КЗ Grade4 (получена при помощи оптической металлографии) представлена на рисунке 2,а.

2. Титановый сплав Grade4 с УМЗ структурой (средний диаметр зерна $d_{ср}$ = 0,3 мкм), полученной методом РКУП-conform по маршруту Вс с поворотом на 90°, 6 проходов). Микроструктура УМЗ Grade4 (получена при помощи просвечивающей электронной микроскопии) представлена на рисунке 2,б.

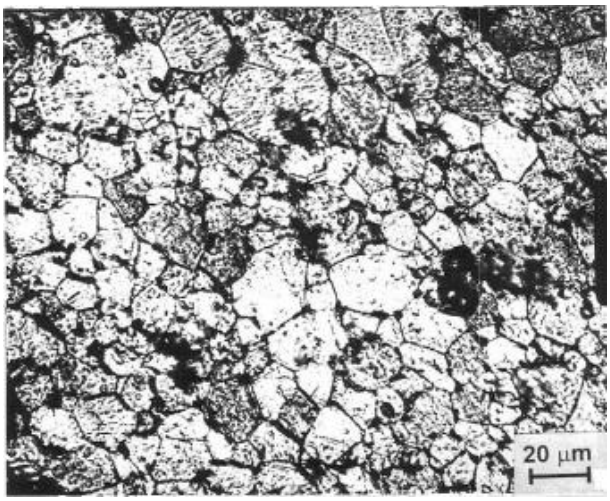
3. Титановый сплав Grade4 с КЗ структурой + ионно-плазменное напыление TiC, толщина покрытия h = 10 мкм.

4. Титановый сплав Grade4 с УМЗ структурой + ионно-плазменное напыление TiC, толщина покрытия h = 10 мкм.

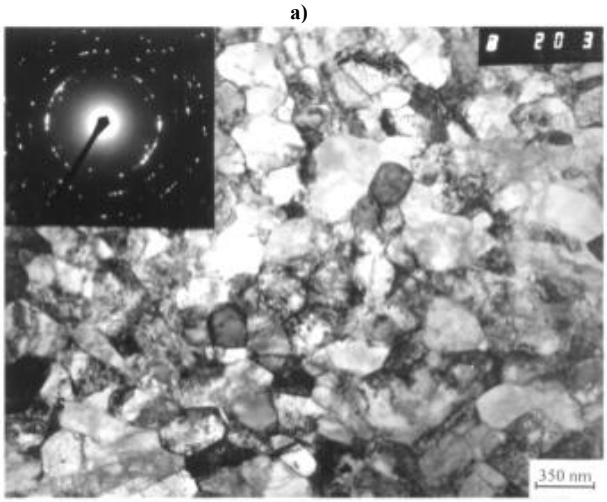
5. Титановый сплав Grade4 с КЗ структурой + покрытие МДО (получаемое покрытие - TiO_2, используемый электролит - 3,5% NaCl, толщина покрытия h = 3 мкм).

6. Титановый сплав Grade4 с УМЗ структурой + покрытие МДО (получаемое покрытие - TiO_2, используемый электролит - 3,5% NaCl, толщина покрытия h = 3 мкм).

Для определения зависимости $\tau_n = f(p_r)$ использовался метод ступенчатого уменьшения нагрузок [1].



а)



б)

Рис. 2. **Микроструктура титана в состоянии: а – КЗ (после отжига); б – УМЗ (после РКУП-conform)**

Результаты и их обсуждение.

Как показали экспериментальные исследования (рис. 3), прочность адгезионных связей на срез прямо пропорциональна предельным нормальным напряжениям на контакте и подчиняется уравнению:

$$\tau_n = \tau_0 + \beta \cdot p_r, \qquad (4)$$

где τ_0 – прочность адгезионных связей на срез в отсутствии нормальной нагрузки; β – коэффициент упрочнения адгезионных связей от действия нормальной нагрузки p_r.

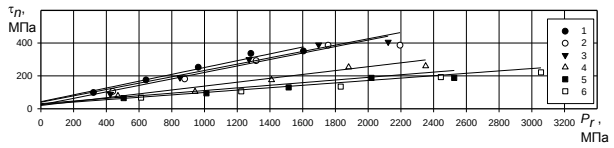


Рис. 3. **Зависимость прочности адгезионных связей от предельных нормальных напряжений на контакте трибоконтакта Р6М5 и: 1 - Grade4 (КЗ), 2 - Grade4 (УМЗ), 3 - Grade4 (КЗ) + покрытие TiC, 4 - Grade4 (УМЗ) + покрытие TiC, 5 - Grade4 (КЗ) + МДО, 6 - Grade4 (УМЗ) + МДО**

Экстраполирование экспериментально полученных прямых $\tau_n = f(p_r)$ до $p_r = 0$ позволяет определить τ_0, а также величину β – как тангенс угла наклона прямых к оси абсцисс.

Как показывают проведённые по описанной методике исследования, достоверные данные о величине τ_n могут быть получены при 2÷3-кратном повторении эксперимента с вероятным отклонением, не превышающим 3÷5 %.

В таблице 1 представлены адгезионные параметры трения исследуемых материалов при контактировании с Р6М5 в условиях сухого трения при комнатной температуре. Здесь приведены значения p_{rn}, τ_{nn}, f_M, β, $\tau_{0,}$ соответствующие пластическому контакту при трении.

Таблица 1. **Влияние структурного состояния титанового сплава и покрытий на триботехнические характеристики в условиях пластического контакта с Р6М5**

Материал образцов	**Триботехнические характеристики**				
	p_{rn}, МПа	τ_{nn}, МПа	f_M	β	$\tau_{0,}$ МПа
Grade4 (КЗ)	1605	376	0,235	0,208	43
Grade4 (УМЗ)	2195	424	0,193	0,175	40
Grade4 (КЗ) + ионно-плазменное напыление TiC	2122	442	0,208	0,197	24
Grade4 (УМЗ) + ионно-плазменное напыление TiC	2351	277	0,118	0,109	20
Grade4 (КЗ) + покрытие МДО	2526	201	0,080	0,067	31
Grade4 (УМЗ) + покрытие МДО	3056	223	0,073	0,065	26

Как видно из этой таблицы, с уменьшением размера зерна титанового сплава Grade4 (как без покрытий, так и с последующим нанесением покрытий) его триботехнические характеристики улучшаются: увеличиваются прочностные характеристики – предельные нормальные напряжения, соответствующие пластическому контакту (p_{rn}), снижается адгезионная составляющая коэффициента трения (f_M), уменьшается коэффициент упрочнения адгезионных связей от действия нормальной нагрузки (β).

Выводы. В ходе проведенных экспериментальных адгезионных исследований установлено, что с увеличением дисперсности структуры титанового сплава Grade4 (как без покрытий, так и с последующим нанесением покрытий: МДО (микродуговое оксидирование, при котором получается покрытие TiO_2); ионно-плазменное напыление TiC) улучшаются его триботехнические характеристики. Наилучшие триботехнические характеристики были выявлены у титанового сплава Grade4 с УМЗ структурой + покрытие МДО.

[1] Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел. – Уфа: Гилем. 1999, 198 с.
[2] Чертовских С.В., Шустер Л.Ш. Анализ трения и изнашивания ультрамелкозернистых материалов с позиции термодинамики // Вестник УГАТУ. – 2016, № 2 (72), 55-60.
[3] Чертовских С.В., Шустер Л.Ш. Зависимость триботехнических характеристик титановых сплавов от дисперсности микроструктуры // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2008, № 12, 18-24.
[4] Чертовских С.В., Шустер Л.Ш., Мисоченко А.А., Столяров В.В. Влияние размера зерен и температуры контакта на триботехнические характеристики сплава $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$ // Воронежский научно-технический вестник. – 2015, № 4 (14), 22-26.
[5] Столяров В.В., Шустер Л.Ш., Чертовских С.В. Трибологическое поведение ультрамелкозернистых титановых сплавов // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2006, № 10, 11-19.
[6] Шустер Л.Ш., Мигранов М.Ш., Чертовских С.В., Садыкова А.Я. Триботехнические характеристики титана с ультрамелкозернистой структурой // Трение и износ. – 2005, Т. 26, № 2, 208-214.
[7] Чертовских С.В., Шустер Л.Ш., Столяров В.В. Триботехнические свойства нитинола, полученного интенсивной пластической деформацией // Трение и износ. – 2005, Т. 26, № 1, 80-83.
[8] Семенов В.И., Шустер Л.Ш., Чертовских С.В., Рааб Г.И. Влияние комплексного параметра пластического фрикционного контакта и структуры материала на прочность адгезионных связей // Трение и износ. – 2005, Т. 26, № 1, 73-79.
[9] Чертовских С.В., Шустер Л.Ш., Столяров В.В. Триботехнические характеристики наноструктурного сплава $Ti_{49,7}Ni_{50,3}$, полученного электропластической деформацией // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2010, № 2, 17-21.
[10] Chertovskikh S.V., Shuster L.Sh., Semenov V.I., Huang S.J. Thermodynamic analysis of friction and wear of ultrafine-grained materials // Machines, Technologies, Materials. – 2015, № 11, 13-16.
[11] Misochenko A. A., Chertovskikh S. V., Shuster L. S., Stolyarov V. V. Influence of Grain Size and Contact Temperature on the Tribological Behaviour of Shape Memory $Ti_{49,3}Ni_{50,7}$ Alloy // Tribology Letters. – 2017, Vol. 65 (4):131, 1-7.
[12] Huang S. J., Chertovskikh S. V., Semenov V. I., Shuster L. S. Friction and wear of commercially pure titanium with different microstructure from the view point of thermodynamic analysis // Materials Science Forum. – 2016, Vol. 863, 50-56.
[13] Чертовских С.В., Шустер Л.Ш., Столяров В.В. Исследование триботехнических свойств нитинола, полученного интенсивной пластической деформацией // Вестник научно-технического развития. – 2016, № 11 (111), 32-36.
[14] Чертовских С.В., Шустер Л.Ш., Столяров В.В. Трибологические свойства и дисперсность микроструктуры титановых сплавов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: Межвуз. сб. науч. тр. Вып. 3. / Под ред. Н.Б. Демкина. – Тверь: ТГТУ, 2010, 53-64.
[15] Чертовских С.В., Семенов В.И., Шустер Л.Ш. Влияние поверхностных энергий контактирующих материалов на триботехнические характеристики // Актуальные направления научных исследований XXI века: теория и практика. – 2015, 134-140.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТЕЙ КОЭФФИЦИЕНТОВ ТРЕНИЯ ОТ ЧАСТОТ ВРАЩЕНИЯ ВАЛА, В КОНСТРУКЦИИ ТИПА «РАДИАЛЬНЫЙ ШАРИКОПОДШИПНИК В РАДИАЛЬНОМ ШАРИКОПОДШИПНИКЕ»

Чхетиани П.Д.

E-mail: Pavelnew1@yandex.ru

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, Москва, Россия.

Разработана конструкция трёхкольцового радиального шарикоподшипника, у которого при достижении валом некоторой частоты вращения начинается вращение среднего кольца, в результате чего, последнее функционирует в более благоприятных условиях предполагающих повышение ресурса и быстроходности подшипника. Определены экспериментальные зависимости коэффициентов трения от частот вращения внутреннего кольца подшипника. Показано, что при вращающемся среднем кольце трение в таком подшипнике ~ на 30% и более превосходит трение в традиционном.

Ключевые слова: трение, коэффициент трения, трёхкольцовый радиальный шарикоподшипник, колебания и перемещения корпуса машины трения, вязкость масла, частота вращения, основные собственные частоты.

EXPERIMENTAL DETERMINATION OF DEPENDENCES OF COEFFICIENTS OF FRICTION ON ROTATION FREQUENCY OF THE SHAFT, IN THE DESIGN LIKE "RADIAL BALL-BEARING IN THE RADIAL BALL-BEARING"

Chkhetiani P.D.

The design of the three ring radial ball-bearing at which at achievement rotation of an average ring begins in bulk of some frequency of rotation thanks to what, the last functions in more favorable conditions assuming increase in a resource and rapidity of the bearing is developed. Experimental dependences of coefficients of friction on frequencies of rotation of an internal ring of the bearing are defined. It is shown that at the rotating average ring friction in such bearing ~ is 20% higher, than in traditional.

Keywords: friction, coefficient of friction, three ring radial ball-bearing, fluctuations and movements of the case of the car of friction, viscosity of oil, rotation frequency, main own frequencies.

Одной из причин могущих вывести из строя радиальный подшипник качения, является повреждение дорожки качения неподвижного наружного кольца вследствие «бомбардировки» комплектом тел качения одной и той же «точки», находящейся на линии действия нормальной силы (радиальной нагрузки), при этом внутреннее кольцо подшипника, несмотря на восприятие более высоких контактных напряжений (в отсутствие значительных центробежных сил) остается неповрежденным. Дело в том, что, благодаря вращению внутреннего кольца, тот же комплект тел качения, «бомбардирует» максимальной нормальной силой не одну, а поочередно каждую «точку» его дорожки качения.

Все это известно разработчикам конструкций корпусов, однако, эту проблему они решают слишком просто - наружные кольца подшипников устанавливаются в отверстиях с зазором. Предполагается, что благодаря моменту сил трения, возникающему при вращении внутреннего кольца подшипника, его наружное кольцо начнёт проворачиваться «подставляя» под максимальные силовые воздействия тел качения поочередно все «точки» своей дорожки качения.

Большая величина статического момента трения ($M_{ст.}$) подшипников скольжения обусловлена, в т. ч. тем, что в зоне соприкосновения трущихся поверхностей сплошной смазочной пленки нет, поскольку в статике она выдавливается. Если, при этом, на трущихся поверхностях все же наблюдаются характерные для фреттинга или проворачивания вала в отверстии следы, то причиной тому чаще всего бывает вибрация. Следует также иметь в виду, что $M_{ст.}$ легко преодолевается заклинившим подшипником качения.

Разработанная модель перспективного подшипника предназначена для демонстрации возможности лёгкого вращения «наружного» кольца подшипника качения и синхронного повышения предельной частоты вращения (n) его внутреннего кольца.

Модель представляет собой радиальный подшипник, имеющий три кольца – внутреннее, среднее и наружное. В отличие от трёхкольцовых подшипников, распространенных в целлюлозно-бумажной промышленности, у рассматриваемого вращается внутреннее кольцо. Предполагается, что по мере увеличения n внутреннего кольца,

увеличивающийся кинетический момент трения ($M_{кин.}$) в его внутренней части, образованной внутренним кольцом, телами качения и средним кольцом, преодолеет $M_{ст.}$ в наружной части, образованной средним, наружным кольцом и, разумеется, телами качения между ними. Поскольку при дальнейшем увеличении n внутреннего кольца будет расти и $M_{кин.}$ во внутренней части подшипника, это должно приводить к росту n среднего кольца и, как следствие, к снижению уровня риска выхода из строя его внутренней дорожки качения. При одинаковых n вала, благодаря вращению среднего кольца, $M_{кин.}$ во внутренней части предлагаемого подшипника должен быть меньше, чем у традиционного, однако, с началом вращения среднего кольца, вследствие возникновения $M_{кин.}$ в наружной части, суммарный $M_{кин.}$ трёхкольцового подшипника будет выше.

Цель данной работы – экспериментальным путём определить зависимости коэффициентов трения разработанного трёхкольцового подшипника качения от n его внутреннего кольца в диапазоне n, при которых начинает вращаться также среднее кольцо.

Настоящее исследование является первым в серии предстоящих исследований трёхкольцовых подшипников качения с различными эквивалентными динамическими нагрузками P:

1) P ≈ 0,01C – минимальная;
2) P ≈ 0,05C – лёгкая;
3) P ≈ 0,10C – нормальная;
4) P ≈ 0,15C – тяжёлая,

где C – динамическая грузоподъёмность внутренней части трёхкольцового подшипника.

Для изготовления модели трёхкольцового подшипника использовались отечественные радиальные шарикоподшипники – 100704 (внутренний), который монтировался в отверстие наружного – 709. Поскольку наружный диаметр внутреннего подшипника меньше диаметра отверстия наружного, оба с небольшим натягом устанавливались в оправку. Таким образом, наружное кольцо внутреннего подшипника, втулочная часть оправки и внутреннее кольцо наружного подшипника становились как бы единым целым средним кольцом трёхкольцового подшипника.

В свою очередь исследуемый подшипник монтировался в обойму, вместе с которой размагничивался, после чего оба устанавливались на вал машины трения (МТ) [1], с помощью которой, согласно описанной там же методике, измерялись зависимости коэффициентов трения ($f_{тр.}$) от n внутреннего кольца.

Из-за конструктивных особенностей трёхкольцового подшипника, а также необходимости достижения более высоких n вала, чем в [1], взамен способа смазки, при котором уровень масла не превосходит половины диаметра тела качения, используется капельный способ смазки. Масло направляется в верхнюю половину внутренней части трёхкольцового подшипника, стекает вниз, после чего оказывается также и в нижней половине его наружной части.

Модернизированная методика получения экспериментальных зависимостей, приведенная в [1] и состоящая в том, что измерения $f_{тр.}$ осуществляются в процессе ступенчатого уменьшения n, дополнена измерениями $f_{тр.}$ в процессе ступенчатого повышения n вала. В широком диапазоне n вала, в горизонтальном направлении (перпендикулярном к оси вращения вала и направлению действия нагрузки в исследуемом подшипнике), измеряются амплитуды колебаний корпуса МТ.

Условия экспериментального исследования:

Нагрузка, Н…….....144,8
Диапазон n вала, об/мин……..…112,5-5850
Температура, °C…….……40°(± 2)
Используемые смазочные материалы,
масла……И-20А, И-50А и МС-20

Результаты экспериментального исследования:

I. С целью минимизации влияния колебаний на величину измеряемых $f_{тр.}$ в диапазоне n вала – 112,5-5850 об/мин. были измерены амплитуды колебаний корпуса МТ в горизонтальном, перпендикулярном к оси вращения вала направлении. Намеренно была реализована порочная (вследствие наличия избыточной связи [2,3]) статически неопределимая схема с опорой МТ на четыре точки – традиционная для почти 100% эксплуатирующихся средств испытаний.

Получено:

1) с изменением n вала корпус МТ не только колеблется, но и перемещается, занимая отличные от начального положения «рис.1»;

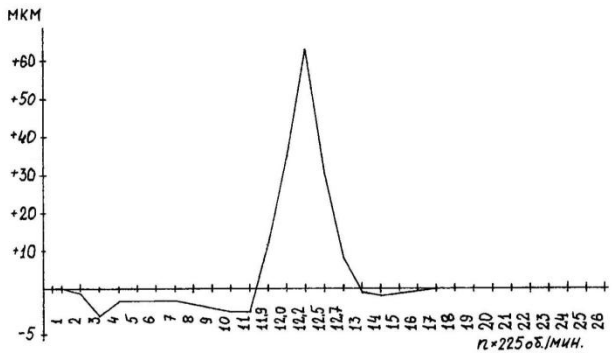


Рис. 1. **Экспериментальная зависимость перемещения корпуса машины трения в горизонтальном направлении от частоты вращения вала (внутреннего кольца трёхкольцового радиального подшипника качения**

2) наблюдаются резонансные состояния – две области n вала – 620-790 об/мин. и 2475-2925 об/мин., характеризующиеся максимальными величинами перемещений корпуса МТ от положения в статике – при 675 об/мин. в одну сторону (менее 3,0 мкм) и при 2745 об/мин. – в противоположную (более 63 мкм.);

3) максимальная величина амплитуды колебаний корпуса МТ имеет место при 2700 об/мин. и достигает почти 20 мкм;

4) после эксплуатации МТ при n, включающих диапазон 620-790 об/мин. её корпус возвращается в начальное положение и, наоборот, при эксплуатации на n диапазона – 2475-2925 об/мин. расстояние между начальным и конечным положениями корпуса иногда превосходит 22 мкм.

На основании полученных результатов, для измерений $f_{тр.}$ в исследуемом подшипнике принимается диапазон n вала – 112,5-2025 об/мин. внутри которого находится одна «точка» (675 об/мин.) с максимальной величиной перемещений корпуса МТ от положения в статике, при этом в конце опыта корпус возвращается в начальное положение.

II. В основных экспериментах по определению зависимостей $f_{тр.}$ от n внутреннего кольца трёхкольцового подшипника использовалось масло И-20А. В предварительных опытах использовались масла И-50А и МС-20.

Получено:

1) с увеличением n вала, при неподвижном среднем кольце подшипника наблюдается традиционная штрибековского типа экспериментальная зависимость ОАВ «рис.2». При дальнейшем увеличении n среднее кольцо начинает интенсивно вращаться, а $f_{тр.}$ сначала растёт очень резко (ВС), а затем полого (СД);*

*Примечание. Коэффициент трения в окрестностях А, В, С и Е требует дополнительных исследований.

2) с уменьшением n вращение среднего кольца постепенно замедляется, $f_{тр.}$ сначала падает полого (ДЕ), а затем очень резко (ЕА) и в этот момент среднее кольцо перестаёт вращаться;*

3) чем выше вязкость масла, тем ниже n вала, при которой начинается вращение среднего кольца подшипника.

На основании проведенных исследований можно сформулировать выводы:

1. Конструкции типа трёхкольцового подшипника качения, благодаря вращению среднего кольца могут обеспечить более высокие, чем у традиционных величины n, при этом они не подвержены риску выхода из строя вследствие нагружения нормальной силой (радиальной нагрузкой) единственной «точки» внутренней дорожки качения среднего кольца;

2. Инициируемые электродвигателем мощностью всего в 1,25 кВт перемещения корпуса МТ, превосходящие 63 мкм, в совокупности с колебаниями в горизонтальном направлении, достигающими 20 мкм, требуют ограничения времени нахождения МТ на основных собственных (резонансных) частотах;

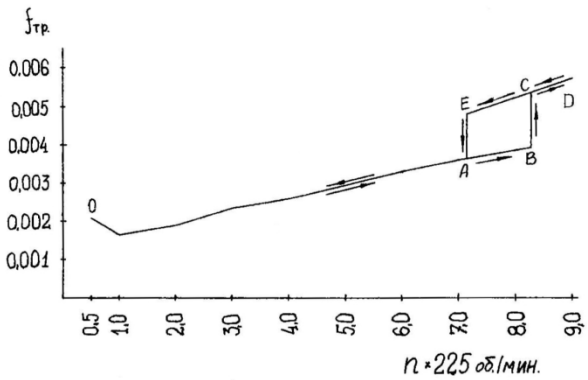


Рис. 2. **Экспериментальная зависимость коэффициента трения трёхкольцевого радиального подшипника качения от частоты вращения вала (стрелками показаны направления изменения частоты вращения вала)**

3. Негативный аспект решённой проблемы – резкое повышение потерь на трение на ~ 30% и более, при вращении среднего кольца;

4. Предварительное определение диапазонов n, характеризующихся минимальными величинами колебаний и перемещений корпуса МТ – важное условие воспроизводимости трибоиспытаний.

[1] Чхетиани П.Д., Щербаков Ю.И. Фундаментальные трибозакономерности при смазке радиальных однорядных подшипников качения. // «Заводская лаборатория. Диагностика материалов» - 2017. Том 83. №8,.С. 56-63.

[2] Решетов Л.Н. Самоустанавливающиеся механизмы: Справочник. - М.: Машиностроение, 1991–288 с.: ил.- (Библиотека конструктора).

[3] Решетов Л.Н. Конструирование рациональных механизмов. М.: Машиностроение, 1967– 208 с.

ТРИБОХАРАКТЕРИСТИКИ ПЕРСПЕКТИВНЫХ СОЖ (СОТС) ДЛЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ

Чхетиани П.Д.

E-mail: Pavelnew1@yandex.ru

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, Москва, Россия.

В ИМАШ РАН методом непрерывного измерения износа, синхронно с измерениями коэффициентов трения, определены трибохарактеристики некоторых СОЖ (СОТС). Использовалась схема трения «колодка-ролик» из материалов колодка – АРМКО – железо, ролики – ст.45 (HRC50) и – ст.45(HRC50), на рабочую поверхность которого, с целью минимизации неконтролируемого влияния на измеряемые характеристики изменения его микрогеометрии и связки, сплошным слоем нанесён алмазный микропорошок.

Ключевые слова: СОЖ (СОТС), коэффициент трения, скорость изнашивания, машина трения, АРМКО – железо, алмазный микропорошок.

TRIBOLOGICAL CHARACTERISTIC OF PERSPECTIVE COOLANT-CUTTING FLUID FOR METAL CUTTING

Chkhetiani P.D.

In IMASh RAS the method of continuous measurement of wear, synchronously with measurements of coefficient of friction, defined tribological characteristic of some coolant-cutting fluid. The scheme of friction "block – roller" from materials a block – APMKO – iron, rollers – st. 45 (HRC50) and – st. 45 (HRC50) on which working surface, for the purpose of minimization of uncontrollable influence on the measured characteristics of change its microgeometry and a sheaf, the continuous layer applied diamond micropowder was used.

Keywords: coolant-cutting fluid, friction coefficient, wear rate, friction machine, armco iron, diamond micropowder.

Смазочно-охлаждающие технологические средства (СОТС) являются необходимым компонентом, обеспечивающим высокую эффективность механической обработки материалов и, в частности, металлов резанием.

Влияние СОТС на процессы резания исследовались многими отечественными и зарубежными специалистами, однако, теоретической модели, способной прогнозировать ранжиры функций СОТС, обеспечивающих достижение максимальной эффективности в конкретных условиях резания нами не обнаружено.

Одной из причин существующего положения является неудовлетворительный уровень взаимодействия (сотрудничества) разработчиков режущих инструментов и СОТС, признающих, «…что работа трения, например, при чистовом точении и, особенно, при чистовом шлифовании может достигать 90% от суммарной работы» [1] с квалифицированными трибологами-экспериментаторами, владеющими машинами трения (МТ) и методами испытаний, обеспечивающими контролируемость определяющих параметров опытов.

В стремлении сократить сроки внедрения разработок их авторы, минуя этапы корректных, лабораторных, [2] приступают к неудовлетворительно контролируемым стендовым испытаниям, почти не отличающимся от еще менее удовлетворительно контролируемых эксплуатационных испытаний. Такая практика имеет следствием невозможность выхода на рынок продукции с предельными характеристиками, поскольку не в полной мере базируется на схеме – «состав-структура-свойства-технология-конструкция-себестоимость».

Целью данной работы является определение (экспериментальным путем) трибохарактеристик – скорости изнашивания и коэффициента трения, формирующихся в процессах обработки металлов резанием с использованием различных СОТС.

Материалы, машина трения и методы исследования.

Предварительные замечания:

Жидкость в зоне трения выполняет ряд функций, важнейшие из которых:

1. Снижение износа и энергетических потерь путем создания граничных смазочных пленок на трущихся поверхностях, а при благоприятных условиях и гидродинамической сплошной смазочной пленки между последними;
2. Охлаждение трущихся поверхностей;
3. Эвакуация продуктов износа из зоны трения;
4. Уплотнение зазоров, т.е. предотвращение попадания в зону трения чего-либо, кроме собственно штатной жидкости.

В широких диапазонах рабочих параметров – вязкостей, нагрузок (давлений), температур, скоростей, вибраций, микро- и макрогеометрии трущихся поверхностей и относительном перемещении (скольжении) последних зависимость коэффициента трения $f_{тр}$ от линейной скорости V известна под названием экспериментальной зависимости Штрибека.

Получение экспериментальных зависимостей Штрибека является необходимым условием разработки высокоэффективных СОТС в кратчайшие сроки. Например, высоковязкая жидкость при резании предпочтительна при низких значениях V и тяжелых режимах, а при волочении и прокатке должна обеспечивать высокую износостойкость инструмента, хотя, при высоких V, может снижать качество обрабатываемой поверхности. Маловязкая жидкость наоборот - при резании предпочтительна при средних и высоких V, а также при легких и средних режимах работы. При волочении и прокатке маловязкая жидкость может обеспечивать высокое качество обрабатываемых поверхностей, однако, не гарантирует высокой износостойкости инструмента.

В свою очередь эффективность граничных смазочных пленок «ответственных» за ресурс инструмента при резании, а также при обработке металлов давлением также определяется путем экспериментальных исследований при скоростях, лежащих существенно левее скоростей соответствующих $f_{.\min.}$ (кроме Штрибека).

Материалы.

В качестве обрабатываемого материала использовалось АРМКО – железо – технически чистое железо, получаемое при удлинении процесса выгорания примесей. Устойчиво против коррозии, сравнительно хорошо обрабатывается резанием – 50% (при сравнительной оценке обрабатываемости резанием различных сталей за 100% принята обрабатываемость (по стойкости резца) автоматной стали А12). Пластично, хорошо поддается обработке давлением [3]. Образцы (колодки) – параллелепипеды с размерами – 6,0x8,0x14,0 мм.

В качестве режущего инструмента использовались цилиндры из материалов – ст.45 (HRC50), и такой же, на который были последовательно нанесены никелевая связка и сплошным слоем алмазный микропорошок

Исследовались пять различных СОТС на водной основе под номерами от единицы до пяти. Испытания велись вслепую.

Машина трения.

МТ должна характеризоваться:

1. Способностью в течение всего опыта и от опыта к опыту измерять или поддерживать постоянными важнейшие параметры испытаний, особенно размеры зоны трения, давления и форму эпюры давлений в ней;

2. Достаточно широкими поддиапазонами внутри диапазонов технических характеристик, свободными от больших амплитуд колебаний корпуса МТ, совпадающих с направлением действия сил трения.

В основе конструкции описываемой МТ лежит стандартная МТ «МИ» типа Амслер. Схема трения «колодка – ролик».

МТ модернизирована, благодаря чему стало возможным измерение скорости изнашивания непрерывным методом. Особенностью непрерывного метода измерения износа синхронно с измерением коэффициентов трения в динамике является высокая точность, обусловленная отсутствием необходимости остановок МТ с целью измерения износа, демонтажа образца (колодки), собственно процедуры измерения износа, очередного монтажа образца в обойме, которые приводят к тому, что: во-первых, ювенильные поверхности пары трения взаимодействуют с атмосферой, в результате чего покрываются оксидными пленками, а во-вторых, «остывшие» в течение времени, необходимого для измерения износа держатели ролика и колодки (вал и обойма), уменьшаются в размерах, что приводит к последующему трению по частично новым поверхностям. В конечном итоге, при такого рода традиционных измерениях износа, фактически, каждый раз исследуется новая пара трения при теперь уже неизвестных параметрах опыта.

Методы испытаний

Скорость изнашивания и момент сил трения (на основании которого рассчитывается коэффициент трения) определяются согласно ГОСТ 23216-84 и методических указаний «Обеспечение износостойкости изделий. Метод оценки служебных свойств смазывающих масел и присадок к ним с использованием роликовых испытательных установок» (Госстандарт СССР М.1980).

Методика измерения износа

В исследовании использованы токовихревые датчики линейных перемещений, с помощью которых может быть реализована дискретность измерений, равная 0,3 мкм. Отсюда грубо можно предположить, например, что при измерениях перемещений (износов) величиной свыше 3,0 мкм относительная погрешность измерений не будет превосходить 10%. При этом реализованный в МТ непрерывный, без разъединения зоны трения, метод измерения износа позволяет определять послойную износостойкость материалов, т.е., в случае различной износостойкости колодки по толщине изнашиваемого слоя, экспериментальная зависимость «перемещение-время» будет выражаться кривой 2-го порядка. Таким же образом будет вести себя экспериментальная зависимость «перемещение-время» в случае изменения трибохарактеристик исследуемых СОТС во времени.

На вал МТ устанавливается один из роликов, под ним монтируется емкость с тороидальной внутренней частью, в наружной кольцевой канавке которой установлен ТЭН, подключенный к источнику постоянного тока, имеющего возможность регулирования температуры путем изменения напряжения электрического тока. Емкость заполняется исследуемой жидкостью, после чего на клеммы ТЭНа подается электрическое напряжение (~ 30 вольт; 5А). Ролик приводится во вращение с частотой ~ 100 об/мин, после чего к его наружной цилиндрической поверхности, на минимальное расстояние, не допускающее взаимного соприкосновения, аккуратно подводится колодка. Нагреваемая жидкость увлекается вращающимся

роликом в зазор между роликом и колодкой, однако, поскольку зазор между последними очень мал (~ 0,1÷0,2 мм), перед колодкой образуется валик из исследуемой жидкости. Указанный валик отдает тепло материалу колодки, колодка – обойме – держателю колодки и т.д. В свою очередь ролик, нагреваясь благодаря исследуемой жидкости, нагревает вал и подшипниковый узел, в котором смонтирован последний.

По достижении заданной температуры, ТЭН, подключенный к системе автоматической стабилизации температур – ТРМ10–измерителю ПИД-регулятору, начинает попеременно выключать и вновь включать ТЭН. Через некоторое время (приблизительно 15-20 минут) токовихревой датчик линейных перемещений, предназначенный для измерения износа и подключенный к двухканальному самописцу «Two Channel Level Recorder Type 2309» фирмы «Bruel & Kjaer» начинает «выписывать» синусоиду. Это свидетельствует о том, что потоки тепла – подвод и отвод в атмосферу стабилизировались. После этого контакт нагружается и регистрируется перемещение обоймы колодки в вертикальном направлении сверху вниз, суть – износ колодки.

Условия и результаты экспериментального исследования:

Частота вращения роликов – 100±1,0 об/мин, обеспечивающая постоянство виброактивности корпуса МТ, при этом скорость скольжения равна 0,36 м/с. Температура исследуемых жидкостей – 60,0±0,5°С. Давление – 8,1 кгс/см^2, 16,2 кгс/см^2 и 169,6 кгс/см^2. Результаты экспериментального исследования приведены в таблицах – 1, 2 и 3.

На основании проведенных исследований можно сформулировать выводы:

I. При трении (резание – лезвийная обработка) «сталь-сталь», несмотря на максимальные давления при четырех из пяти жидкостей полностью отсутствует износ. Жидкость №3 инициирует износ в виде задиров, которые развиваются в течение очень короткого времени (приблизительно 3-5 мин). Лучшие по $f_{тр.}$ – жидкости 1 и 5 и весьма хорошие 2 и 4.

При обработке металлов давлением, в случаях преимущественного скольжения ранжир тот же, что и при резании.

Таблица 1. **Трибохарактеристики СОТС ролик, ст. 45 (HRC50), давление – 169,6 кгс/см^2**

Жидкость №	**$M_{тр.}$ кгс.мм**	**$f_{тр.}$**	**Скорость изнашивания $V_{изн.}$ мкм/мин**	**Примечания**
1.	280±30	0,10±0,01	Отсутствует	Самопроизвольное выделение или поглощение тепла
2.	340±14	0,12±0,005	Отсутствует	- « - « - « - « -
3.	665	0,24	-	Развитие процесса заедания
4.	430±40	0,15±0,015	Отсутствует	-
5.	200±20	0,07±0,01	Отсутствует	Самопроизвольное выделение или поглощение тепла

Таблица 2. **Трибохарактеристики СОТС ролик-алмазный, давление – 16,2 кгс/см^2**

Жидкость №	**$M_{тр.}$ кгс.мм**	**$f_{тр.}$**	**Скорость изнашивания $V_{изн.}$ мкм/мин**	**Примечания**
1.	93,1	0,34	66	Засаливание. Очень бледная полоса B = 8 мм и два «жирных» следа $в$ = 1,5 мм
2.	95,1	0,34	69	Засаливание. Отчетливое B = 8 мм и два «жирных» следа $в$ = 1,5 мм
3.	134,6	0,49	85	Засаливание. Почти отсутствует
4.	115,1	0,42	83	Засаливание. Очень бледная полоса B = 8 мм
5.	131,1	0,47	94	Засаливание. Шириной B = 8 мм по всей окружности еще более бледное, чем при жидкости №4

Таблица 3. **Трибохарактеристики СОТС ролик – алмазный, давление – 8,1 кгс/см^2**

Жидкость №	**$M_{тр.}$ кгс.мм**	**$f_{тр.}$**	**Скорость изнашивания $V_{изн.}$ мкм/мин**	**Примечания**
1.	50	0,32	38	-
2.	58	0,37	48	-
3.	72	0,46	57	-
4.	62	0,40	58	-
5.	68	0,44	54	-

II. При трении (резание – шлифовка алмазным кругом) давление – 16,2 кгс/см^2.

Лучшие по $f_{тр}$ – жидкости 1 и 2, они же, судя по величинам $V_{изн.}$, обеспечивают лучшее качество трущейся поверхности колодки. Жидкость 4 существенно уступает по эксплуатационным характеристикам первым двум, а 3 и 5 могут быть рекомендованы для шлифовки только в случае отсутствия жидкостей 1 и 2.

III. При трении (резание – шлифовка алмазным кругом) давление – 8,1 кгс/см^2.

Лучшие - по $f_{тр.}$ – жидкости 1 и 2, которые, кроме того, обеспечили лучшее качество трущейся поверхности колодки, жидкость 4 также, с некоторыми оговорками, может быть рекомендована для целей шлифовки. 3 и 5, как и в случае с давление – 16,2 кгс/см^2, могут быть рекомендованы только при отсутствии жидкостей 1 и 2.

Заключение

Сформулированные выводы справедливы исключительно для условий настоящего экспериментального исследования. Тем не менее, с некоторыми оговорками, опираясь на опыт исследований трибологических характеристик жидкостей различной природы и, используя закономерности, впервые полученные Штрибеком для подшипников скольжения, подтвержденные нами для других случаев скольжения, а также точные экспериментальные зависимости $f_{тр.}$ (V), впервые полученные нами для качения, можно несколько расширить область применения исследованных жидкостей на некоторые задачи обработки металлов давлением.

[1] Носенко В.А., Авилов А.В., Носенко С.В., Харламов В.О. Исследования структуры и химического состава поверхности карбида кремния и корунда при взаимодействии с металлами. «Физика, химия и механика трибосистем». Иваново, Межвузовский сборник научных трудов, № 12, 2015 г., С.77-81.
[2] Чхетиани П.Д., Щербаков Ю.И, Баршина О.В., Новикова Н.Н. К вопросу о корректности триботехнических испытаний поверхностей высокой и особо высокой износостойкости // «Трение и смазка в машинах и механизмах» - 2015. №11,. С. 37-44.
[3] Справочник. Автомобильные конструкционные стали. Под редакцией: проф., д.т.н. Гуляева А.П. и Козловского И.С. Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы. Москва, 1951 г., С. 324.

КОНТРОЛЬ СОСТОЯНИЯ И ТРИБОДИАГНОСТИКА ДЕТАЛЕЙ УЗЛОВ ТРЕНИЯ ГЛАВНЫХ РЕДУКТРОВ СРЕДНЕГО И ТЯЖЕЛОГО ВЕРТОЛЕТОВ

Шабалинская Л.А., Милинис Л.В., Лопонос С.В., Маслов А.А., Фролов Д.О.

E-mail: shabl@ciam.ru

ФГУП «ЦИАМ имени П.И. Баранова», Москва, Россия.

Работа посвящена исследованию кинетики изнашивания зубчатых колес и подшипников главных редукторов вертолетов на базе трибологии. В работе использованы методы феррографического и атомно-эмиссионного анализов частиц износа в пробах работавшего масла. На базе полученных результатов проведено нормирование повышенных и предельно допустимых значений диагностических параметров.

Ключевые слова: трибология, трибодиагностика, вертолетный редуктор, феррография, спектральный анализ.

CONDITION MONITORING AND TRIBODIOGNOSTICS OF FRICTION DETAILS OF MAIN REDUCTORS OF MEDIUM AND HEAVY HELICOPTERS

Shabalinskaya L.A., Milinis L.V., Loponos S.V., Maslov A.A., Frolov D.O.

The work is devoted to the study of the wear kinetics of gears and bearings of the main reducers of helicopters based on tribology. The methods of ferrographic and atomic-emission analysis of wear particles in the oil samples were used in the work. On the basis of the results obtained, the normalization of the elevated and maximum permissible values of the diagnostic parameters was carried out.

Keywords: tribology, tribodiagnostics, helicopter reducer, ferrography, spectral analysis.

1. Объекты

Авторами проведено исследование кинетики изнашивания зубчатых колёс и подшипников главных редукторов вертолетов в процессе 360-часовых стендовых ресурсных испытаний главного редуктора среднего вертолета (СВ) и летных испытаний главного редуктора тяжелого вертолета (ТВ) путем систематизации данных по процессам изнашивания и трибологического анализа проб масла, отобранных из маслосистем главных редукторов, а также на базе ранее полученных научных результатов [1-2].

2. Методы исследования и средства исследования

Метод ASTM D 6595 – 16 [3] позволяет определять элементный состав продуктов изнашивания в дисперсной фазе частиц диаметром менее 10 мкм и в виде молекул, а также веществ, присутствующих в масле виде присадок и загрязнений. В качестве средства измерения был применен атомно-эмиссионный спектрометр “Spectroil-M” (Spectro Inc).

Метод ASTM D 7690 – 17 [4], основанный на магнитном осаждении частиц изнашивания из проб масла, позволяет определять типы реализуемых процессов изнашивания и индекс интенсивности изнашивания по параметрам продуктов изнашивания в дисперсной фазе только диагностически важных частиц с эффективным диаметром 20 - 300 мкм [5-6]. Средства измерения описаны в разделе 5.

Метод прямопоказывающей феррографии [1] позволяет определять концентрацию больших, более 5 мкм (D_L) и малых, менее 2 мкм (D_S) ферромагнитных частиц в баллах оптической плотности прибора и показатель изнашивания – WPC, равный сумме D_L и D_S. В качестве средств измерения был применен феррограф Predict DR (DLI).

3. Диагностические параметры продуктов изнашивания в масле, отобранном из авиационных редукторов в процессе их испытаний

Для проведения оценки технического состояния узлов трения методом трибодиагностики необходимо иметь нормы предельно допустимых, повышенных и нормальных значений диагностических параметров продуктов изнашивания в масле.

Диагностическими параметрами выбираются концентрации элементов химического состава проб масла, размер, количество, форма и цвет частиц, а также наличие или же отсутствие характерного металлического блеска.

Значения повышенных концентраций (ПК) элементов химического состава частиц износа и их количества являются такими, при которых редуктор ставится на особый контроль, а значения предельно допустимых концентраций (ПДК) становятся такими, при которых он снимается с эксплуатации.

Расчет ПК и ПДК проводится путем нормирования результатов анализа.

4. Результаты атомно-эмиссионной спектроскопии и прямопоказывающей феррографии

Как показывают проведенные исследования, наиболее показательными в условиях эксперимента, т.е. нагрузочного режима, наработки и режима отбора проб, и примененного методического обеспечения, диагностическими параметрами состояния зубчатых колёс являются концентрации железа, меди и частиц износа по видам изнашивания и размерным фракциям, а также морфологические характеристики частиц износа, а именно: форма, размер, ориентация в магнитном поле. Результаты исследования представлены в табл.1-2 и на рис.1-3

Микрофотографии соответствующих феррограмм представлены на рис. 1-2.

5. Результаты аналитической феррографии

Оценка кинетики процессов аномального изнашивания, сопровождающегося образованием частиц размерной фракции больше 20 мкм, проводилась с использованием аналитического феррографа T2FM (Spectro Inc.) , бихроматического оптического микроскопа Биолам–И (АО «ЛОМО»), фотокамеры типа ToupCam с программным обеспечением ToupVieu (x64) и Атласов частиц износа [5-6].

Таблица 1. **Сопоставление ряда трибодиагностических параметров главных редукторов СВ и ТВ**

Тип редуктора	Наработка редуктора	Элементный состав, г/т, в работавшем масле.		Результаты феррографического анализа, полученные на прямопоказывающем феррографе, балл DR/мл		
		C_{Fe}	C_{Cu}	D_L	D_S	WPC
СВ	50ч	5,0	8,1	9,3	6,1	15,4
	100ч	3,7	6,0	6,4	4,8	11,2
ТВ	47ч 36мин	3,7	3,0	7,8	5,2	13
	107ч 11мин	10,5	4,5	9,3	4,1	13,4

Примечание:
1.C_{Fe} – концентрация железа;
2. C_{Cu}– концентрация меди;
3. D_L – концентрация частиц больше 5мкм;
4. D_S – концентрация частиц меньше 2мкм;
5. WPC – показатель изнашивания (D_L +D_S).

Таблица 2. **Нормирование повышенных и предельно допустимых значений диагностических параметров частиц износа**

№ п/п	Наименование параметра	ТВ		СВ	
		C_{Fe}	C_{Cu}	C_{Fe}	C_{Cu}
1	Математическое ожидание (среднее статистическое) - M*, г/т	8,67	4,42	4,14	5,33
2	Среднее квадратичное отклонение σ(*) от математического ожидания, г/т	2,02	0,99	1,82	1,65
3	Повышенная концентрация (ПК), г/т	14,74	7,42	9,6	10,28
4	Предельно-допустимая концентрация (ПДК), г/т	18,79	9,42	13,24	13,58

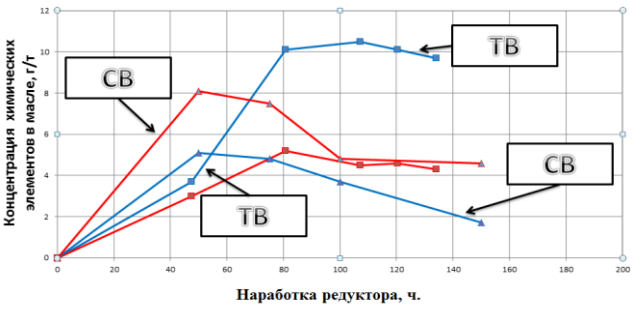
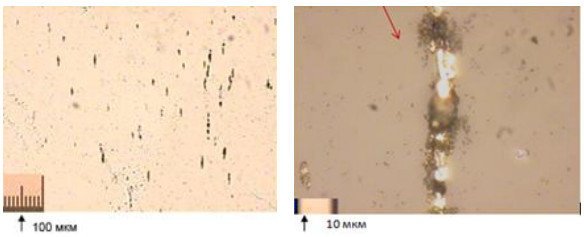


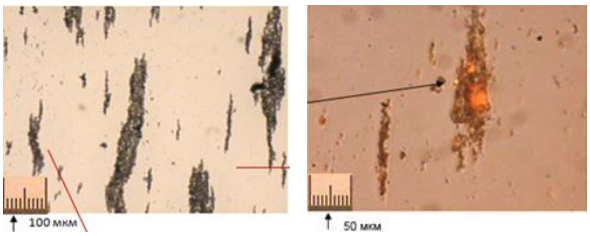
Рис. 1**. Кинетика изнашивания деталей редукторов СВ и ТВ по результатам атомно-эмиссионной спектроскопии**

Результаты проведенного исследования представлены на рис. 2-3.



а) б)

Рис. 2. **Микрофотографии феррограмм пробы масла ЛЗ-240, отобранной из главного редуктора СВ с наработкой 50 часов. Вход феррограммы. а) х100, б) х1000**



а) б)

Рис. 3. **Микрофотографии феррограмм пробы масла ЛЗ-240, отобранной из главного редуктора ТВ с наработкой 47 часов 36 минут. Вход феррограммы. а) х100, б) х1000**

6. Идентификация результатов определения диагностических параметров продуктов изнашивания, полученных в процессе эксплуатации редуктора

Исследование кинетики изменений концентрации химических элементов по результатам атомно-эмиссионного спектрального анализа работавшего масла, проведенного на спектрометре SPECTROIL M, представленное в таблице 1 и на рис. 1, показывает, что имеют место следующие процессы:

1. Снижение концентрации железа в пробе масла редуктора СВ с увеличением его наработки.
2. Снижение концентрации меди в пробе масла редуктора СВ с увеличением его наработки.
3. Увеличение концентрации железа в пробе масла редуктора ТВ с увеличением его наработки.
4. Увеличение концентрации меди в пробе масла редуктора ТВ с увеличением его наработки.

Из чего следует, что процесс нормального изнашивания, или истирания, обусловленный образованием частиц износа размерной фракции < 10 мкм, в обоих рассматриваемых главных редукторах стабилизируется.

На основании применения такого же исследования в процессе стендовых и летных испытаний трех образцов каждого типа главных редукторов СВ и ТВ, что составило 30-40 проб масла, был проведен расчет нормирования повышенных и предельно-допустимых значений диагностических параметров частиц износа (ПК и ПДК), приведенный в табл. 2. При этом подразумевается один из серии диагностических параметров - концентрация химических элементов частиц износа.

Феррографическое исследование проб работавшего масла, выполненное на прямопоказывающем феррографе Predict-DR, представленное на рис. 2-3 и табл. 1, показало следующее.

В масле редуктора СВ суммарная концентрация крупных (больше 5 мкм) и мелких (меньше 2 мкм) ферромагнитных частиц износа уменьшается, также как и в отдельности концентрации, как крупных ферромагнитных частиц, так и мелких (табл. 1).

В масле редуктора ТВ суммарная концентрация крупных и мелких ферромагнитных частиц не меняется с увеличением наработки редуктора, причем отдельно концентрация крупных частиц увеличивается, а мелких уменьшается (табл. 1).

При 50 часах наработки в пробах масла редуктора СВ наблюдается нормальное изнашивание зубчатых колес с уровнем 3 по 10-бальной шкале Атласа частиц износа [6]. Обнаружены стальные частицы с максимальным размером 15 мкм.

При 47 часах 36 минутах наработки редуктора ТВ в пробах масла наблюдается аномальное изнашивание с уровнем 3 по 10-бальной шкале Атласа частиц износа и баллам DR бронзовой или латунной детали с размером частиц износа от 15 до 60 мкм. Наличие такого износа сопровождается усилением интенсивности процесса нормального истирания, происходящего с образованием частиц износа размерной фракции 1-10 мкм. Данный эффект подтверждается результатами атомно-эмиссионного анализа, и, возможно, связан с изнашиванием шлицы рессоры (50ХФА с меднением, 40ХН2МА с меднением), втулки маслонасоса (Бр010С10), сепаратора подшипника (безоловянистая бронза БрАЖМц 10-3-1,5, латунь ЛЦ40С).

При 107 часах 11 минутах наработки в редукторе ТВ по частицам износа в пробе масла наблюдается выкрашивание, возможно, зубчатых колес и деталей подшипников, так как обнаруживаются стальные частицы выкрашивания размером от 15 до 50 мкм в количестве, соответствующем уровню 3 по 10-бальной шкале Атласа частиц износа [6].

Наблюдаемое расхождение в кинетике и интенсивности изнашивания, как для нормального, так и аномального, видов изнашивания зубчатых колес редукторов СВ и ТВ объясняется следующим образом. С точки зрения сравнения их летно-технических характеристик большая интенсивность изнашивания редуктора ТВ может быть связана с тем, что он работает в более высоконагруженном режиме (мощность на взлетном режиме двигателя 2800 л.с.) и является более высокооборотным (частота вращения свободной турбины на входе составляет 17000 об./с), чем редуктор СВ, у которого рабочая мощность составляет 2200 л.с., а частота вращения составляет 6700 об/с.

Вывод

Полученные результаты проведенного исследования позволяют сделать вывод, что данная работа может быть рассмотрена как методические рекомендации по трибодиагностике зубчатых колес различных главных редукторов вертолетов для определения норм повышенных и предельно-допустимых значений диагностических параметров.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства промышленности и торговли Российской Федерации.

[1] Степанов В.А. Диагностика технического состояния узлов трансмиссий газотурбинных двигателей по параметрам продуктов износа в масле. – Рыбинск: НПО САТУРН. - 2002, 73-76.

[2] Л.А. Шабалинская, В. В. Голованов, Е. С. Бубнова, А. О. Мельников, А. В. Григорьев, Е. С. Проданов. Трибодиагностика технического состояния авиационных редукторов по стадиям поверхностного изнашивания их деталей //Трение и износ. – 2017(38), № 4, 341-345.

[3] ASTM Designation: D 6595 – 16 Standard test Method for Determination of Wear Metals and Contamination in Used Lubricating Oils or Used Hydraulic Fluids by Rotating Disc Electrode Atomic Emission Spectrometry.

[4] ASTM D 7690 – 17 Standard Practice for Microscopic Characterization of Particles from In-Service Lubricants by Analytical Ferrography.

[5] Daniel P Anderson. Wear particle atlas. Naval Air Engineering Center Lakehurst, New Jersy. – 1982.
Daniel P Anderson. Wear particle atlas. Reprinted 1995 Predict/DLI. Cleveland, Ohio.

[6] Wear Particle Atlas. Monach University, Melbourne, Victiria, Australia. – 1997. (Wear Particle Atlas version 2.0. Lubrisoft, Australia. – 2003/ Электронная версия, CD-диск.)

СВОЙСТВА МАТЕРИАЛА И СУБШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ

Шалыгин М.Г.

E-mail: migshalygin@yandex.ru

ФГБОУ ВО «Брянский государственный технический университет», Брянск, Россия.

В статье рассмотрена субшероховатость поверхности трения стали 40Х. Проведен анализ изображений, полученных на сканирующем зондовом микроскопе в режиме «фаза». Установлено, что в данном режиме крупные фазы, формирующие замкнутый контур являются границами зерен материала. Показано, что внутри замкнутых контуров присутствуют скачки параметра «фаза», которые представляют собой дефекты решетки.

Ключевые слова: субшероховатость, фаза, зерно, поверхность трения, свойства поверхности.

PROPERTIES OF MATERIAL AND SUB-ROUGHNESS FRICTION SURFACE

Shalygin M.G.

The article considers the sub-roughness of the friction surface of steel 40X. The analysis of the images obtained on the scanning probe microscope in the "phase" mode is carried out. It is found that in this mode the large phases forming a closed loop are the boundaries of the material grains. It is shown that inside the closed circuits there are jumps of the "phase" parameter, which are lattice defects.

Keywords: sub-roughness, phase, grain, friction surface, surface properties.

Согласно [1, 2] под субшероховатостью понимают микронеровности с размерами по высоте Rz_c 1,0…100 нм. и шагом Sm_c(s) 10…1000 нм, находящиеся на шероховатости поверхности. Принято считать, что образование субшероховатости тесно связано с внутренней структурой твёрдого тела, её дефектами, а также процессами взаимодействия поверхности с окружающей средой. В работе [1] было предложено оценивать субшероховатость поверхности параметрами *Rz* и *Sm*, однако не было указано, как это делать. В работах [3, 4] предложено добавить индекс к параметрам, чтобы различать их с параметрами шероховатости поверхности. Фактически Sm_c по ГОСТ 2789-73 – это шаг по вершинам локальных выступов *s*.

В работе [5] рассматривалась связь субшероховатости поверхности с зернами материала, в результате чего было установлено, что зерна материала на 57,7 % оказывают влияние на формирование субшероховатости поверхности, в то время, как совокупность всех остальных факторов – не более чем на 42,3 %. Однако остался ряд вопросов, среди которых влияние фазового состава материала и дефектности структуры на формирование субшероховатости.

Для этой цели были изготовлены образцы из стали 40Х с феррито-перлитной структурой. Механическая обработка образцов осуществлялась тонким шлифованием до параметра шероховатости поверхности Ra = 0,4 мкм.

Фазовый состав поверхности, полученной на сканирующем зондовом микроскопе (СЗМ) Femtoscan в режиме «фаза», неоднороден, растягивание оси OZ позволило выделить крупные фазы (рис. 1). Большинство из них имеют близкие значения фазовой частоты и располагаются близко к общей плоскости.

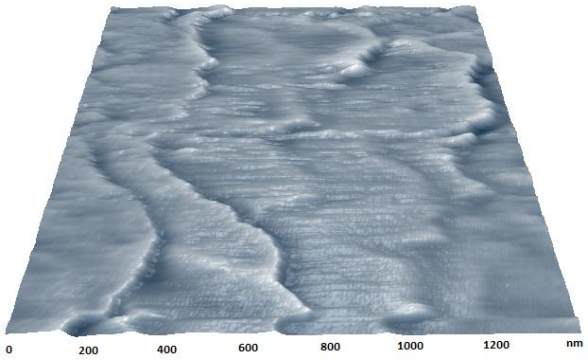


Рис. 1. **Визуализация изображения, полученного в режиме «фаза»**

Однако некоторые из них расположены в плоскости, которая заметно выше. Не исключено, что фазы, расположенные в другой плоскости, могут являться структурой другого типа (иметь другой тип сингонии кристаллической решетки), чем основная. Границами крупных фаз могут являться объемные дефекты – границы зерен материала, так как крупные фазы ограничены замкнутым контуром. На крупных фазах присутствуют более мелкие изменения от идеально гладкой плоскости, которые могут являться дефектами кристаллической решетки. Таким образом, фазовый состав поверхности и дефекты решетки принимают участие в формировании субшероховатости.

Анализ профилограмм (рис. 2) субшероховатости поверхности образцов позволил установить средние значения параметров субшероховатости Rz_c = 14,12 нм; Sm_c = 28,67 нм.

Средний размер крупных фаз, ограниченных замкнутым контуром и снятый с того же участка, что и профилограммы субшероховатости равен L_{ph} = 27,47 нм. Средние значения находятся близко друг от друга, однако размах размеров крупных фаз и их число превосходят таковые для шага субшероховатости. Структура материалов неоднородна, поэтому анализ размеров крупных фаз по средним значениям не позволяет судить об их связи с субшероховатостью поверхности.

На рис. 3 присутствуют крупные фазы. Кроме них на данном рисунке присутствуют пустые пространства, которые также хорошо видны на рис. 1.

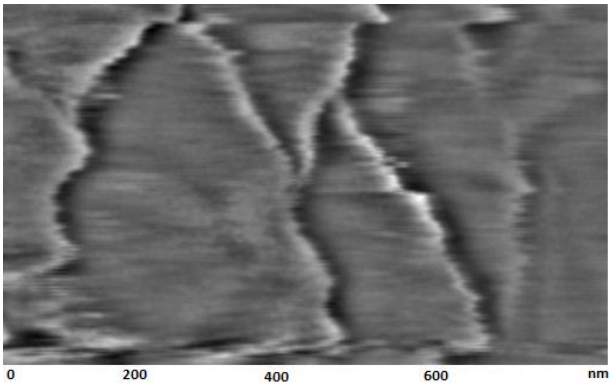


Рис. 3. **Структура поверхности**

Граница крупных фаз представляет замкнутый контур, который дает скачек значения параметра «фаза» СЗМ. Граница дает скачок параметра «фаза» СЗМ и затем возвращается к значениям близким к значениям соседней фазы. Учитывая, что в пределах границ все значения находятся близко к общей площади, можно утверждать, что внутри крупных границ имеет место одна фазовая составляющая материала. Так как скачки происходят на границах и границы являются замкнутыми, тогда рассматриваемые крупные фазы являются границами зерен.

Кроме замкнутых скачков на рис. 1 и 3 присутствуют также мелкие, разбросанные скачки. Данные скачки являются дефектами решетки, при

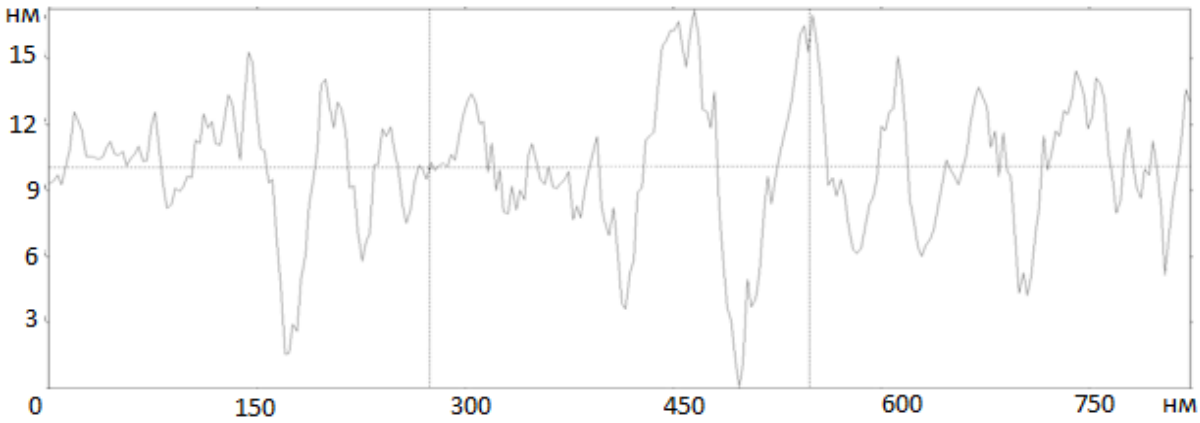


Рис. 2. **Профилограмма субшероховатости поверхности**

скачке вверх – адатом, при скачке вниз – вакансия. Пустые пространства изобилуют разбросанными скачками и также находятся близко к общей плоскости с крупными фазами (зернами), следовательно данные пространства являются той же фазовой составляющей материала, что и зерна.
Наличие пространств объясняется структурой и механической обработкой материала. При механической обработке наиболее крупные зерна подвергаются резанию. Срезанная часть крупного зерна приводит к образованию пространств на СЗМ изображении. Таким образом, на формирование субшероховатости крупные зерна материала не оказывают влияния, так как полностью или частично удаляются с поверхности обрабатывающим инструментом. Следовательно, субшероховатость формируют мелкие зерна, представленные на СЗМ изображениях крупными фазами, и поверхностные дефекты кристаллической решетки, присутствующие на срезанных крупных зернах.

Таким образом, если принять во внимание то, что субшероховатость – это свойство поверхности, тогда следует, что эти свойства напрямую зависят от фазового состава, размера зерен и типа и локации дефектов кристаллической решетки. Для более детального объяснения явления субшероховатости следует, при разработке регрессионной модели, учесть наличие мелких отклонений на крупных фазах – линейных и точечных дефектов, присутствующих на зернах.

[1] Инженерия поверхностей деталей / Колл. авт.; под ред. А.Г. Суслова. – М.: Машиностроение, 2008. – 320 с.
[2] Myshkin N.K., Petrokovets M. I., Chizhik S. A. «Basic problems in contact characterization at nanolevel» // Trib. Int. 1999. V. 32, № 7. P. 379—385.
[3] Suslov A.G. and Shalygin M.G. The interrelation of the surface subroughness of martensitic steels with their granularity the quality of mechanical processing. AIP Conf. Proc. 1785, 040085 (2016).
[4] Shalygin M.G. Correlation between Nano-Roughness with Grains of Austenitic Steel and Machining Quality // J. Fundam. Appl. Sci., 2016, 8(3S), 2835-2841.
[5] Шалыгин М.Г. Изнашивание субшероховатости поверхностей трения в водородсодержащей среде: монография. – М: Инновационное машиностроение, 2018. – 92 с.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ МЕТАЛЛОПЛАКИРОВАНИЯ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ТЯГОВО-СЦЕПНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛОКОМОТИВОВ

Шаповалов В.В., Харламов П.В., Носков В.Н., Ананко А.М.

E-mail: nypotilitailla@yandex.ru, tmt@rgups.ru

ФГБОУ ВО РГУПС, г. Ростов-на-Дону, Россия.

Рассматривается метод металлоплакирования тяговой поверхности бандажа и рабочей поверхности гребней колес, с целью увеличения тяговых характеристик локомотива и снижения интенсивности износа гребней колёсных пар.
Ключевые слова: система колесо-рельс, металлоплакирование, сила тяги, модифицирование поверхности.

IMPROVING METAL PLATING WITH THE AIM OF IMPROVING TRACTION CHARACTERISTICS OF LOCOMOTIVES

Shapovalov V.V., Kharlamov P.V., Noskov V.N., Ananko A.M.

The method of metal plating of the traction surface of the bandage and the working surface of the wheel ridges is considered in order to increase the traction characteristics of the locomotive and reduce the intensity of wear of the wheelset ridges.
Keywords: wheel-rail tribosystem, metal plating, traction force, the modification of the surface.

Современные условия развития железнодорожного транспорта, наличие «жесткой конкуренции» с другими видами транспорта предопределяют повышение эффективности локомотивов, в частности увеличение их тягово-сцепных, технико-экономических и экологических характеристик.

Технология «ГРС-РАПС», базирующаяся на контактно-ротапринтном способе модифицирования (лубрикации) рабочих поверхностей колеса локомотива является одним из наиболее эффективных способов, применяемых на сети дорог ОАО «РЖД». На базе разработанной технологии контактно-ротапринтного стержневого гребнерельсосмазывания «ГРС-РАПС» и технологии применения модификаторов трения с анизотропными свойствами (МТА) разработана принципиально новая комбинированная технология, которая позволяет одновременно увеличить ресурс гребней бандажей колесных пар современных локомотивов и существенно повысить их тягово-сцепные характеристики.

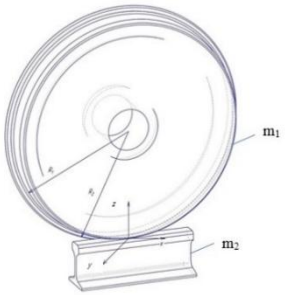


Рис. 1. **Фрикционная система «колесо локомотива – рельс»**

Как известно, величину гарантированной прицепной нагрузки локомотива обеспечивает и лимитирует фрикционная связь колеса локомотива с рельсом (рис. 1).

В свою очередь процесс формирования фрикционной связи и, соответственно, силы тяги состоит из этапов упруго-пластического деформирования контактирующих на пятне фактического касания (ФПК) колеса с рельсом микро- и макрошероховатостей материалов колеса и рельса в трехкоординатном пространстве (рис. 2).

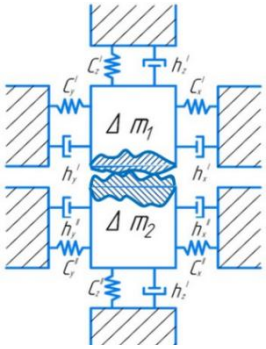


Рис. 2. **Фрикционная связь колеса локомотива с рельсом в трехкоординатном пространстве**

Процесс деформации контактирующих микрошероховатостей происходит с участием адгезионных связей материала колеса и рельса и является итогом механического и адгезионного взаимодействия материалов в зоне ФПК. В связи с этим реализуемая сила тяги зависит от большого числа внешних и внутренних факторов (более 40). От величин температур: T_1 колеса, T_2 третьего тела, T_3 рельса, температурных градиентов вышеназванных температур, от физико-механических характеристик: $\sigma_1\sigma_2\sigma_3$; $\Delta\sigma_1\Delta\sigma_2\Delta\sigma_3$; $\tau_1\tau_2\tau_3$; $\Delta\tau_1\Delta\tau_2\Delta\tau_3$. В свою очередь выше названные физико-механические характеристики зависят от объемных температур и их градиентов, в свою очередь от температурных факторов и физико-механических величин зависят силы адгезионного и когезионного взаимодействия, а также скорости их формирования. Давление в зоне ФПК является одним из ведущих и определяющих факторов реализации силы тяги и в значительной степени определяются термодинамическими процессами от которых зависит значение ФПК и соответственно значение реализуемой силы тяги. В свою очередь ФПК колеса с рельсом меняется на порядок и более, так как зависит от текущей геометрии контактирующих поверхностей колеса и рельса, которая постоянно меняется (например, контакт «нового» колеса с «новым» рельсом или изношенным; контакт изношенного колеса с «новым» или изношенным рельсом; постоянно меняется и степень износа, геометрия поверхности, а значит и ФПК), таким образом, контакт колеса с рельсом является не конформным узлом трения, для которых решение оптимизационных трибологических задач является очень трудоемким процессом. Выходные параметры динамических упруго-диссипативных фрикционных систем в значительной степени определяются внешними и внутренними динамическими процессами. При активизации адгезионных связей, например, связанной с возникновением кратковременных или длительных режимов взаимодействия поверхностей трения со скоростью скольжения равной нулю или с другими факторами, возникают условия формирования атермического схватывания (схватывания II рода). Данное состояние характеризуется стремлением к нулю частоты динамического взаимодействия контактирующих микро- и макрошероховатостей поверхностей трения, что ведет к резкому росту износа и $f_{тр}$. В связи с вышесказанным коэффициент трения (сцепления) может меняться от 0 (эффект Толстого-Пуша) до ∞ (атермическое и термическое схватывание).

Одним из эффективных путей повышение величины гарантированной прицепной нагрузки является метод «управления» процессами трения в контакте колеса с рельсом. Целью данного управления является повышение $f_{сц}$ (с 0,27 до 0,4-0,5), а так же повышение стабильности $f_{сц}$ то есть обеспечения реализации условий при которых колебания коэффициента сцепления $\Delta f_{сц} \to 0$.

Гребень колеса при синусоидальном движении, а также при движении с непогашенными ускорениями в криволинейных участках пути создает дополнительную силу тяги, которая компенсирует возникающие дополнительного сопротивления движению подвижного состава. При этом гребень активно изнашивается за счет повышенной скорости скольжения колеса относительно рельса по оси Y. По оси X скорость скольжения гребня колеса относительно рельса практически равна скорости скольжения тяговой поверхности колеса рис. 1.

С целью снижения интенсивности изнашивания гребней колес железнодорожного подвижного состава на рабочие поверхности гребней или на боковую поверхность головки рельса наносится смазочный материал. Применение этой технологии позволяет снизить интенсивность изнашивания в 5-10 раз. Данная технология, кроме падения силы тяги за счет $f_{тр}$ гребня колеса о боковую поверхность головки рельса, создает условия падения силы тяги за счет попадания антифрикционного смазочного материала на тяговую поверхность колеса. Кроме факта падения коэффициента сцепления возможны

также и другие негативные последствия применения лубрикации: увеличение тормозного пути при замасливании тяговой поверхности головки рельса, а соответственно прохода запрещающего сигнала, появление дефекта неравномерного изнашивания поверхности кругов катания колес вагонов. В последнее время с целью повышения величины и стабильности силы тяги учеными и специалистами многих стран активно ведутся работы по созданию альтернативной подаче песка технологии. Одной из них является технология модифицирования поверхностей колеса и рельса с целью повышения тягового усилия локомотива, а также исключения негативных последствий применения песка как активизатора сцепления (интенсивный износ колес и рельсов, запесочивание балластной призмы и т.д.). Применение модификаторов поверхности трения является наиболее перспективным и эффективным путем увеличения провозной и пропускной способности железных дорог, повышения конкурентоспособности системы «путь – подвижной состав». Одной из разновидностей модифицирования рабочих поверхностей колеса и рельса является метод плакирования – нанесение тонких пленок материалов с определенными функциональными свойствами (повышенным или пониженным коэффициентом трения, повышенной износостойкостью и т.д.). Методы поверхностного упрочнения (плазменного упрочнения колес) также относятся к методам модифицирования поверхности трения. Данные методы позволяют снизить интенсивность изнашивания гребней колес, но при этом резко возрастает износ рельсов.

Модифицирование рабочих поверхностей колес локомотивов методами металл-полимерного плакирования являются наиболее перспективными. Применяя в качестве материала для плакирования технический алюминий имеется возможность в 1,5-2 раза увеличить ресурс колесных пар при этом не создавая условий повышенного изнашивания рельсов. Применение алюминия позволяет повысить на 20-30% величину и на 50-80% стабильность тягового усилия при реализации сил продольного крипа и снизить на 20-50% силы поперечного крипа, возникающее при вписывании локомотива в кривые участки пути и при движении по синусоиде в прямолинейных участках. В режиме реализации тягового усилия при взаимодействии колеса (бандажа или гребня) возможно формирование следующих фрикционных связей, при нанесении $H>2\text{-}3$ $(R_Z,\ R_a)$ реализуется уровни коэффициента сцепления «а» или «б» (рис. 3).

Уровень реализуемого коэффициента сцепления в режиме предварительного смещения, не превышающий 1,5% ($V_{ск}$=1,5%) стабильно выше величины расчетного значения гарантированной прицепной нагрузки ($\varphi = 0{,}27$) и лежит в пределах 0,3-0,35. Рис. 3а соответствует взаимодействию гребня колеса или его тяговой поверхности с головкой рельса при «передозировке» алюминия или при наличии остаточных объемов его на головке рельса. Режим «б» реализуется за счет нанесения тонкого слоя алюминия на рабочую поверхность колеса, образования пленки оксида алюминия и ее разрушения. Часть объема данной пленки за счет адсорбционных свойств оксида алюминия поглощает (нейтрализует) определенный объем загрязнений, а также экранирует остатки загрязнений. Оставшийся объем закрепляется на фактической площади касания рабочих поверхностей колеса и рельса под воздействием энергии контактного взаимодействия на пятнах контакта, при этом формируется прочная фрикционная пленка из окисла алюминия, которая обеспечивает реализацию сцепления $f_{сц} \approx 0{,}35 - 0{,}45 > [f] = 0{,}27$ (рис. 3б) (превышает расчетное значение коэффициента трения на 30-60%).

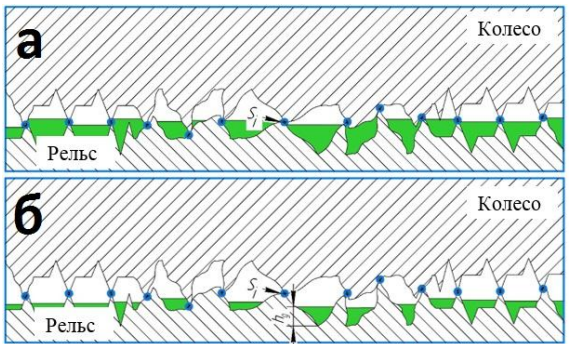


Рис. 3 **Режим металлоплакирования (а-при «передозировке» алюминия; б-за счет нанесения тонкого слоя алюминия на рабочую поверхность колеса**

Таким образом, в случае модифицирования поверхностей трения колеса и рельса фрикционный контакт колеса с рельсом переходит в состояние 1 (рис. 3а) когда $\sum V_1 > \sum V_2$, где $\sum V_1$ – суммарный объем загрязнений во впадинах рабочих поверхностей колеса и рельса, $\sum V_2$ – суммарный объем впадин на рабочих поверхностях колеса и рельса в состояние 2 когда $\sum V_1 < \sum V_2$.

В случае нанесения на стальную поверхность пленки алюминия толщина H, которой соизмерима с R_a рабочей поверхности в режиме предварительного смещения или скорости качения с 2-3% скольжением коэффициент сцепления составляет величину до 0,4 в случае равенства толщины пленки $H=5\text{-}7R_a$ значение коэффициента сцепления будет находиться в пределах от 0,1-0,2. Для обеспечения формирования на рабочих поверхностях трения прочной сплошной пленки алюминия необходимо обеспечить более прочную адгезионную связь алюминия с железом по сравнению с прочностью когезионных связей алюминия.

Данное условие определяется рядом факторов. Микрообъемы алюминия избирательно мигрируют с брикета модификатора на рабочую поверхность колеса и переходят на рабочую поверхность рельса, при этом обеспечивается определенное соотношение подаваемых объемов Al, скоростей движения локомотива, усилия прижатия брикета Al к бандажу и др. Одним из ведущих и управляющих факторов переноса пленки алюминия на стальную поверх-

ность является величина комплексного параметра *PV* (где *P* сила нормального давления *V* скорость относительного скольжения), то есть мощность трения. В процессе модифицирования стальных поверхностей колеса (рельса) нанесение пленки алюминия происходит при отрицательном градиенте сдвигового сопротивления (вектор направлен в сторону увеличения). После окончания процесса формирования защитной пленки «нормальное» трение качения со скольжением происходит при условии меньшей прочности поверхностных слоев по сравнению с более глубокими, то есть при реализации положительного градиента сдвигового сопротивления. Данное состояние чередуется интенсивностью преобладания адгезионных процессов, то есть прочности адгезионных связей над когезионными меняется по мере формирования пленки алюминия на стальных поверхностях, ее разрушения и восстановления.

Снижение интенсивности изнашивания рабочих поверхностей колеса и рельса является основой для решения поставленных задач по повышению эффективности системы «колесо-рельс». Увеличение тягово-сцепных характеристик локомотивов, помимо увеличения веса поездов, позволяет обеспечить эффективность торможения, в частности минимизирует тормозной путь при экстренном торможении. Увеличение плечей оборота локомотивов без осуществления экипировки и технического обслуживания при осуществлении перевозочного процесса позволяет получить существенный экономический эффект от реализации полигонного обращения тягового подвижного состава.

Разработанная технология применения специальных модификаторов, а именно брикетов плакирующих фрикционных материалов (ПФМ) и плакирующих антифрикционных материалов (ПАМ) в различных комбинациях существенно улучшает условия движения и вписывания в кривых и прямых участках пути путем снижения сил поперечного крипа. Данная технология позволяет управлять процессами трения путем нанесения методом плакирования тонких пленок с соответствующими свойствами на рабочие поверхности гребня и круга катания колеса локомотива.

Бортовая система автоматического контроля и управления (САКУ) с устройствами подачи брикетов фрикционных плакирующих модификаторов (ФПМ) поверхностей трения, установленная на локомотиве, прогнозирует наступление предельного уровня скольжения с целью предварительного включения системы модифицирования и исключения режимов реализации тяги при повышенном уровне скорости скольжения. Устройства подачи брикетов ФПМ с системами САКУ устанавливаются на всех колесных парах локомотива, чем реализуется автономное управ-ление силовыми агрегатами.

В основе данной технологии лежит схема контактно-ротапринтного модифицирования тяговой поверхности смазочными материалами, имеющими анизотропные свойства с целью реализации максимального уровня силы тяги (сил продольного крипа) при качении с 2–5% проскальзыванием. Смазочный материал, выполняющий роль третьего тела (модификатор поверхности трения) позволяет реализовать коэффициент сцепления на уровне 0,3÷0,5. При 100% скольжении реализуется анизотропия свойств материала модификатора поверхности трения и коэффициент трения падает до уровня 0,12÷0,15, что приводит к снижению в 3÷5 раз силы поперечного крипа. Путем снижения сил сопротивления движения локомотива возникающих при преодолении сил поперечного крипа мы можем снизить затраты на энергопотребление.

Это решение позволяет повысить силу тяги путем обеспечения оптимальных скоростей скольжения каждой из осей колесных пар, улучшить условий вписывания в кривые тележек локомотивов, путем снижения сил поперечного крипа. За счет применения ФПМ с анизотропными свойствами снижается уровень вероятности развития усталостный трещин в материале колеса путем их «залечивания» в состоянии зарождения, что увеличивает ресурс колесной пары.

В качестве привода подачи брикетов используется специальная конструкция и три схемы плакирования (рис. 4), где а) комбинированное метало-полимерное плакирование: 1 – металический (ПФМ), 2 – полимерный (ПАМ) элемент брикета модификатора; б) комбинированное металлоплакирование: 3 – металлический (ПФМ), 4 – металлический (ПАМ) элемент брикета модификатора; в) реализация анизотропных фрикционных связей: 5 – универсальный плакирующий материал (металл или полимер).

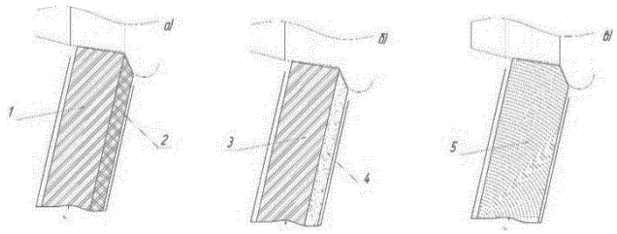


Рис. 4 **Схема комбинированного метало-полимерного плакирования поверхности гребня и тяговой поверхности круга катания бандажа**

Предлагаемый метод позволит обеспечить поддержание оптимального уровня скорости скольжения, которому соответствует максимальный уровень силы тяги локомотива. При этом обеспечивается увеличение ресурса колесных пар за счет снижения интенсивности изнашивания поверхности кругов катания колес, путем металлоплакирования, «залечивания» усталостных микротрещин на поверхности трения колес (рис. 5), а также за счет исключения явления термического и атермического схватывания, сопровождаемыми скачками коэффициента трения, снизить или вообще устранить фрикционные автоколебания в силовом приводе локомотива, повысить надежность и долговечность его элементов.

Таким образом, технологию управления процессами, протекающими во фрикционным контакте колеса локомотива с рельсом возможно организовать на основе долеактивного, фазо- и амплитудно-частотного анализа упруго-диссипативных процессов трения качения с проскальзыванием колеса локомотива по рельсу.



Рис. 5 **Состояние поверхностей трения**

Выводы:

1) Одним из перспективных и эффективных методов повышения тяговых характеристик локомотивов, снижения интенсивности изнашивания рабочих поверхностей колеса и рельса, увеличения ресурса колесных пар и срока эксплуатации рельсов является метод металлоплакирования тяговой поверхности бандажа и рабочей поверхности гребня колес.

2) Реализуя химическую анизотропию плакирующих пленок алюминия имеется возможность снизить в 5-10 раз интенсивность изнашивания рабочих поверхностей колеса и рельса.

3) Металлоплакирование алюминием рабочих поверхностей колеса и рельса позволяет значительно повысить ресурс колесных пар и надежность трибосистемы за счет реализации эффекта микрошлифования и «залечивания» глубоких трещин на поверхности колеса.

4) Применение технологии комбинированного металлоплакирования рабочих поверхностей колес локомотива позволяет исключить традиционную технологию лубрикации гребней колес локомотивов со всеми негативными моментами (например, возможность замасливания тяговой поверхности колеса и т.д.).

5) Технология металлоплакирования рабочих поверхностей колес локомотивов является альтернативой технологии пескоподачи и при ее внедрении позволит исключить применение песка в виде модификатора трения, вместе с такими негативными моментами как запесочивание балластной призмы, фрикционными автоколебаниями, потерями до 2-5% тяговой энергии, возникающими при разрушении частиц песка.

ИССЛЕДОВАНИЕ БЛОКА УПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОЙ БАЛАНСИРОВКИ С ИМПУЛЬСНЫМИ ИСТОЧНИКАМИ ЭНЕРГИИ

Шаталов Л.Н., Угурчиев У.Х., Голованов Б.О., Михеев А.В.

E-mail: shatlev37@mail.ru

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия.

Работа посвящена решению задачи по созданию блока управления для систем автоматической балансировки на основе импульсных источников энергии.

Ключевые слова: автоматическая балансировка, балансирующее вещество, блок управления.

THE STUDY OF THE CONTROL UNIT FOR AUTOMATIC BALANCING SYSTEMS WITH PULSED SOURCES OF ENERGY

Shatalov L.N., Ugurchiev U.Kh., Golovanov B.O., Mikheev A.V.

The work is devoted to creating a control unit for automatic balancing systems based on pulsed energy sources problem solving.

Keywords: balancing, balancing substance, control unit.

Создание систем автоматической балансировки на основе импульсных источников энергии (электрогидравлического эффекта, импульсного магнитного поля, пьезоэффекта) [1] потребовало решения ряда специальных задач, в том числе создания блока управления БУ, в функции которого входит:

1. Автоматическое включение в работу устройства коррекции дисбаланса при наличии на роторе дисбаланса, превышающего допустимое значение и отключение устройства коррекции дисбаланса после окончания процесса балансировки.

2. Устранение влияния на точность балансировки детерминированных и случайных помех, а также помех, вызванных динамическим воздействием наносимых дискретных порций.

3. Управление частотой выбросов корректирующих масс.

4. Анализ и устранение фазовых погрешностей при нанесении корректирующих масс.

5. Управление энергией наносимых дискретных порций.

Блок-схема замкнутой системы автоматического регулирования, показывающая принцип ее действия независимо от конструктивного выполнения отдельных элементов, приведена на рис. 1.

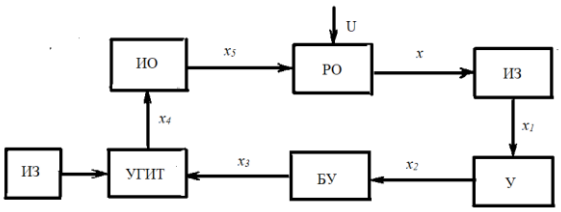


Рис. 1. **Блок-схема автоматического регулирования**

Регулируемым объектом является ротор, имеющий дисбаланс ε (вход u) и вращающийся с угловой скоростью ω (относительная скорость $\gamma = \omega/\omega_1$). Регулируемой величиной x является амплитуда вибраций опоры балансируемого ротора $\xi_1 = f(\xi, \gamma, k)$, зависящая от величины дисбаланса, относительной скорости и, в общем случае, от жесткости опор.

Связь между входом и выходом определяется передаточной функцией звена

$$W(p) = x/u$$

Ротор описывается дифференциальным уравнением колебательного звена

$$T_0 \frac{d^2x}{dt^2} + T\frac{dx}{dt} + x = ku$$

Его передаточная функция

$$W(p) = \frac{k}{T_0 p^2 + Tp + 1}$$

Измерительным звеном системы является датчик вибраций, преобразующий выходной сигнал x в x_1. Этот сигнал усиливается в усилительном звене Y до $x_2 = nx_1$ и подается в блок управления БУ.

В БУ усиленный сигнал x_2 сравнивается со стандартным сигналом x_0, соответствующим предельно допустимому уровню вибраций, выше которого необходима балансировка ротора.

Принципиальная схема управляющего устройства для автоматической балансировки представлена на рис. 2

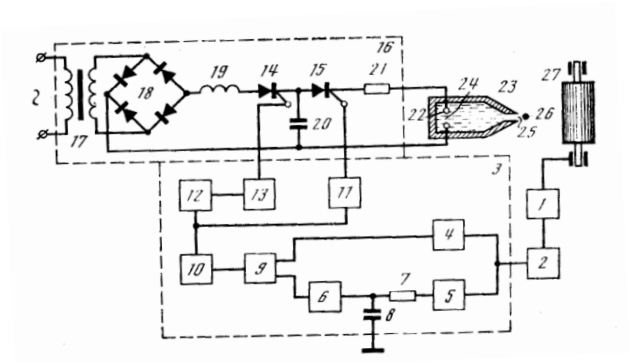


Рис. 2. **Принципиальная схема управляющего устройства**

Выход усилителя 2 подключен к двум параллельным цепям входа блока управления 3. Первая из входных цепей содержит триггер Шмитта 4, а вторая состоит из последовательно включенных триггеров Шмитта 5 и 6. Выход триггеров 4 и 6 подключен к блоку сравнения 9, который представляет собой также триггер Шмитта. Выход блока 9 соединен со входом счетчика импульсов 10.

При вращении балансируемого ротора датчик вибрации опор 1 выдает сигналы синусоидальной формы, амплитудное значение которых зависит от параметров вибрации опоры, определяемых дисбалансом ротора. Положение максимумов и минимумов сигнала датчика соответствует, с учетом фазы, положению «тяжелой» и «легкой» точек поверхности балансируемого ротора. Через усилитель 2 сигнал с датчика поступает на триггер 4, представляющий собой пороговое устройство, в котором сигнал u_x датчика сравнивается с некоторым напряжением u_{s1} соответствующим допустимому дисбалансу. Если дисбаланс ротора превышает допустимый, то сигнал с датчика превышает порог срабатывания ($u_x > u_{s1}$) триггера 4, в результате чего последний открывается, выдавая сигнал $(u_{s1})_{вых}$ прямоугольной формы (рис. 3).

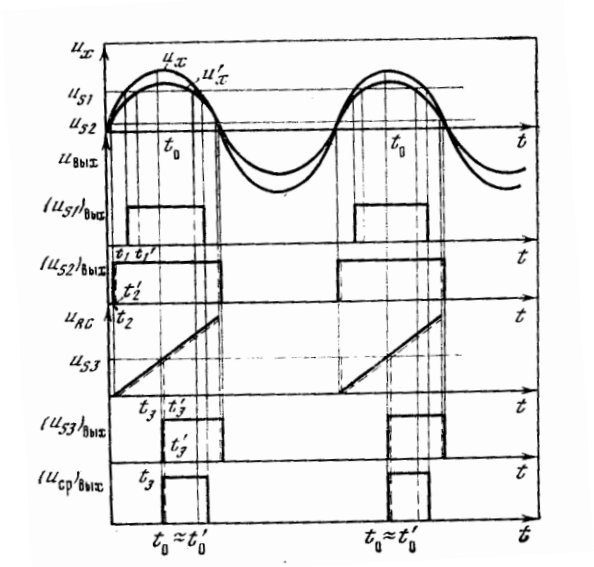


Рис. 3. **Напряжения на элементах электрической схемы**

Как видно из рис. 3 при различных величинах амплитуд сигнала $(u_x \neq u'_x)$ с датчика время срабатывания t_1 триггера 4 будет иметь некоторый разброс $(t_1 \neq t'_1)$, что может сказаться на точности определения фазового угла выбросов балансирующего вещества в процессе балансировки и связанного с ней уменьшения суммарного дисбаланса ротора.

Для устранения влияния на точность балансировки сигнала от вынужденных колебаний, вызванных воздействием наносимой на ротор порции балансирующего вещества. Выброс порций из исполнительного органа благодаря наличию счетчика импульсов 10 (рис. 2) может производиться через несколько оборотов ротора, когда эти вынужденные колебания затухнут.

При выработке команды БУ должен учитывать как фазо-частотные характеристики системы измерений (ротор-датчик), так и время пролета дискретной порции Δm.

Тогда $t_1 = t_2 - \Delta\tau$ или $t_1 = \frac{\Psi}{2\pi f} - \Delta\tau$,

Где Ψ – угловая координата места нанесения корректирующей массы; f – частота вращения ротора.

Процесс выброса порций балансирующего вещества циклически повторяется до тех пор, пока дисбаланс ротора не уменьшится до допустимого. При этом сигнал, поступающий с датчика вибрации опоры через усилитель 2 на триггер 4, станет меньше напряжения его срабатывания. В результате этого триггер 4 останется закрытым, подача открывающего сигнала на тиристор 15 прекратится и процесс балансировки автоматически закончится. Устройство остается в состоянии готовности к работе и при появлении на роторе дисбаланса, превышающего допустимый, снова начинает балансировать ротор до требуемой точности.

Проведенные экспериментальные исследования показали перспективность выбранной идеологии создания блока управления для систем автоматической балансировки.

[1] Л.Н. Шаталов. Некоторые вопросы создания систем автоматической балансировки. Сб. трудов конф. «Проблемы машиноведения. М.: 2008 г., с. 572-575.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ИЗНАШИВАНИЯ ЦЕПНЫХ ПИЛЬНЫХ АППАРАТОВ ЛЕСОЗАГОТОВИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

[1]Шевелева Е.В., [2]Памфилов Е.А.

E-mail: elshev78@yandex.ru

[1] Брянский государственный инженерно-технологический университет, Брянск, Россия;
[2] Брянский государственный технический университет, Брянск, Россия.

Рассмотрены возможности повышения работоспособности цепных пильных аппаратов лесозаготовительного оборудования, представлены основные закономерности и особенности изнашивания их деталей, в том числе при приложении динамических нагрузок и в условиях абразивного воздействия.

Ключевые слова: пильные цепи, пильные шины, цепной пильный аппарат, изнашивание, лесозаготовительное оборудование.

THE STUDY OF THE REGULARITIES OF WEAR OF CHAIN SAW MACHINES FORESTRY EQUIPMENT

Sheveleva E. V., Pamfilov E. A.

The possibilities of improving the performance of chain saw machines of logging equipment are considered, the main laws and features of wear of their parts are presented, including the application of dynamic loads and under conditions of abrasive action.

Keywords: saw chains, saw tires, chain saw machine, wear, logging equipment.

Эффективность выполнения лесосечных работ зачастую зависит от надежности цепных пильных аппаратов лесозаготовительного оборудования, которые обладают рядом положительных качеств.

Вместе с тем пильный аппарат не лишен недостатков, к основному из которых можно отнести недостаточный моторесурс его составных частей по отношению к сроку службы лесозаготовительной техники.

В настоящее время неудовлетворительные качество и работа отечественных пил привели к преимущественному использованию инструментов импортного производства, что ведет к вытеснению продукции отечественных производителей. В связи с чем важным является разработка и внедрение новых, более совершенных конструкций инструментов, не только не уступающих, но и превышающих по надежности и своим

эксплуатационным показателям импортное оборудование.

Исследования работоспособности пильных шин показывают, что отказы их в процессе работы можно разделить на износ направляющих поверхностей шин, сколы и трещины стенок направляющего паза, поломку полотна шин. В ряде случаев наблюдается несколько указанных дефектов на одном полотне шины.

Установлено, что по причине износа из стоя выходят свыше 90% пильных шин. Наиболее интенсивно изнашивается пильная шина в местах сбегания цепи со звездочек и в зоне пропила, что соответствует характеру прилагаемых к пильной шине в процессе изнашивания нагрузок.

Причинами отказов основных рабочих элементов пильных аппаратов – пильной шины и пильной цепи являются – достижение предельного износа и объемное разрушение [1]. При этом изнашивание протекает в условиях циклического нагружения и под действием ударных периодических нагрузок с последующим скольжением цепи по шине при наличии между трущимися поверхностями смазки и абразива.

С целью решения задачи поиска путей повышения долговечности элементов пильного аппарата проводились теоретические исследования особенностей взаимодействия пильной цепи со звездочкой и шиной и были выявлены основные причины изнашивания рассматриваемых деталей [2,3].

Для оценки условий контактного взаимодействия и выявления преобладающего механизма изнашивания рассматриваемых деталей исследовались динамико-скоростные параметры перемещения пильной цепи по шине при осуществлении рабочих процессов. Наиболее важным элементом такого процесса является рассмотрение движения звена от начала до конца его контакта со звездочкой.

При ударном изнашивании со скольжением процесс разрушения поверхностного слоя можно разделить на два основных этапа. На первом этапе происходит разрушение в результате удара. На втором этапе наблюдается износ при перемещении поверхностей друг относительно друга. Взаимодействие контактирующих поверхностей на этих этапах процесса определяется большим числом факторов, зависящих от физико-химических характеристик материала, особенностей абразивного воздействия и условий изнашивания. При этом механизм изнашивания на первом и втором этапах существенно отличаются друг от друга.

Процесс изнашивания при скольжении по абразивной поверхности можно представить следующим образом: условия эксплуатации пильных шин не обеспечивают, как правило, возможностей формирования абразивной прослойки высокой плотности. В результате этого повторное контактирование абразивного зерна с изнашиваемой поверхностью в местах, уже подвергнутых воздействию абразива, осуществляется достаточно редко, и величина износа при трении по такого вида абразивной прослойке определяется многими условиями. Среди таких условий основными являются – глубина внедрения частицы, которая зависит от величины действующей нормальной силы, состав абразивной прослойки, путь трения.

Средняя глубина внедрения абразивных частиц определяется количеством их на поверхности и диапазоном колебания размеров абразивных зерен. При малом колебании размеров нагрузка более равномерно распределяется между отдельными зернами; если же размеры их существенно отличаются, нагрузка, локализируясь на некоторых наиболее крупных, не воспринимается большинством мелких зерен. В то же время крупные зерна, дробясь при приложении значительных усилий, увеличивают число мелких, что способствуют выравниванию нагрузки между зернами абразива. Это дает основание предположить, что интервал колебаний размеров абразивных зерен в прослойке будет оказывать существенное влияние на величину изнашивания. Очевидно и то, что на интенсивность изнашивания оказывает влияние и форма абразивных частиц.

В результате исследований было установлено, что величина износа определяется геометрическими характеристиками абразивных зерен, их твердостью, удельной нагрузкой и путем трения. Кроме того, величина износа не зависит от плотности абразивной прослойки.

В условиях ударного приложения нормальной силы на глубину внедрения абразивного зерна оказывает влияние твердость, ударная вязкость, сопротивление материала изнашиваемой детали. Немаловажную роль играет и прочность абразивных зерен. Следует отметить, что вследствие малой ударной прочности часть абразивных зерен будет хрупко разрушаться. Наиболее интенсивно будут разрушаться абразивные частицы, имеющие большие размеры. Раздробление абразивных зерен может происходить вследствие концентрации ударных усилий на небольшом числе абразивных частиц. По-видимому, при разрушении крупных абразивных частиц сила удара смягчается, и после этого абразивные частицы средних размеров воспринимают ее, не разрушаясь.

Кроме того, многократное ударное нагружение материала пильной шины приводит к развитию сети микротрещин, способствующих выкрашиванию микрообъемов поверхностного слоя, что приводит к ускоренному изнашиванию. Также при повышенных скоростях нагружения увеличивается и скорость деформации при проникновении абразивных зерен в материал, что существенно сказывается на прочностных характеристиках поверхностного слоя. Развивающаяся при пластическом деформировании теплота не успевает распространиться по всему объему образца и, локализируясь в области деформации, может вызвать местное нагревание. Это способствует снижению твердости и прочностных характеристик термически

обработанных поверхностей и повышению интенсивности их изнашивания.

В соответствии с вышеизложенным, процесс изнашивания при приложении динамических нагрузок можно представить следующим образом.

С учетом свойств материалов деталей пильных аппаратов можно полагать, что в большинстве случаев происходит ударно-пластическое разрушение, поскольку действие абразивных зерен деформирует металл, осуществляя срез микрообъемов и многократное деформирование, приводящее к интенсивному износу.

При малой ударной вязкости изнашиваемого материала, возможно проявление ударно-усталостного разрушения, которое начинается с появления микротрещин, которые при повторных ударах быстро растут, приводя на конечном этапе своего развития к разрушению поверхностного слоя. Условия образования и развития каждой ударно-усталостной трещины, кроме указанных выше причин, зависят от состава и структуры изнашиваемого металла, а также от энергии удара.

Возможно также проявление одновременно и ударно-усталостного и ударно-пластического разрушения поверхности, когда наряду с пластическим течением изнашиваемой поверхности происходит зарождение ударно-усталостных трещин и интенсивное их развитие, которое приводит к выкрашиванию микрообъемов металла.

Следует также отметить, что технологические микротрещины, образовавшиеся в результате термической и механической обработки рассматриваемых деталей, в существенной степени способствуют развитию ударно-усталостного изнашивания. Смазывание абразивных частиц уменьшает коэффициент трения деформируемого металла по абразиву, что обусловливает увеличение глубины внедрения. В то же время проявляются демпфирующие свойства смазочного слоя, уменьшающие степень динамического нагружения.

Таким образом, на разрушение поверхностей внедряющимся абразивным зерном оказывает существенное влияние величина нормальной нагрузки или значение энергии соударения трущихся тел, твердость, пластические характеристики материала изнашиваемой поверхности, сопротивление срезу, соотношение твердостей контактирующих поверхностей и абразива, а также характер распределения абразивных частиц по размерам и их форма.

При приложении тангенциальной нагрузки возрастает напряжение в изнашиваемом металле и абразивные зерна, двигаясь по поверхности, царапают ее своими вершинами. Каждым зерном разрушается слой металла толщиной, приблизительно, равной глубине внедрения. Следовательно, чем меньше оказывается глубина внедрения, тем меньше возможность зерна производить разрушение.

В процессе движения абразивного зерна, глубина его внедрения может увеличиваться, либо изменяться в определенных пределах, особенно это относится к материалам, свойства которых в микрообъемах различны, следовательно, и площадь поверхности среза будет переменной.

Циклические нагрузки оказывают существенное влияние на глубину проникновения абразивных частиц. Если нормальная сила, действующая на абразивные частицы, изменяется в процессе изнашивания от максимума до минимума, то глубина внедрения абразивного зерна будет определяться величиной максимального или близкого к нему значения нормальной силы. Поэтому на втором этапе ударного изнашивания с последующим скольжением, протекающие процессы, очевидно, будут близки к механизму изнашивания абразивной прослойкой.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие основные выводы для разработки направлений повышения износостойкости деталей цепных пильных аппаратов лесозаготовительного оборудования [3].

Интенсивность изнашивания абразивно-масляной прослойкой в условиях переменных и ударных нагрузок определяется совокупностью факторов, важнейшими из которых являются: величина действующих нагрузок и диапазон их колебания, энергия удара, форма абразивных зерен и характер их распределения по размерам, соотношение твердостей контактирующих поверхностей и абразива.

Износостойкость материалов в условиях ударно-абразивного изнашивания определяется их твердостью, сопротивлением срезу, ударной вязкостью. Поэтому при выборе материала, стойкого против износа, следует добиваться оптимального сочетания в нем этих характеристик.

[1] Памфилов Е. А., Пилюшина Г. А. Возможности и перспективы повышения работоспособности машин и оборудования лесного комплекса // Лесн. журн. – 2013, № 5, 10-13. (Изв. высш. учеб. заведений).

[2] Памфилов Е. А., Шевелева Е. В. Особенности исследования изнашивания режущих инструментов для переработки древесных материалов // Лесн. журн. – 2017, № 6, 89–103. (Изв. высш. учеб. заведений).

[3] Памфилов Е. А., Шевелева Е. В. Закономерности изнашивания цепных пильных аппаратов лесозаготовительного оборудования // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования. – 2018, Вып. 11, 44-48.

ВЛИЯНИЕ УГЛЕРОДНЫХ НАНОЧАСТИЦ РАЗЛИЧНОЙ ПРИРОДЫ НА РЕОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОК

[1,5,6]Шилов М.А., [1]Смирнова А.И., [2]Гвоздев А.А., [3]Рожкова Н.Н., [4]Ткачев А.Г., [5]Бурков А.А., [1]Усольцева Н.В.

E-mail: Mshilov@yandex.ru

[1]ФГБОУ ВО Ивановский государственный университет, Иваново, Россия;
[2] ФГБОУ ВО Ивановская государственная сельскохозяйственная академия, Иваново, Россия;
[3] ФГБУН Институт геологии Карельского научного центра РАН, Карелия, Россия;
[4] ФГБОУ ВО Тамбовский государственный технический университет, Тамбов, Россия;
[5] ФГБОУ ВО Вятский государственный университет, Киров, Россия;
[6] ФГБОУ ВО Ивановский государственный энергетический университет, Иваново, Россия.

Были выполнены экспериментальные исследования по изучению реологических особенностей поведения пластичных смазочных материалов (ПСМ) с углеродными наночастицами (УНЧ) различной природы. Показано, что УНЧ способствуют усилению упругой составляющей комплексного модуля сдвига.

Ключевые слова: пластичные смазочные материалы, углеродные наночастицы, нанотрубки, графен, шунгитовый углерод, реология, трибология.

INFLUENCE OF CARBON NANOPARTICLES OF VARIOUS NATURE ON RHEOLOGICAL PROPERTIES OF PLASTIC LUBRICANTS

Shilov M.A., Smirnova A.I., Gvozdev A.A., Rozhkova N.N., Tkachev A.G., Burkov A.A., Usol'tseva N.V.

The article provides the results of the experimental research on rheological features of behavior of plastic lubricants (PL) with carbon nanoparticles (CN) of various nature. It is proved that CN contribute to the reinforcement of the elastic component of the complex modulus of the shift.

Keywords: plastic lubricant materials, carbon nanoparticles, nanotubes, graphene, shungite carbon, rheology, tribology.

В настоящее время в российской экономике намечена тенденция к переходу на импортозамещение. Это касается и машиностроения, перед которым стоит задача создания отечественных смазочных материалов (СМ), не уступающих по своим свойствам импортным аналогам.

В связи с вышеизложенными, целью нашего исследования стала модификикация отечественных литиевых пластичных смазочных материалов (ПСМ) Газпромнефть LX EP2 и Литол-24 путем добавления в них углеродных наночастиц различной природы и сравнение их свойств с аналогичной импортной ПСМ Claas AGRIGREASE EP2.

В качестве присадок к ПСМ нами выбраны шунгитовый углерод (Sh), одностенные углеродные нанотрубки (MWCN), многостенные углеродные нанотрубки (SWCN) и графен (GP). В предыдущей работе [1] было показано их влияние на увеличение нагрузки задира.

Целью работы является изучение особенностей влияния УНЧ различного типа в качестве трибоактивных присадок на реологические характеристики указанных выше отечественных ПСМ.

Для оптимальных триботехнических качеств смазочного материала важными являются не только поверхностные свойства (главным показателем которых служит натяжение межфазной границы), но и объемные (главным образом, реологические) характеристики раствора, из которых одной из определяющих является вязкость.

Реологические свойства исследовались на многофункциональном реометре «REOLOGICA Instruments Research Grade Rheometer». На рис. 1 представлен внешний вид реометра.



Рис. 1. **Внешний вид реометра «StressTech»**

Для проведения испытания образец помещался на плоскую поверхность прибора. Измерения проводили в ячейке «плоскость-плоскость», в ротационном и осцилляционном режиме. После нагревания до нужной температуры верхний ротор плотно прижимали к образцу и задавали скорость вращения, либо частоту колебаний. Температурный интервал испытаний: 30 – 70 °С, зазор между роторами – 0,8 мм.

Для интерпретации результатов нами использован комплексный модуль сдвига [2], имеющий вид (1):

$$G^*=G'(\omega)+i\,G''(\omega), \quad (1)$$

где $G'(\omega) = (\tau_0/\dot{\gamma}_0)\cdot\cos\delta$ –модуль накопления (модуль упругости), Па; $G''(\omega) = (\tau_0/\dot{\gamma}_0)\cdot\sin\delta$ – модуль потерь, Па; $tg\delta = G'(\omega)/G''(\omega)$ – тангенс фазового угла; $\eta' = \frac{G'}{\omega}$ – упругая составляющая комплексной вязкости, Па·с; $\eta'' = \frac{G''}{\omega}$ – вязкая составляющая комплексной вязкости, Па·с; τ – напряжение, Па; G – модуль упругости, Па; γ – деформация; $\dot{\gamma}$ – скорость деформации, ω – угловая скорость, $с^{-1}$; δ – фазовый угол, град.

Вискозиметр позволяет получать численные значения комплексного модуля сдвига с помощью программного обеспечения. В его алгоритм заложено нахождение искомой величины:

$$G^* = \left|\frac{\tau_{max}-\tau_{min}}{\gamma_{max}-\gamma_{min}}\right|, \quad (2)$$

где $\tau_{max} = \frac{2T_{max}}{\pi r^3}$ – амплитуда напряжения сдвига, Па; $\gamma_{max} = \frac{\theta_{max}\cdot r}{h}$ – амплитуда деформации; θ – угол закручивания, град; r – пластины, м; h – толщина образца, м.

Исследованы реологические свойства исходных ПСМ в динамическом режиме с разверткой по частоте и в режиме стационарного сдвига. Обнаружено, что стационарная вязкость образца Claas AGRIGREASE EP2 выше чем у Газпромнефть LX EP2 и Литол-24, что, вероятно, связано с различием в строении матрицы загустителя.

При введении в ПСМ исследуемых УНЧ характер течения во всех образцах с ростом концентрации УНЧ имеет общую тенденцию, а именно, стационарная и динамическая вязкости систем уменьшаются с увеличением скорости сдвига и с ростом частоты. В то же время на количественную характеристику упругих свойств систем существенно влияет тип УНЧ. На рис. 1 видно, что графен снижает динамическую вязкость образца Газпромнефть LX EP2 эффективнее, чем присадки УНЧ другого типа. Поэтому течение исследуемых образцов можно отнести к вязкоупругому.

При анализе кривых течения был сделан вывод, что с увеличением частоты сдвига происходит разрушение сеточного каркаса загустителя, как это описано в [6].

Модули сдвига при многократных исследованиях на одном и том же образце имели близкие значения, что характерно для восстановления каркаса загустителя [6].

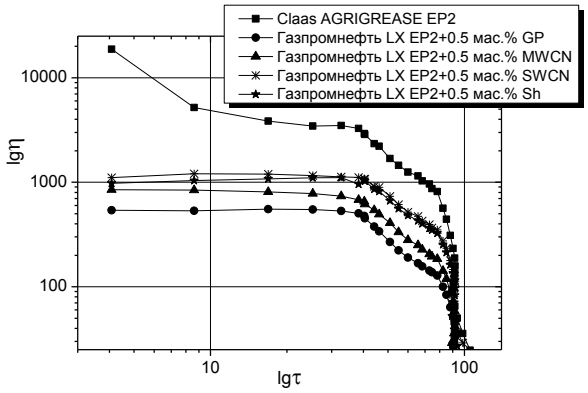


Рис. 1. **Зависимость динамической вязкости от степени сдвига**

Известно [3-6], что применение смазочных материалов с неньютоновскими свойствами улучшает параметры работы узлов трения. Наши исследования (рис. 2) показали нелинейный характер зависимости вязкости от температуры при введении УНЧ в промышленно выпускаемые ПСМ, что свидетельствует о сохранении неньютоновского поведения систем.

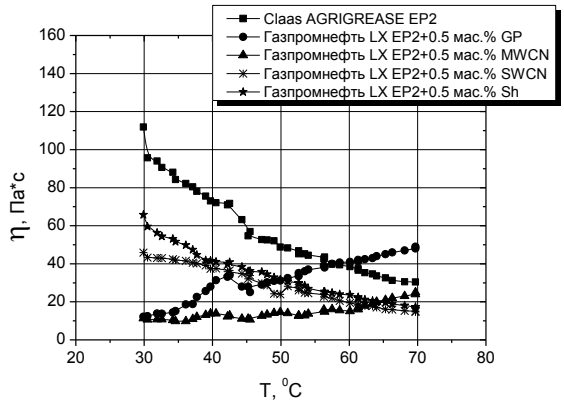


Рис. 2. **Зависимость динамической вязкости от температуры**

Учитывая важные эксплуатационные свойства УНЧ, наши исследования являются перспективными для разработок новых составов ПСМ.

Работа поддержана программой Минобрнауки РФ «Наука будущего» (Грант Ивановского государственного университета № 16.1037.2017/4.6).

[1] Гвоздев А.А., Смирнова А.И., Березина Е.В., Дунаев А.В., Ткачев А.Г., Усольцева Н.В. Исследование триботехнических характеристик перспективных смазочных материалов с углеродными наночастицами // ISSN 1991–3966. Жидк. крист. и их практич. использ. / Liq. Cryst. and their Appl., 2018, 18 (1), 66-72.

[2] Кирсанов Е. А., Матвеенко В. Н. Неньютоновское течение дисперсных, полимерных и жидкокристаллических систем. Структурный подход. М.: Техносфера, 2016. 384 с.

[3] Ермаков, С.Ф. Триботехнические свойства пластичных смазок на основе промежуточных продуктов переработки нефти и жидкокристаллических наноматериалов / С.Ф. Ермаков, А.П. Свирский, В.В. Мулярчик, В.Г. Константинов, В.Н. Данишевский

// «Проблемы машиноведения: Трибология машиностроению»: сборник докладов международной научно-технической конференции, т. 2, Москва, 28-31 октября, 2012 г. / ИМАШ РАН; редкол.: Ю.Н. Дроздов [и др.]. – Москва, 2012. – С. 17–19.
[4] Усольцева Н.В., Смирнова М.В., Казак А.В., Смирнова А.И., Бумбина Н.В., Ильин С.О., Рожкова Н.Н. Реологические свойства дисперсий различных углеродных наночастиц в холестерических мезогенах как присадок к СОТС // Трение и износ. 2015. Т. 36, № 5. С. 499–505.
[5] Berezina E.V., Godlevskiy V.A., Usol'tseva N.V. Investigation of Cholesteric Liquid Crystals and Carbon Nanotubes Additives on Mineral Oil Antifrictional and Rheological Charac-teristics // Procedia Engineering (2nd International Conference on Industrial Engineering (ICIE-2016)). 2016, 150, 579–583. DOI:10.1016/j.proeng. 2016.07.044.
[6] Пластичная комплексная литиевая смазка и способ ее получения: пат. 13722 Респ. Беларусь, МПК7 С 10М 169/00, С 10 М 177/00 / В.И. Жорник, А.В. Ивахник; заявитель ОИМ НАН Беларуси. – № а 20081584; заявл. 10.12.2008; опубл. 30.10.2010 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2010 – № 3 – С. 106.

АНАЛИЗ ТОЧНОСТИ СРАБАТЫВАНИЯ АДАПТИВНЫХ ФРИКЦИОННЫХ МУФТ С ДИФФЕРЕНЦИРОВАННЫМИ ПАРАМИ ТРЕНИЯ

Шишкарев М.П.

E-mail: Shishkarevm@mail.ru

Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, РФ.

Показано, что при назначении величины коэффициента усиления отрицательной обратной связи с учетом реального изменения коэффициента трения точность срабатывания адаптивной фрикционной муфты первого поколения с дифференцированными парами трения прямо пропорциональна ширине интервала изменения коэффициента трения и практически обратно пропорциональна числу пар трения фрикционного узла муфты.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, реальный, коэффициент трения, точность срабатывания, фрикционная группа.

ANALYSIS OF THE ACCURACY OF TRIGGERING THE ADAPTIVE FRICTION CLUTCHES WITH DIFFERENT FRICTION PAIRS

Shishkarev M.P.

It was shown that when assigning the value of the gain of negative feedback taking into account the real change of the friction coefficient, the accuracy of adaptive friction clutches of the first generation of differentiated pairs of friction is directly proportional to the width of the interval of changes of the friction coefficient is almost inversely proportional to the number of pairs of friction of the clutch assembly.

Keywords: adaptive friction clutch, real, coefficient of friction, response accuracy, friction group.

Введение

Одной из основных и наиболее важных эксплуатационных характеристик адаптивных фрикционных муфт (АФМ) является точность срабатывания, которая показывает стабильность величины предельного вращающего момента при изменениях величины коэффициента трения [1–3]. Стабильность передаваемой нагрузки позволяет сократить количество отказов в работе машины или механизма за счет уменьшения числа поломок в результате действия перегрузок [4, 5]. Кроме того, повышение стабильности передаваемой нагрузки обеспечивает возможность уменьшения размеров и массы элементов приводов машин и механизмов [6].

В АФМ первого поколения (типа муфты Н.Д. Вернера [7]) применяется одноконтурная отрицательная обратная связь по усилию прижатия друг к другу пар трения фрикционной группы [8]. Точность срабатывания муфт данного типа зависит, в частности, от величины коэффициента усиления (КУ) устройства обратной связи [9]. Установлено, что с увеличением КУ точность срабатывания АФМ данного типа повышается.

Для различных сочетаний материалов пар трения, рекомендованных для применения в АФМ, характерна не только неодинаковая величина среднего (расчетного) значения коэффициента трения, но и различная величина поля рассеивания среднего коэффициента трения [10].

В реальных условиях эксплуатации АФМ коэффициент трения может принимать различные значения, в том числе максимальное, которое непосредственно влияет на назначение предельной величины КУ обратной связи в соответствии со следующим соотношением [11]:

$$C \le \frac{1}{f_{\max}}, \qquad (1)$$

где C – КУ обратной связи; $f_{\max}$ – максимальное значение коэффициента трения.

С учетом изложенного выше, соотношение (1) следует использовать в форме равенства.

Очевидно, что варьируя сочетания материалов пар трения, мы изменяем величину f_{max} и, соответственно, величину КУ C, что влияет на точность срабатывания АФМ.

Задача исследования – установление зависимости точности срабатывания АФМ первого поколения (базовый вариант) с дифференцированными парами трения от величины коэффициента трения.

Материалы и методы

Объектом исследования является АФМ, принципиальная схема которой изображена на рис. 1. Муфта состоит из двух полумуфт 1 и 2, которые кинематически связаны одна с другой пакетом фрикционных дисков 3 и 4. Диски 3 соединены со ступицей нажимного диска 5, который не имеет кинематической связи со ступицей полумуфты 1 в окружном и осевом направлениях, за исключением действия незначительных сил трения, которые далее не принимаются во внимание. Диски 4 связаны с барабаном полумуфты 2.

Связь дисков 3 с нажимным диском 5 и дисков 4 с полумуфтой 2 осуществляется с помощью специального шлицевого соединения, широко применяемого в конструкциях дисковых фрикционных сцепных и предохранительных муфт и позволяющего передавать осевое усилие между дисками.

Устройство отрицательной обратной связи муфты состоит из тел качения 6, которые размещены в гнездах со скошенными боковыми стенками, выполненных в жестко закрепленном на ступице полумуфты 1 упорном диске 7 и в нажимном диске 5 (см. рис. 1, сечение А-А).

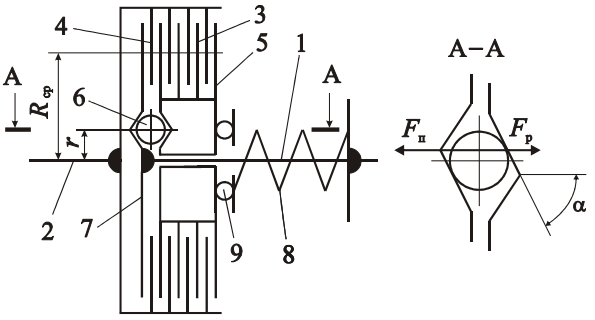


Рис. 1. **Принципиальная схема АФМ (базовый вариант) с дифференцированными парами трения**

Силовое замыкание пакета фрикционных дисков осуществляется при помощи пружины 8, которая передает силу натяжения через упорный подшипник 9.

Часть вращающего момента от полумуфты 1 к полумуфте 2 передается за счет ары трения «диск 4 – упорный диск 7», остальная часть – за счет тел качения 6, получающих нагрузку от упорного диска, к нажимному диску 5, далее – посредством пар трения «диск 3 – диск 4». Вследствие этого все пары трения АФМ разделены на ведущую (первую из перечисленных выше, их может быть несколько) и ведомые.

Выполнение условия (1) в форме равенства обеспечивает передачу вращающего момента АФМ за счет ведущей пары трения при максимальном коэффициенте трения [12]. Если увеличить КУ C таким образом, что

$$C > \frac{1}{f_{max}},$$

то, как установлено в работе [6], муфта будет передавать предельный вращающий момент за счет одной пары трения 4–7, на которую не действует отрицательная обратная связь, при значении коэффициента трения, меньшем, чем f_{max}.

Таким образом, в определенном интервале значений коэффициента трения АФМ будет эквивалентна по своим характеристикам предохранительной фрикционной муфте обычной точности срабатывания, т. е. без обратной связи [13], имеющей одну пару трения.

Точность срабатывания предохранительных муфт любого типа характеризуется коэффициентом точности, определяемым как отношение величины максимального вращающего момента муфты, вычисленного соответственно при максимальном значении коэффициента трения, к минимальному вращающему моменту при минимальном значении коэффициента трения [14].

Для АФМ первого поколения с дифференцированными парами трения (базовый вариант) величина коэффициента точности вычисляется по следующей формуле [15]:

$$K_{т} = \frac{f_{max}[1+(z-1)Cf_{min}]}{f_{min}[1+(z-1)Cf_{max}]}, \qquad (2)$$

где z – общее число пар трения АФМ; f_{min} – минимальное значение коэффициента трения; f_{max}, C – см. выше.

Величина КУ определяется по следующей формуле [6]:

$$C = \frac{R_{ср}}{r}\operatorname{tg}\alpha,$$

где $R_{ср}$ – средний радиус поверхностей трения фрикционных дисков; α – угол скоса боковых стенок гнезд под тела качения (рис. 1, сечение А-А); r – радиус окружности, на которой расположены тела качения 6.

Используя соотношение (1) в форме равенства в формуле (2), после некоторых преобразований получаем:

$$K_{т} = \frac{f_{\max} + (z-1) f_{\min}}{z f_{\min}} . \qquad (3)$$

Формула (3) учитывает изменение величины КУ C в результате соответствующего изменения величины коэффициента трения $f_{\max}$.

Представляя

$$\frac{f_{\max}}{f_{\min}} = m ,$$

где m – относительная ширина интервала изменения величины коэффициента трения, запишем формулу (3) в следующем виде:

$$K_{т} = 1 + \frac{m-1}{z} . \qquad (4)$$

График функции $K_{т}(m)$, построенный с учетом формулы (4), приведен на рис. 2 (прямая 1). График построен при z =6.

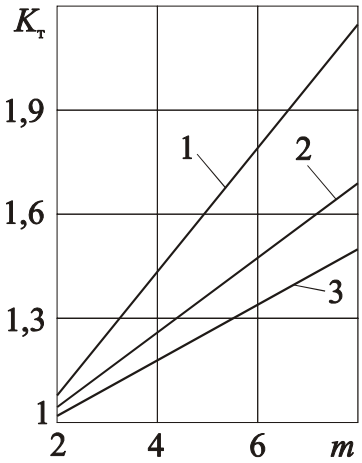


Рис. 2. **Графики зависимостей коэффициента точности АФМ от относительной ширины интервала изменения коэффициента трения**

График показывает, что точность срабатывания АФМ изменяется прямо пропорционально коэффициенту m, т. е. максимальному значению коэффициента трения.

Влияние числа пар трения z на величину $K_{т}$ при указанном выше условии отражается прямыми 2 и 3, построенными соответственно при z =10 и z =14. Кривые 2 и 3 показывают, что с увеличением общего числа пар трения повышается точность срабатывания АФМ. Данный результат соответствует общему положению теории АФМ, согласно которому с увеличением параметра z и, соответственно, числа пар трения, непосредственно связанных с нажимным диском, увеличивается и величина распорной (отжимной) силы $F_{р}$ (см. рис. 1, сечение А-А).

Результаты и их обсуждение.

Полученный результат, отражающий характер изменения точности срабатывания АФМ, величина КУ которой установлена с учетом реального изменения коэффициента трения, позволил констатировать прямо пропорциональную зависимость между точностью срабатывания и шириной интервала изменения коэффициента трения.

Результаты исследования могут быть использованы при расчете и проектировании АФМ первого поколения с дифференцированными парами трения, в частности, для определения величин параметров УУ с целью оптимизации величины КУ C, обеспечивающей наибольшую точность срабатывания муфты в конкретных условиях ее эксплуатации.

Вывод

При назначении величины КУ обратной связи с учетом реального изменения коэффициента трения точность срабатывания АФМ первого поколения с дифференцированными парами трения прямо пропорциональна ширине интервала изменения коэффициента трения и практически обратно пропорциональна числу пар трения фрикционного узла муфты.

[1] Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Анализ точности срабатывания вариантов адаптивной фрикционной муфты с раздельным силовым замыканием // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2015, № 3, 36–42.

[2] Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Точность срабатывания адаптивной фрикционной муфты с раздельным силовым замыканием // Вестн. ДГТУ. – 2014, Т. 14, № 1 (76), 200–203.

[3] Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Анализ эксплуатационных характеристик вариантов адаптивной фрикционной муфты с раздельным силовым замыканием // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2014, № 8, 25–29.

[4] Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Исследование эксплуатационных характеристик адаптивных фрикционных муфт второго поколения // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2013, № 4, 21–26.

[5] Шишкарев М.П. Улучшение эксплуатационных показателей адаптивных фрикционных муфт // ГОУ Рост. гос. акад. с-х. машиностроения, Ростов н/Д, 2008, 148.

[6] Шишкарев М.П. Повышение надежности адаптивных фрикционных муфт 1-го поколения // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2008, № 4, 6–9.

[7] Шишкарев М.П. Комплексная оценка эксплуатационных характеристик адаптивных фрикционных муфт // Вестн. машиностроения. – 2006, № 4, 29–30.

[8] Шишкарев М.П. О функциях адаптивных предохранительных фрикционных муфт // Вестн. машиностроения. – 2006, № 7, 7–8.

[9] Шишкаре, М.П. Математические модели адаптивного фрикционного контакта твердых тел // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVIII междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева – Казань: изд-во Казанского гос. технол. ун-та, 2005, 68–72.

[10] Шишкарев М.П. Математические модели адаптивного фрикционного контакта твердых тел 2-го поколения // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVIII междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева – Казань: изд-во Казанского гос. технол. ун-та, 2005, 72–76.

[11] Шишкарев М.П. Теоретические основы применения комбинированной обратной связи в адаптивных фрикционных муфтах // Вестн. машиностроения. – 2005, № 7, 16–19.
[12] Шишкарев М.П. Теоретические основы применения двухконтурной отрицательной обратной связи в адаптивных фрикционных муфтах // Вестн. машиностроения. – 2005, № 8,. 19–21.
[13] Шишкарев М.П. Математические модели высокой надежности адаптивных фрикционных муфт // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVI междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева / РГАСХМ ГОУ, Ростов н/Д, 2003,. 231–234.
[14] Шишкарев М.П. Математическая модель устойчивости движения привода с адаптивной фрикционной муфтой // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XV междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 8. Секция 8 «Компьютерная поддержка технологических процессов и производственных систем» / Под общ. ред. В.С. Балакирева. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2002, 70–75.
[15] Шишкарев М.П. Оптимизация величины коэффициента усиления адаптивных фрикционных муфт // Вестн. машиностроения. – 2003, № 6, 30–31.

КОМПЛЕКСНАЯ ОЦЕНКА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК И СИНТЕЗ ПРИНЦИПИАЛЬНОЙ СХЕМЫ АДАПТИВНОЙ ФРИКЦИОННОЙ МУФТЫ С АВТОНОМНЫМ СИЛОВЫМ ЗАМЫКАНИЕМ

Шишкарев М.П.

E-mail: Shishkarevm@mail.ru

Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, РФ.

Показано, что по критериям нагрузочной способности и точности срабатывания адаптивная фрикционная муфта с автономным силовым замыканием превосходит аналогичные муфты с раздельным силовым замыканием. По комплексной оценке предпочтительным является вариант муфты с формой нагрузочной характеристики в виде кривой, возрастающей в интервале значений коэффициента трения.

Ключевые слова: адаптивная фрикционная муфта, комплексная оценка, нагрузочная способность, точность срабатывания, принципиальная схема.

COMPREHENSIVE PERFORMANCE ASSESSMENT AND SYNTHESIS OF CONCEPTS OF THE ADAPTIVE FRICTION CLUTCH WITH AUXILIARY POWER CIRCUIT

Shishkarev M.P.

It is shown that according to the criteria of load capacity and accuracy of operation, the adaptive friction clutch with Autonomous power closure exceeds similar couplings with separate power closure. According to the complex assessment, the preferred option is a coupling with the shape of the load characteristic in the form of a curve increasing in the range of friction coefficient values.

Keywords: adaptive friction clutch, integrated assessment, loading capacity, accuracy, concept.

Введение

Ранее проведено комплексное исследование адаптивной фрикционной муфты (АФМ) второго поколения с автономным силовым замыканием, в результате чего получены исходные зависимости для проведения комплексной оценки ее эксплуатационных характеристик и синтеза принципиальной схемы [1–4].

Задача исследования – проведение комплексной оценки нагрузочной способности и точности срабатывания АФМ второго поколения с автономным силовым замыканием и синтез ее принципиальной схемы.

Материалы и методы

Воспользуемся для проведения комплексной оценки эксплуатационных характеристик исследуемой АФМ – нагрузочной способности и точности срабатывания – методикой, изложенной в работе [3]. В качестве оценочного показателя принят коэффициент оценки, равный отношению номинального условного вращающего момента АФМ к коэффициенту точности.

Для исследуемой АФМ величина номинального условного вращающего момента равна, с учетом ранее найденного соотношения:

$$T_{\text{н.у}} = \frac{f_{\min}\left[zn + z_1 - z_1 C f_{\min}\left(z - z_2\right)\right]}{1 + z_2 C f_{\min}}, \qquad (1)$$

где $f_{\min}$ – минимальное значение коэффициента трения; z – общее число пар трения основной фрикционной группы (ОФГ); z_1 – число пар трения дополнительной фрикционной группы (ДФГ); z_2 – число пар трения ОФГ, связанное с нажимным диском; n – коэффициент, отражающий величину отношения усилия замыкания пар трения ОФГ к усилию замыкания пар трения ДФГ; C – коэффициент усиления (КУ) отрицательной обратной связи.

Ранее установлено, что величина коэффициента точности исследуемой АФМ вычисляется по формуле, вид которой зависит от формы кривой нагрузочной характеристики. В связи с этим соотношения для вычисления величины коэффициента оценки [5–8] имеют следующий вид:

– при форме нагрузочной характеристики в виде кривой, возрастающей в интервале значений коэффициента трения $f_{\min}...f_{\max}$ ($f_{\max}$ – максимальное значение коэффициента трения):

$$K_0 = \frac{f_{\min}^2\left(1+z_2Cf_{\max}\right)\left[zn+z_1-z_1Cf_{\min}\left(z-z_2\right)\right]^2}{f_{\max}\left(1+z_2Cf_{\min}\right)^2\left[zn+z_1-z_1Cf_{\max}\left(z-z_2\right)\right]}; \quad (2)$$

– при форме нагрузочной характеристики в виде кривой, убывающей в интервале значений коэффициента трения $f_{\min}...f_{\max}$:

$$K_0 = \frac{f_{\max}\left[zn+z_1-z_1\left(z-z_2\right)Cf_{\max}\right]}{1+z_2Cf_{\max}}; \quad (3)$$

– при форме нагрузочной характеристики в виде кривой имеющей максимум, соответствующий значению коэффициента трения, принадлежащему интервалу $f_{\min}...f_{\max}$, исключая граничные значения последнего, при условии равенства друг другу величин вращающего момента, соответствующих значениям коэффициента трения $f_{\min}$ и $f_{\max}$:

$$\begin{aligned} K_0 &= \frac{f_{\min}^2\left[zn+z_1-z_1\left(z-z_2\right)Cf_{\min}\right]^2\left(1+z_2Cf_{\text{к}}\right)}{\left(1+z_2Cf_{\min}\right)^2\left[zn+z_1-z_1\left(z-z_2\right)Cf_{\text{к}}\right]f_{\text{к}}} = \\ &= \frac{f_{\min}f_{\max}\left[zn+z_1-z_1\left(z-z_2\right)Cf_{\min}\right]\times}{f_{\text{к}}\left(1+z_2Cf_{\min}\right)\left(1+z_2Cf_{\max}\right)\times} \\ &\quad \frac{\times\left[zn+z_1-z_1\left(z-z_2\right)Cf_{\max}\right]\left(1+z_2Cf_{\text{к}}\right)}{\times\left[zn+z_1-z_1\left(z-z_2\right)Cf_{\text{к}}\right]}, \end{aligned} \quad (4)$$

где $f_{\text{к}}$ – значение коэффициента трения, соответствующее точке максимума нагрузочной характеристики АФМ.

Формулы (2) – (4) получены с учетом соответственно ранее найденных соотношений [9–12] и соотношения (1).

Графики функций (2) – (4), отражающие зависимости $K_{\text{o}}(C)$, показаны на рис. 1. При построении кривой использованы следующие исходные данные: $f_{\min}$ = 0,1, $f_{\max}$ = 0,8, z = 8, z_1 = 2, z_2 = 6. Величины КУ, вычисленные по соответствующим зависимостям (см. выше), соответствовали определенным формам кривых нагрузочных характеристик.

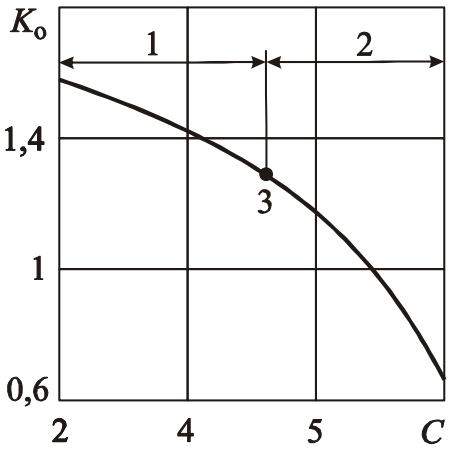


Рис. 1. **График зависимости величины коэффициента оценки от КУ**

Величина коэффициента трения $f_{\text{к}}$, по которой вычислялось значение коэффициента K_{o}, в соответствии с выражением (4), определялась по ранее найденному соотношению, при ранее вычисленном значении КУ.

Кривая на рис. 1 отражает все формы кривых нагрузочных характеристик исследуемой АФМ:

– участок 1 – первая из указанных выше форма кривой нагрузочной характеристики;

– участок 2 – вторая форма кривой нагрузочной характеристики;

– точка 3 соответствует значению КУ, при котором достигается третья форма кривой нагрузочной характеристики АФМ.

Заметим, что в последнем из перечисленных случаев АФМ обладает наибольшей точностью срабатывания, как показано ранее.

Анализ кривой, изображенной на рис. 1, показывает следующее:

– с увеличением КУ величина коэффициента K_{o} убывает, независимо от формы кривой нагрузочной характеристики исследуемой АФМ (участки 1 и 2 кривой), кроме третьей формы кривой нагрузочной характеристики, для которой существует только одна точка кривой;

– с учетом установленного в работах [13–15] влияния величины коэффициента K_{o} на совокупность эксплуатационных показателей АФМ кривая показывает, что муфта, имеющая третью форму кривой нагрузочной характеристики, не обладает преимуществом по комплексу эксплуатационных показателей;

– предпочтительным по комплексу эксплуатационных показателей – нагрузочной способности и точности срабатывания является вариант АФМ с первой формой кривой нагрузочной характеристики. Это объясняется, по-видимому, значительным влиянием на величину коэффициента K_{o} номинального вращающего момента АФМ, который резко уменьшается после значения C =4.

Синтез принципиальной схемы АФМ с автономным силовым замыканием

Согласно общему принципу автономного силового замыкания в АФМ второго поколения нажимной диск не должен воспринимать осевое усилие, воздействующее на пары трения ДФГ. В свою очередь, пары трения ОФГ должны воспринимать осевое усилие только от отдельного силового замыкающего элемента – пружины или группы пружин, поставленных в муфту с предварительным натяжением.

Следовательно, осевое усилие, воздействующее на пары трения ДФГ, должно замыкаться либо на полумуфте, которой не принадлежит силовой замыкающий элемент, либо на другой полумуфте. Реализация первого варианта приведет к появлению неуравновешенной осевой силы, действующей на обе полумуфты. При осуществлении второго варианта осевое усилие замыкается на той полумуфте, которой принадлежит замыкающий элемент – пружина или группа концентрично установленных пружин, следовательно, данный вариант является предпочтительным.

В соответствии с изложенным, на рис. 2 изображен один из вариантов принципиальной схемы исследуемой АФМ. Две полумуфты 1 и 2 связаны между собой фрикционными группами – ОФГ, состоящей из набора дисков трения 3 и 4, и ДФГ, включающей диски трения 5 и 6. Диски 3 связаны в окружном направлении со ступицей нажимного диска 7, диски 4 – с барабаном полумуфты 2. Нажимной диск 7 не имеет кинематической связи со ступицей полумуфты 1 в окружном направлении. Диски 5 связаны в окружном направлении со ступицей обоймы 8, диски 6 – с барабаном полумуфты 2. Обойма 8 надета на ступицу нажимного диска 7 и связана с ней только в окружном направлении. Это достигается за счет того, что в осевом направлении обойма 8 слева (по рис. 2) упирается в упор 9, жестко закрепленный на ступице полумуфты 1, таким образом, что, между оппозитными торцевыми поверхностями нажимного диска 7 и обоймы 8 имеется осевой зазор.

Упомянутые механические связи между дисками 3, 4, 5, 6 и нажимным диском 7, а также барабаном полумуфты 2, между нажимным диском и обоймой могут быть выполнены, например, в виде шлицевого соединения, допускающего взаимное перемещение указанных элементов в осевом направлении, как в конструкциях предохранительных фрикционных муфт [22].

Для обеспечения поворота обоймы 8 относительно упора 9 с незначительным трением между ними установлен упорной подшипник 10.

Силовое замыкание пар трения ОФГ и ДФГ осуществляется соответственно пружинами 11 и 12, поставленными в муфту с индивидуальным натяжением. Правым торцом пружина 11 опирается на упор 9, левым торцом – на нажимной диск 7 через упорный подшипник 13 для уменьшения сил трения при повороте нажимного диска. Пружина 12 левым торцом опирается через нажимной диск 15, который связан с обоймой 8 посредством шлицевого соединения.

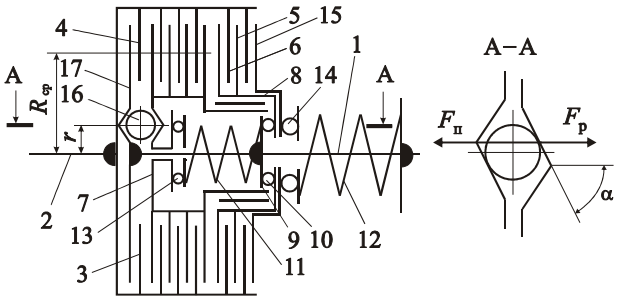


Рис. 2. **Принципиальная схема АФМ второго поколения с автономным силовым замыканием**

Управляющее устройство автоматического регулирования выполнено в виде тел качения 16, которые размещены в скошенных гнездах, расположенных равномерно по окружности на оппозитных поверхностях нажимного диска 7 и упорного диска 17, жестко закрепленного на ступице полумуфты 1 (рис. 2, сечение А-А).

Таким образом, указанное конструктивное построение АФМ позволяет достичь автономное, т. е. не зависимое одно от другого, силовое замыкание пар трения ОФГ и ДФГ, которое приводит к достижению заявленного результата.

Результаты и их обсуждение

Результаты исследования, полученные в настоящей работе, могут быть использованы при расчетах и проектировании АФМ с автономным силовым замыканием для проведения комплексной оценки эксплуатационных характеристик созданного варианта муфты и разработки ее конструктивной схемы.

Выводы

1. По критериям нагрузочной способности и точности срабатывания АФМ с автономным силовым замыканием превосходит АФМ с раздельным силовым замыканием.
2. Подтверждена реальная возможность превышения номинальной нагрузочной способности АФМ с автономным силовым замыканием нагрузочной способности предохранительной фрикционной муфты, не имеющей обратной связи.
3. По критериям номинальной нагрузочной способности и точности срабатывания АФМ предпочтительным является вариант с формой нагрузочной характеристики в виде кривой, возрастающей в интервале значений коэффициента трения $f_{\min} \ldots f_{\max}$.
4. Синтезирована принципиальная схема АФМ с автономным силовым замыканием, в которой реализованы основные принципы индивидуального силового замыкания пар трения ОФГ и ДФГ.

[1] Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Анализ точности срабатывания вариантов адаптивной фрикционной муфты с раздельным силовым замыканием // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2015, № 3, 36–42.
[2] Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Точность срабатывания адаптивной фрикционной муфты с раздельным силовым замыканием // Вестн. ДГТУ. – 2014, Т. 14, № 1 (76), 200–203.
[3] Шишкарев М.П. Математические модели высокой надежности адаптивных фрикционных муфт // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVI междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева / РГАСХМ ГОУ, Ростов н/Д, 2003, 231–234.
[4] Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Исследование эксплуатационных характеристик адаптивных фрикционных муфт второго поколения // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2013, № 4, 21–26.
[5] Шишкарев М.П. Улучшение эксплуатационных показателей адаптивных фрикционных муфт // ГОУ Рост. гос. акад. с-х. машиностроения, Ростов н/Д, 2008, 148.
[6] Шишкарев М.П. Повышение надежности адаптивных фрикционных муфт 1-го поколения // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2008, № 4, 6–9.
[7] Шишкарев М.П. Математические модели адаптивного фрикционного контакта твердых тел // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVIII междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева – Казань: изд-во Казанского гос. технол. ун-та, 2005, 68–72.
[8] Шишкарев М.П. Математические модели адаптивного фрикционного контакта твердых тел 2-го поколения // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XVIII междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 5. Секция 5 «Компьютерная поддержка производственных процессов» / Под общ. ред. В.С. Балакирева – Казань: изд-во Казанского гос. технол. ун-та, 2005, 72–76.
[9] Шишкарев М.П. Теоретические основы применения комбинированной обратной связи в адаптивных фрикционных муфтах // Вестн. машиностроения. – 2005, № 7, 16–19.
[10] Шишкарев М.П., Угленко А.Ю. Анализ эксплуатационных характеристик вариантов адаптивной фрикционной муфты с раздельным силовым замыканием // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2014, № 8, 25–29.
[11] Шишкарев М.П. Математическая модель устойчивости движения привода с адаптивной фрикционной муфтой // Математические методы в технике и технологиях: Сб. тр. XV междунар. науч. конф. В 10 т. Т. 8. Секция 8 «Компьютерная поддержка технологических процессов и производственных систем» / Под общ. ред. В.С. Балакирева. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2002, 70–75.
[12] Шишкарев М.П. Теоретические основы стабилизации выходного параметра адаптивного фрикционного контакта твердых тел // Изв. вузов. Машиностроение. – 2001, № 2–3, 17–23.
[13] Шишкарев М.П. Вопросы теории адаптивного фрикционного контакта твердых тел // Изв. вузов. Машиностроение. – 1994, № 4–6, 43–47.
[14] Шишкарев М.П. Уточнение характеристики обратной связи адаптивных фрикционных муфт // Вестн. машиностроения. – 2005, № 11, 12–13.
[15] Шишкарев М.П. Компоновка базового варианта адаптивной фрикционной муфты второго поколения // Сборка в машиностроении, приборостроении. – 2010, № 7, 16–20.

УСТАЛОСТНЫЕ ИСПЫТАНИЯ СТАЛЬНЫХ ПРОВОЛОЧНЫХ КАНАТОВ

Шолом В.Ю.

E-mail: rosoil@rosoil.ru

«Хозрасчетный творческий центр уфимского авиационного института», г. Уфа, Россия.

Предложена методика ускоренных испытаний канатов на выносливость. Приведены результаты сравнительных испытаний по ГОСТ 2387-80 «Канаты стальные. Метод испытания на выносливость» и ускоренных испытаний по авторской методике.

Ключевые слова: канат, износ, долговечность, выносливость, пробежная машина, ускоренные испытания.

FATIGUE TESTS OF STEEL ROPES PROVOCHNYH

Sholom V.Yu.

The technique of accelerated tests of endurance of ropes. Shows the results of comparative tests according to GOST 2387-80 "steel ropes. Test method for toughness and accelerated tests of the methodology.

Keywords: rope, wear, durability, stamina, probizhna machine, accelerated testing.

Введение

Стальные проволочные канаты широко используются в качестве гибкой тяги механизмов машин с начала 19 века. За прошедшие столетия, несмотря на появление новых конструкций, материалов, технологий, равноценного аналога, сочетающего в себе основные свойства стального каната: прочность, гибкость, широкий температурный диапазон применения, - найдено не было.

Сегодня производятся и используются в различных областях техники множество конструкций канатов, отличающихся в зависимости от назначения. Но главным требованием к ним по-прежнему остается прочность, надежность и безопасность в течение всего срока эксплуатации, а задача увеличения ресурса безотказной работы этого ответственного изделия, для конструкторов и технологий остается по-прежнему актуальной.

Учитывая, что наше предприятие занимается разработкой и производством смазочных материалов со специальными свойствами, а смазка является одним из конструктивных элементов каната, существенно влияющим на ресурс каната, нами была поставлена задача проведения ресурсных испытаний наших смазочных материалов в составе основного изделия.

Как известно, ресурсные испытания является наиболее трудоемким, длительным и ответственным процессом. Поэтому в данной работе представлен первый, по сути тестовый этап, - сравнительные испытания по предложенной методике ускоренных испытаний стальных канатов со стандартными испытаниями предусмотренными ГОСТ 2787-80.

В процессе эксплуатации каната, каждая проволока испытывает сложно-напряженное деформированное состояние, характеризующееся знакопеременными нагрузками на удар, изгиб, кручение, растяжение и сжатие. Кроме того проволоки стального каната подвергается воздействию атмосферных осадков, влиянию высоких и низких температур, агрессивной среды, а так же других эксплуатационных и технологических факторов, приводящих к коррозии, накоплению усталостных повреждений и изнашиванию, оказывающих существенное влияние на срок службы каната.

Для стальных канатов в зависимости от условий эксплуатации время безотказной работы составляет более 1000 часов и на проведение экспериментального испытания канатов в реальных условиях требуются длительное время и существенные экономические затраты.

Основной целью ускоренных испытаний является получение информации о выносливости каната в течение времени испытания, меньшего, чем заданный ресурс его эксплуатации.

В настоящее время выносливость стальных канатов определяют посредством натурных испытаний образцов на пробежных машинах. На сегодняшний день существует большое количество конструкций пробежных машин, позволяющих проводить натурные испытания различных конструкций канатов [1-4]. ГОСТом 2387-80 «Канаты стальные. Метод испытания на выносливость» [5] предусмотрено испытание стальных канатов, диаметром до 6 мм. Испытания проводят на пробежной машине (рисунок 1) по числу перегибов при соответствующем расчетном статическом нагружении. Выносливость каната характеризуется числом повторных перегибов образца до полного или частичного его разрушения. Существенный недостаток большинства пробежных машин состоит в том, что испытания требуют значительных временных и материальных затрат, к тому же они не позволяет оценить ресурс работы стальных канатов с учетом реальных условий эксплуатации.

Периодическому воздействию влаги подвержены практически все канаты, независимо от области их применения. Это и «утренняя роса», конденсат, возникающий при резком изменении температуры окружающего воздуха или самого каната, брызги, течи и другие, штатные и нештатные факторы, возникающие в процессе его эксплуатации. Наличие влаги на поверхности металла приводит к увеличению коррозионной активности окружающей атмосферы.

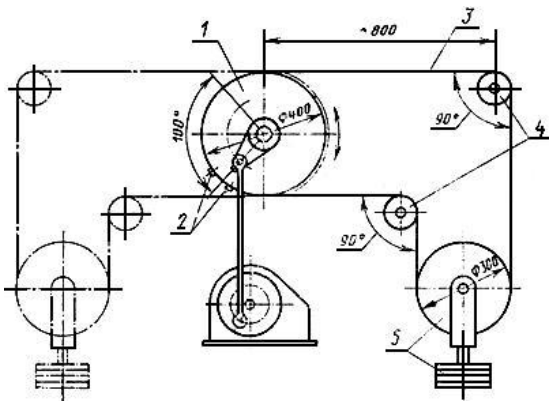


Рис. 1. **Пробежная машина для испытания стальных канатов на выносливость по ГОСТ 2387-80 «Канаты стальные. Метод испытания на выносливость»:** 1 - ведущий барабан; 2 - зажимы для крепления концов образца к барабану; 3 - испытуемый образец стального каната; 4 - сменные ролики, обеспечивающие изгиб образца на 90°; 5 - грузовой ролик

При воздействии коррозионной среды металл, подверженный усталости, претерпевает обратимые и необратимые изменения (в основном разупрочняется), что приводит к понижению его выносливости. По данным А. Раухе, относительный предел выносливости канатной проволоки при базе испытаний 10^7 циклов в коррозионной среде снижается в 5 раз [6].

Периодическое окунание образца каната в коррозионную среду в процессе испытаний, позволит моделировать работу канатов, подверженных воздействию речной и морской воды на судах, на буровых установках, в шахтах, скважинах и в различных коррозионно-активных средах, а также сократить время испытаний. Поэтому, в данной работе предлагается методика ускоренных испытаний, позволяющая оценивать выносливость стального каната с учетом эксплуатационных факторов, использование которой позволит сократить стоимость испытуемых образцов, время и затраты на промышленные испытания, изучение механизмов изнашивания и разрушения канатов.

Методика исследований

Методика ускоренных испытаний стальных проволочных канатов заключается в том, что испытания проводят на пробежной машине, обеспечивающей возвратно-поступательные перемещения образца каната и позволяющей создавать повторно-переменный изгиб каната на 90º, с периодическим окунанием деформируемого участка каната в коррозионно-активную среду.

Для ускоренных испытаний канатов на выносливость была разработана конструкция пробежной машины в соответствии с ГОСТ 2387-80 «Канаты стальные. Метод испытания на выносливость», которая предусматривает периодическое окунание деформируемого участка каната в жидкую коррозионно-активную среду.

Выносливость стальных канатов, также как и в ГОСТ 2387-80, может оцениваться по количеству циклов:

- до обрыва первой проволоки (завершения) образца;
- до заданного числа обрывов проволок на длине одного шага свивки образца;
- до заданного числа изгибов образца вокруг сменного ролика;
- до полного разрушения образца каната.

Экспериментальная часть

Испытания стальных канатов на выносливость проводили на пробежной машине, спроектированной и изготовленной в ХТЦ УАИ. В качестве испытуемых образцов применялись образцы стального каната диаметром 5,6 мм без покрытия по ГОСТ 2688-80 и ГОСТ 14954-80.

В качестве коррозионно-активной среды использовался 5% водный раствор NaCl.

Для оценки сходимости результатов была проведена серия сравнительных испытаний по разработанной методике и по ГОСТ 2387-80.

Испытания проводились при скорости вращения барабана 120 колебаний в минуту, обеспечивающего возвратно-поступательные перемещения образца на длине 350 мм. Нагрузка на одну ветвь каната составляла 245 Н, испытания проводились до полного разрушения образцов. Сменные ролики диаметром 55 мм обеспечивали изгиб образца на 90º. Диаметр сменных роликов и нагрузка на одну ветвь каната выбирались в зависимости от диметра каната по ГОСТ 2172-80 «Канаты стальные авиационные. Технические условия» [7].

Выносливость стального каната оценивалась по количеству перегибов образца каната до его полного разрушения.

Результаты и обсуждение

Результаты испытаний на выносливость по ГОСТ 2387-80 и ускоренных испытаний по предложенной методике, представлены в таблице 1.

Статистическая обработка результатов испытаний производилась в соответствии п. 4.2 ГОСТ-Р 8.736-2011 «Измерения прямые многократные. Методы обработки результатов измерений» (таблица 2).

Согласно полученным результатам выносливость каната изготовленного по ГОСТ 14954-80, при испытаниях по схеме ГОСТ 2387-80 в 1,505 раза выше, чем у каната, изготовленного по ГОСТ 2688-80. При ускоренных испытаниях наблюдается такая же зависимость, - выносливость каната по ГОСТ 14954-80 выше в 1,587 раза, чем каната по ГОСТ 2688-80. (При этом нужно учитывать, что в данном случае испытывались канаты, в которых ни сердечники, ни пряди, ни сам канат не покрывались и не пропитывались смазочным материалом. Наличие смазочного материала в конструкции каната многократно увеличивает выносливость и существенно влияет на его сравнительные характеристики. Влияние смазочного материала в данной работе умышленно не рассматривалось и канаты изготавливались по спецзаказу).

Таблица 1. **Результаты испытаний на выносливость по ГОСТ 2387-80 и ускоренных испытаний по предложенной методике**

№ образца	Тип каната			
	ГОСТ 2688-80		ГОСТ 14954-80	
	Испытания по ГОСТ 2387-80	Ускоренные испытания	Испытания по ГОСТ 2387-80	Ускоренные испытания
	кол-во циклов до разрыва		кол-во циклов до разрыва	
1	145 912	44 625	237 492	75 036
2	175 041	41 516	265 815	76 122
3	171 555	44 701	256 217	73 095
4	146 262	47 506	272 238	81 232
5	126 056	46 725	276 074	60 955
6	131 680	51 800	271 501	77 754
7	208 449	45 304	277 065	85 284
8	255 970	59 400	276 858	66 935
9	173 295	48 200	267 055	74 858
10	191 135	48 923	235 099	79 910
11	181 553	44 040	266 984	80 442
12	227 953	47 577	301 297	76 454
13	173 523	45 347	294 000	77 332
14	212 225	45 428	283 817	76 762
15	128 828	55 870	206 702	75 936

Как видно из экспериментальных данных, при испытаниях на выносливость по стандартному методу база циклов до разрушения образца в зависимости от конструкции каната составляет порядка от $1{,}5 \cdot 10^5$ до $3{,}0 \cdot 10^5$ циклов, время безостановочной работы пробежной машины при этом составляет от 20 до 40 часов. Ускоренный метод позволяет сократить базу циклов испытаний до $5{,}0\text{-}8{,}0 \cdot 10^4$ и сократить время работы машины до 6-12 часов.

Таблица 2. **Статистическая обработка результатов испытаний**

Показатель	Тип каната			
	ГОСТ 2688-80		ГОСТ14954-80	
	Испытания по ГОСТ 2387-80	Ускоренные испытания	Испытания по ГОСТ 2387-80	Ускоренные испытания
Xmax	255 970	59 400	301 297	85 284
Xmin	126 056	41 516	206 702	60 955
Истинное значение	176 629 ± 21 048	47 797 ± 2 604	265 881 ± 13 354	75 874 ± 3 220
Относительная погрешность	11,92%	5,45%	5,02%	4,24%
Доверительная вероятность	0,95	0,95	0,95	0,95

Таким образом, предложенная методика ускоренных испытаний на выносливость, позволяет оценивать выносливость стального каната и сокращает время испытаний более чем в 3 раза.

Выводы

Результаты испытаний, проведенных на пробежной машине показывают, что:

1. Предложенная методика ускоренных испытаний стальных канатов на выносливость хорошо коррелируется с методом испытаний по ГОСТ 2387-80 «Канаты стальные. Метод испытания на выносливость»
2. Периодическое окунание деформируемого участка каната в коррозионно-активную среду в процессе испытаний, многократно уменьшает выносливость испытуемого образца каната, и соответственно время испытаний, более чем в 3 раза.
3. Отличие истинных значений при испытаниях различных конструкций канатов на выносливость по предложенной ускоренной методике испытаний по отношению к стандартному методу не превышает 7%.
4. Относительная погрешность измерений по ускоренной методике меньше чем при испытаниях по стандартному методу.
5. Предложенную методику ускоренных испытаний можно рекомендовать к использованию для определения ресурса различных конструкций канатов.

[1] Стенд для испытания стальных канатов на выносливость /Шолом В.Ю., Хасанов И.Ф., Никольская В.В., Никитин С.В., Занин А.Н., Акульшин М.Д., Волкова Е.Б./Патент на изобретение RUS 2444718 15.07.2010

[2] Стенд для испытания грузовых стальных канатов на выносливость (варианты) / Хасанов И.Ф., Шолом В.Ю., Акульшин М.Д., Струговец С.А., Никольская В.В./Патент на изобретение RUS 2440564 31.08.2010

[3] Устройство для испытания канатов на выносливость/Тарасов Валерий Васильевич, Постников Вячеслав Александрович, Новиков Виктор Николаевич, Чуркин Александр Викторович, Калентьев Евгений Александрович / Патент на изобретение RUS 2416083 30.10.2009

[4] Пробежная машина для испытания стальных канатов с металлическим сердечником / П.П. Нестеров, М.И. Дахов, А.З. Сахновский, Л.А. Алексеева, П.П. Панченко / Патент на изобретение RUS 352167 21.09.1972

[5] ГОСТ 2387-80 «Канаты стальные. Метод испытания на выносливость».

[6] Мархель И.И. Крановые канаты. – 2-е изд. перераб. и доп. . – М.: Машиностроение, 1983. – 128 с., с ил. [с. 38]

[7] ГОСТ 3241-91 «Канаты стальные. Технические условия». Школьник Л.М. Методика усталостных испытаний. – М.: Металлургия. – 1978 г. – 304.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПРИПОВЕРХНОСТНЫХ ВКЛЮЧЕНИЙ МЯГКОЙ ФАЗЫ НА ТРЕНИЕ АНТИФРИКЦИОННЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ АЛЮМИНИЯ.

Шпенев А.Г.

E-mail: kel-a-kris@list.ru

[1]Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского, Москва, Россия.

В работе рассмотрен процесс трения и изнашивания включения мягкой фазы в поверхности алюминиевого сплава, определено влияние концентрации мягкой фазы и температуры на поступление материала включения в область контакта

MODEL OF THE INFLUENCE OF THE SURFACE INCLUSIONS OF THE SOFT PHASE ON THE FRICTION OF ALUMINUM ALLOYS.

Shpenev A.G.

The paper deals with the process of friction and wear of soft phase inclusion in the surface of aluminum

и скорость изнашивания материала.
Ключевые слова: трение, алюминиевые сплавы, износостойкость.

alloy, the influence of the soft phase concentration and temperature on inclusion material flow in the contact region and wear rate of the material is determined.
Keywords: friction, aluminum alloys, wear resistance.

Введение. Искусственно созданные неоднородные (композитные) материалы находят широкое применение в трибологических приложениях. Одним из перспективных видов таких материалов являются неоднородные сплавы, в которых при их застывании формируются включения, чьи свойства значительно отличаются от свойств вмещающей матрицы. В работе будет проведено моделирование изнашивания сплава на основе алюминиевой матрицы с относительно мягкими включениями, играющими роль твёрдой смазки при трении. Существует ряд работ, посвящённых экспериментальным исследованиям трибологических свойств этих сплавов [1-5] и моделированию выдавливания мягкой фазы на поверхность контакта [6,7]. В данной работе будет рассмотрено влияние приповерхностных включений мягкой фазы на трение и изнашивание сплава.

Постановка задачи. Рассмотрим изотропно упругое цилиндрическое тело с основанием Ω и длинной *L* (включение мягкой фазы) находящееся в упругом в поверхности упругого слоя, покоящегося на жёстком основании (алюминиевая матрица). Сверху полупространство накрыто жёстким штампом со средней удельной нагрузкой давлением σ. Во включении и полупространстве присутствуют линейные градиенты температур в направлении оси z, вызывающие температурное расширение материалов цилиндра и полупространства (рис.1).

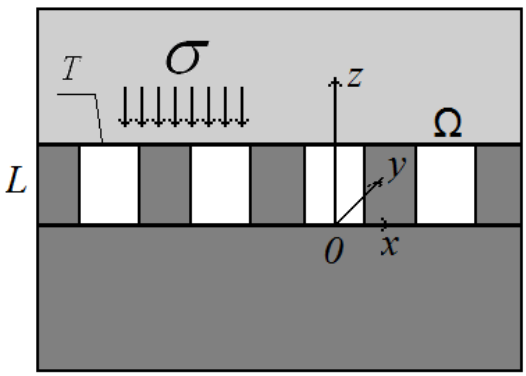


Рис. 1. **Общий вид полупространства с включениями**

Материал слоя описывается одномерной моделью Винклера и для него верны следующие соотношения:

$$\sigma_{zz}^c = const\big|_{(x,y)\in\Omega} \quad \sigma_{zz}^c = \sigma_{zz}^f\big|_{(x,y)\notin\Omega}$$
$$\varepsilon_{zz}^c = \frac{\sigma_{zz}^c}{E_c} - \alpha_L^c T \qquad (1)$$
$$u_z^c = -\int_0^z \varepsilon_{zz}^c dz$$

Для материала включения делаем следующие предположения:

$$\sigma_{xx}^f = \sigma_{yy}^f = A(z), \quad \sigma_z^f = const,$$
$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = \tau_{xy} = 0, \quad \varepsilon_{zx}^f = \varepsilon_{zy}^f = \varepsilon_{xy}^f = 0 \qquad (2)$$

Из закона упругости имеем следующие соотношения:

$$\varepsilon_{xx}^f = \varepsilon_{yy}^f = \frac{1}{E_f}\left(\sigma_{xx}^f - \upsilon_f(\sigma_{yy}^f + \sigma_z^f)\right) - \alpha_L^f T =$$
$$\frac{(1-\upsilon_f)A(z) - \upsilon_f\sigma_z^f}{E_f} - \alpha_L^f T \qquad (3)$$
$$\varepsilon_{zz}^f = \frac{1}{E_f}\left(\sigma_z^f - \upsilon_f\left(\sigma_{xx}^f + \sigma_{yy}^f\right)\right) - \alpha_L^f T =$$
$$\frac{\sigma_z^f - 2A(z)\upsilon_f}{E_f} - \alpha_L^f T$$

Для перемещений получаем следующие соотношения:

$$u_z^f = -\int_0^z \varepsilon_{zz}^f dz =$$
$$-\frac{z\sigma_z^f}{E_f} + \frac{2\upsilon_f}{E_f}\int_0^z A(z)\,dz + \alpha_L^f \int_0^z T dz \qquad (4)$$
$$u_x^f(x,y) = -x\varepsilon_{xx}^f, \quad u_y^f(x,y) = -y\varepsilon_{yy}^f$$

Где T – температура, α_L^f и α_L^c - коэффициенты теплового расширения включения и матрицы соответственно. Граничное условие на боковой поверхности цилиндра (включения):

$$u_x^f = u_y^f = 0\big|_{(x,y)\in\Omega} \qquad (5)$$

Это граничное условие можно переписать в виде:

$$\frac{1-\upsilon_f}{E_f}A(z) - \frac{\upsilon_f}{E_f}\sigma_z^f = \alpha_L^f T^f(z) \qquad (6)$$

Откуда следует:

$$A(z)=\frac{\upsilon_f}{1-\upsilon_f}\sigma_z^f+\frac{\alpha_L^f E_f}{1-\upsilon_f}T(z) \qquad (7)$$

В первом приближении в установившемся режиме трения при условии малого размера включения можно считать температуру постоянной и равной температуре на поверхности трения композиции. Тогда подставляя (7) в (4) получаем:

$$u_z^f=\left(\left(\frac{2\upsilon_f^2}{1-\upsilon_f}-1\right)\frac{\sigma_z^f}{E_f}+\left(\frac{2\upsilon_f}{1-\upsilon_f}+1\right)\alpha_L^f T\right)z \qquad (8)$$

Из (1) получаем:

$$u_z^c=\left(-\frac{\sigma_{zz}^c}{E_c}+\alpha_L^c T\right)z \qquad (9)$$

Граничные условия на торцевой поверхности цилиндра ($z = L$) следующие:

Условие равновесия:

$$S_f\sigma_z^f+S_c\sigma_z^c=\sigma \qquad (10)$$

где S_f+S_c=1, а S_f/S_c соотношение площади вставок к площади композита.

Условие непрерывности:

$$u_z^f-u_z^\Delta=u_z^c\Big|_{z=L} \qquad (11)$$

где u_z^Δ – установившаяся в процессе износа композиции разность глубины износа включения и матрицы при снятии температуры и нагрузки.

Интенсивность износа включения и матрицы в процессе установившегося изнашивания композиции считаем одинаковой:

$$W=\frac{\partial u_z^w(t)}{\partial t}=K_w\left[\frac{\sigma_z}{\tilde{\sigma}}\right]^\alpha \qquad (12)$$

$$K_w=\begin{cases}K_f,(x,y)\in\Omega\\K_c,(x,y)\notin\Omega\end{cases}$$

Где K_f и K_c коэффициенты изнашивания включения и матрицы соответственно.

Отсюда получаем следующее уравнение:

$$\left(\frac{\sigma_z^f}{\sigma_z^c}\right)^\alpha=\frac{K_c}{K_f} \qquad (13)$$

Таким образом, из (10), (11) и (13) получаем систему уравнений относительно неизвестных $\left(\sigma_z^c,\sigma_z^f,u_z^\Delta\right)$, решив которую определяем распределение поверхностных давлений, скорость изнашивания композиции и разность глубины износа включения и матрицы при снятии давления и температуры.

Оптимизация износа. Основным вопросом является оптимальное соотношение площади включений к площади рабочей поверхности (параметр S_f) позволяющее минимизировать износ сплава. Если положить коэффициент изнашивания алюминия слабо зависящим от количества твердой смазки в контакте, то введение включений вообще окажется не целесообразным: действительно, скорость изнашивания композиции будет возрастать от скорости изнашивания алюминия к скорости изнашивания включения (рис. 2).

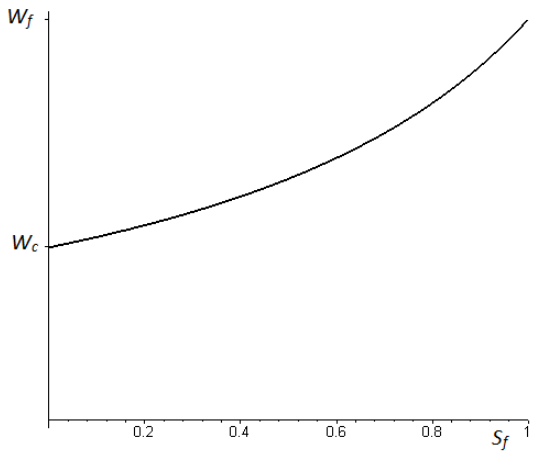


Рис. 2. **Зависимость скорости изнашивания композиции от площади включений при постоянных коэффициентах изнашивания основы и включений**

Зависимость скорости изнашивания W от параметров K_c и S_f видна на рисунке 3 и отличается сложным характером. При этом очевидно интенсивность поступления твердой смазки в зазор контакта влияет на интенсивность изнашивания основы так, что K_c зависит от S_f.

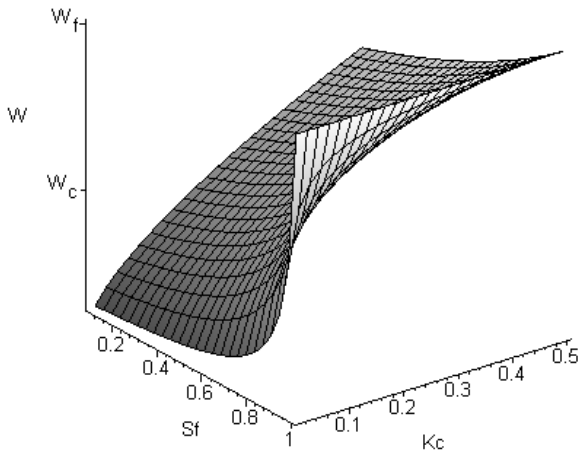


Рис. 3. **Зависимость скорости изнашивания композиции от площади вставок и коэффициента изнашивания основы**

Однако попадание частиц включения (твердой смазки) в зазор между сплавом и контртелом значительно снижает скорость изнашивания, так, что параметр K_c не является постоянным. Можно предположить следующий характер этой зависимости:

$$K_c = K_1 + (K_0 - K_1)(1 - S_f)^{\beta} \qquad (14)$$

Где K_0 коэффициент изнашивания алюминия в чистом виде, K_1 -коэффициент изнашивания алюминия при максимально возможном эффекте твердой смазки, β – коэффициент, определяющий насколько быстро контакт насытится смазкой. На рисунках 4 и 5 видно как влияет различная скорость насыщения контакта на скорость изнашивания композиции.

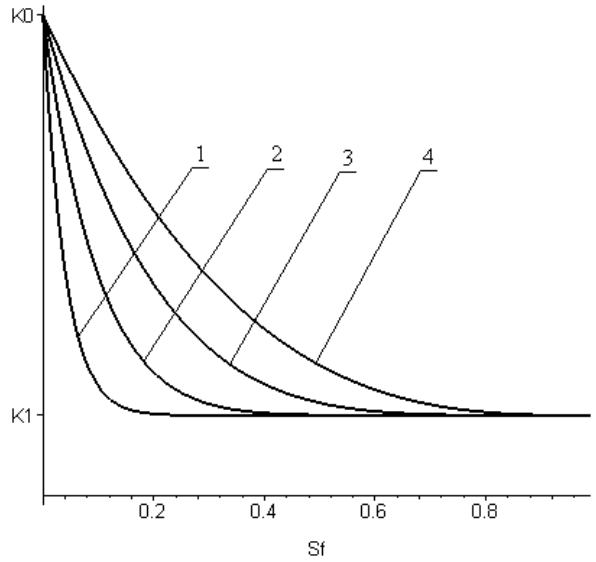


Рис. 4. **Зависимость коэффициента изнашивания основы от площади вставок при различных β**

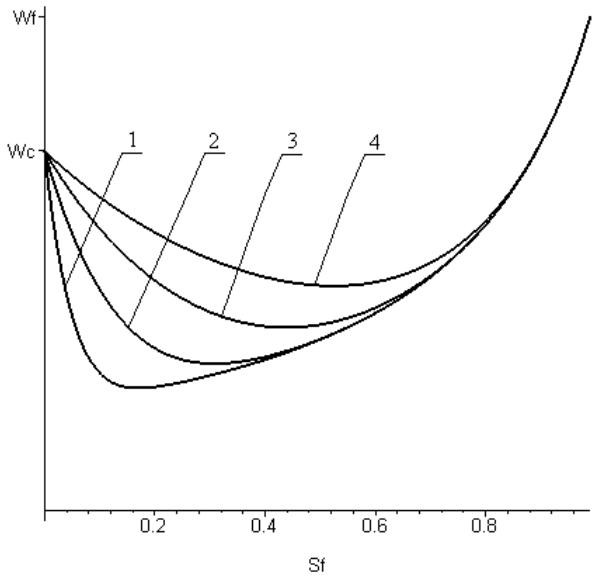


Рис. 5. **Зависимость скорости изнашивания композиции от площади вставок при различных β.**
1: β=25; 2: β=10; 3: β=5; 4: β=3.

Важно отметить, что оптимальная площадь включений (S_f) будет различна для разных скоростей насыщения контакта твёрдой смазкой (параметр β), а скорость насыщения может быть различна для разных сопряжений. Конкретные значения скорости насыщения контакта твёрдой смазкой могут быть установлены экспериментально, что позволит в свою очередь оптимизировать состав сплавов. Эксперименты показали также важную роль фрикционного разогрева в таком контакте, поэтому требуется оценка влияния температуры на выход вещества включения в контакт, что позволяет сделать рассмотренная модель. На рис. 6 изображена зависимость параметра u_z^{Δ} от площади вставок и температуры композиции. График показывает, что этот параметр определяется в первую очередь температурой, и может быть как положительным, так и отрицательным.

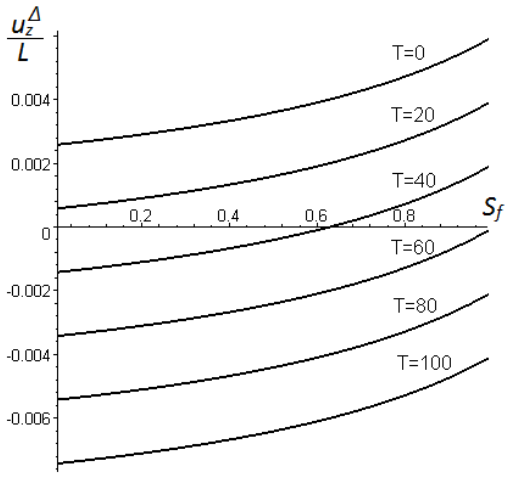


Рис. 6. **Зависимость параметра u_z^{Δ} от площади включений (S_f) при разных температурах композиции**

Уменьшение параметра u_z^{Δ} и переход его в отрицательную область с ростом температуры означает, то в процессе приработки и связанного с ней разогрева дополнительные порции вещества включения за счёт температурного расширения ($\alpha_L^f > \alpha_L^c$) попадают в зазор контакта (кроме обычного притока за счёт износа). Это снижает коэффициент трения и служит дополнительным механизмом температурной стабилизации фрикционного контакта.

Выводы. В работе построена модель изнашивания неоднородного тела, учитывающая влияние поступления материала включений в зазор контакта, позволяющая определять оптимальные параметры модификации алюминиевых сплавов включениями мягкой фазы.

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда, проект № 14-19-01033-П

[1] Алюминиевые сплавы антифрикционного назначения : А45 моногр. / Н.А. Белов [и др.] ; под ред. А.Е. Миронова, Н.А. Белова, О.О. Столяровой – М. : Изд. Дом МИСиС, 2016. – 223 с.
[2] Белов Н.А., Михайлина А.О., Алабин А.Н., Столярова О.О. Расчетно-экспериментальное изучение фазовой диаграммы Al–Cu–Si–Sn в области алюминиевых сплавов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2016, №4, 11-17.
[3] Белов Н.А., Столярова О.О., Муравьева Т.И., Загорский Д.Л. Фазовый состав и структура алюминиевых сплавов системы Al–Cu–Si–Sn-Pb // Физика металлов и металловедение. – 2016, Т:117, №6, 600-608.
[4] Сачек Б.Я., Мезрин А.М., Муравьёва Т.И., Столярова О.О., Загорский Д.Л., Белов Н.А. Исследование трибологических свойств антифрикционных алюминиевых сплавов с использованием метода склерометрии // Трение и износ. – 2015, Т:36, №2, 137-146.
[5] Столярова О.О., Муравьева Т.И., Загорский Д.Л., Белов Н.А. Микроскопия в исследовании поверхности многокомпонентных антифрикционных алюминиевых сплавов // Физическая мезомеханика. – 2016, Т:19, №5, 104-113.
[6] Н.А. Буше, И.Г. Горячева, Ю.Ю. Маховская. Влияние фазового состава антифрикционных алюминиевых сплавов на их самосмазывание при трении // Трение и износ, том 23, № 3, с. 286-295, 2002
[7] И.Г.Горячева, Ю.Ю.Маховская, Моделирование выделения мягкой фазы на поверхность многокомпонентного алюминиевого сплава при трении // Физическая мезомеханика, том 19, № 1, с. 15-23, 2016

ВОДОРАСТВОРИМЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СМАЗОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ, СОДЕРЖАЩИЕ ФРАКТАЛЬНЫЕ СТРУКТУРЫ, С ДОБАВКАМИ НАНОКЛАСТЕРОВ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ В ПРОЦЕССАХ ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВЫХ СТАЛЕЙ

Шульга Г.И., Колесниченко А.О., Сиротин П.В., Лебединский И.Ю., Скринников Е.В., Васильев М.А.

E-mail: g.shulga41@mail.ru

Южно-Российский государственный политехнический университет имени М.И.Платова, Новочеркасск, Россия.

Приведены методики и лабораторные испытания, имитирующие технологический процесс вытяжки листовых сталей с использованием водорастворимого смазочного материала РВ-18, содержащего фрактальные структуры, с добавками нанопорошков меди, бронзы и цинка. Приведена оптимизация процесса вытяжки листовых сталей с применением универсальной программной системы конечно-элементного анализа ANSYS Workbench.

Ключевые слова: смазочный материал, фрактальная структура, нанокластер, вытяжка, штамповый инструмент.

TECHNOLOGICAL WATER-SOLUBLE LUBRICANTS CONTAINING A FRACTAL STRUCTURE, WITH THE ADDITION OF NANOCLUSTERS OF NON-FERROUS METALS IN THE PROCESSES OF DRAWING SHEET STEELS

Shulga G.I., Kolesnichenko A.O., Sirotin P.V. Lebedyns'kyi I.Yu., Skrynnikov E.V., Vasilyev M.A.

The techniques and laboratory tests, simulating the technological process of drawing sheet steels with water soluble lubricant PB-18 with a fractal structure, with the addition of nanopowders of copper and bronze. Given optimization of the stretching process of sheet steels using universal software system of finite-element analysis ANSYS Workbench

Keywords: lubricant, fractal structure, nanocluster, drawing, stamping tool.

Введение

В современном машиностроении находит широкое распространение получение осесимметричных деталей из листовых сталей с использованием малоотходных технологических процессов штамповки и вытяжки. Разработка научно-обоснованных технологий получения изделий штамповкой и вытяжкой с использованием водорастворимых смазочных материалов, содержащих фрактальные структуры, обеспечивающих высокое качество деформируемой поверхности, повышение долговечности штампового инструмента, оптимизация данных процессов с использованием универсальной программной системы конечно-элементного анализа ANSYS Workbench является актуальной научно-технической проблемой.

Данная проблема решается разработкой и использованием водорастворимого технологического смазочного средства РВ-18, которое включают гибридные фрактальные лигандные кластеры с нанометрическими частицами порошков цветных металлов.

Гибридные кластеры формируют в зоне контакта самоорганизующиеся диссипативные структуры, включающие дискретные композитные

пленки заданной толщины. Данные пленки состоят из оксида кремния, поверхностно-активных веществ, нанопорошков цветных металлов, обеспечивающие повышение нагрузочной способности, долговечности штампового инструмента, снижение силовых параметров технологического процесса и улучшения качества обрабатываемых поверхностей [1-2].

На основании обобщенного закона трения при пластической деформации Исаченкова В.Е., Исаченкова Е.И. [3], удельную силу трения при пластической деформации определяют:

$$\tau = \mu_C \cdot q \cdot (1-\gamma) + \eta \cdot \frac{dV}{dz} \cdot \gamma \text{, [3]} \qquad (1)$$

где τ – удельная сила трения на границе деформируемый материал-инструмент, Н/мм^2;

μ_C – коэффициент сухого трения скольжения;

q – контактная удельная нагрузка, Н/мм^2;

$\gamma = \frac{S_{см}}{S_к}$ – коэффициент сплошности смазочного материала между трущимися поверхностями обрабатываемого материала и инструмента;

При $\gamma = 0$ реализуется сухое трение, при $1 > \gamma > 0$ – граничное трение, при $\gamma = 1$ – гидродинамическое трение.

$S_{см}$ – площадь смазанной поверхности контакта, мм^2;

$S_к$ – площадь всей поверхности контакта, мм^2;

η – динамическая вязкость смазочной среды, П;

V – скорость скольжения в зоне контакта, мм/с;

Z – средняя величина смазочной прослойки; мм.

На основании теории трения Ф. Боудена – сваривания, среза и пропахивания [4] коэффициент трения без смазочного материала определяют:

$$\mu_C = \mu_A + \mu_Д = K_A \cdot \frac{S_{н.ср.}}{p^*} + \frac{A_2}{A_1} \text{, [4]} \qquad (2)$$

где μ_A – адгезионная составляющая коэффициента трения;

$\mu_Д$ – деформационная составляющая коэффициента трения;

K_A –коэффициент, зависящий от формы модели шероховатости, принятой при расчете (сфера, горизонтальный цилиндр, конус);

$S_{н..ср}$ – среднее напряжение среза, Н/мм^2;

p^* – предел текучести деформируемого материала, Н/мм^2;

A_1 – площадь канавки пропахивания, воспринимающая нагрузку, мм^2;

A_2 – площадь поперечного сечения канавки, мм^2.

Подставляя уравнение (2) в (1), получаем удельную силу трения при пластической деформации:

$$\tau = (K_A \cdot \frac{S_{н.ср.}}{p^*} + \frac{A_2}{A_1}) \cdot q \cdot (1-\gamma) + \eta \cdot \frac{dV}{dz} \cdot \gamma \qquad (3),$$

При граничном трении суммарный коэффициент трения состоит из жидкостной, адгезионной и деформационной составляющих:

$$\mu_Г = \mu_Ж + \mu_A + \mu_Д =$$

$$S_Ж \cdot \gamma + \frac{S_{н.ср.}}{\overline{p}}(1-\gamma) + \frac{F_{проп}}{S_К \cdot \overline{p}}(1-\gamma) \qquad (4),$$

где $S_Ж$ – сопротивление сдвигу смазочного материала, Н/мм^2;

$\overline{p}$ – среднее давление, Н/мм^2;

$p^* > \overline{p} > p_{гидр.}$

$p_{гидр.}$ – гидродинамическое давление в полостях шероховатостей, Н/мм^2.

$F_{проп}$ – сила пропахивания, Н.

Важным элементом при использовании системы конечно-элементного анализа ASYS Workbench .является предварительное определение величины коэффициента трения между материалами деформируемого изделия и штамповым инструментом с применением технологических смазочных материалов.

Материалы и методы

Определение триботехнических свойств пары трения сталь 40Х листовая сталь 08Ю. с использованием технологического смазочного материала РВ-18 с добавками нанопорошков цветных металлов меди, бронзы и никеля проводили на торцевой машине трения. В качестве цилиндрического образца с внешним диаметром 15 мм, внутренним диаметром 10 мм, высотой 25 мм использовали сталь 40Х, имитирующую штамповый инструмент, в качестве деформируемого изделия использовали пластину толщиной 1,5 мм, диаметром 30 мм, изготовленную из стали 08Ю.

Определение противоизносных, антифрикционных свойств 40%-ного водного раствора технологического смазочного материала РВ-18 с добавками нанопорошков меди, бронзы и никеля проводили при частоте вращения шпинделя n=47,3 мин$^{-1}$ (линейная скорость 0,01 м/с). Удельные нагрузки изменяли от 0,05 до 1 МПа. Величины износов цилиндрического образца и пластины определяли весовым методом на аналитических весах ВРЛ 200 ГОСТ 24104-2001.

Оценку эффективности 40%-ного водного раствора РВ-18 при вытяжке листовых сталей производили на модернизированном приборе МТЛ10Г-1 при следующих режимах: изменение нагрузки при вытяжке 0,3-10 тс, скорость перемещения пуансона 4,0-24,0 мм/мин, диапозон

перемещения пуансона 20,0 мм. В качестве деформируемых заготовок использовали образцы из листовых сталей: Ст3кп, 08кп, 08Ю диаметром 48 мм, толщиной 0,8-3 мм.

Критериями оценки эффективности смазочного материала РВ-18 являются: усилие, соответствующее пределу текучести материала образца, P_m, кН; максимальное усилие разрыва образца $P_{p\max}$, кН; средний диаметр фланца после вытяжки $D_{ф.ср.}$, мм; коэффициент предельной деформации $K_{пд}$; разность диаметров заготовки и фланца ΔD, мм; коэффициент относительной предельной деформации $K_{опд}$; глубина вытяжки $H_{г.в.}$, мм; относительная глубина вытяжки $H_{от.г.в.}$,%.

Результаты и их обсуждение

Для оптимизации технологического процесса глубокой вытяжки листовых сталей с использованием водорастворимого смазочного материала РВ-18 с добавками нанопорошков цветных металлов определяли коэффициент трения матрицы штампового инструмента из стали 40Х и листовой стали 08Ю. Испытания на торцевой машине трения 40%-ного водного раствора смазочного материала РВ-18 без добавок и с добавками 1-2 % нанопорошков меди, бронзы, цинка показали (рис.1) изменение величины коэффициента трения μ пары 40Х – сталь 08Ю с 0,12 до 0,16 при удельных нагрузках p = 30...100 МПа. Коэффициент трения μ = 0,15..0,16 был принят в компьютерной модели в системе ASYS Workbench при получении осесимметричных деталей листовой вытяжкой.

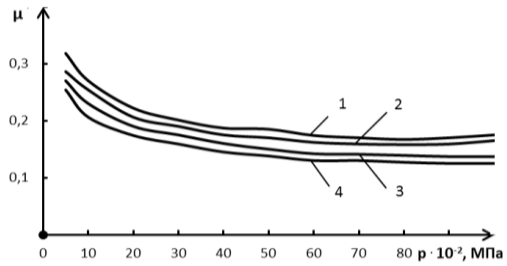


Рис. 1. **Зависимость коэффициента трения *μ* от удельного давления *p* при смазывании пары трения сталь 40Х-сталь 08Ю; 1 – РВ-18; 2 – РВ-18 с добавкой 1% нанопорошка бронзы; 3 – РВ-18 с добавкой 2% нанопорошка цинка; 4 - РВ-18 с добавкой 2% нанопорошка меди**

Сравнительные испытания технологических смазочных материлов на модернизированном приборе МТЛ10Г-1 (табл. 1) показали, что 40% -ный водный раствор РВ-18 с добавкой 2% нано-порошка меди показал лучшие результаты по критериям эффективности по сравнению со смазочным материалом ШС-2М ТУ 0254-044-23763315-2006 и техническим касторовым маслом ГОСТ 6757-96.

Выполнено моделирование технологического процесса глубокой вытяжки в программном комплексе конечно-элементного анализа ANSYS Workbench для заготовок из сталей: Ст3кп, 08кп, 08Ю, физико-механические свойства которых приведены в табл. 2. Проведено исследование влияния 40%-ного смазочного материала РВ-18 с добавками цветных нанопорошков на эффективность процесса по основным критериям: максимальная глубина вытяжки до разрыва, максимальные напряжения, возникающие в образце в течение всего исследуемого процесса.

Таблица 1. **Сравнительные испытания технологических смазочных материалов**

Смазочный материал	P_m, кН	$P_{p\max}$, кН;	$H_{г.в.}$, мм;	ΔD, мм;
40%-ный водный раствор РВ-18 с добавкой 2% нано-порошка меди	31,5	51,00	13,62	1,45
ШС-2М ТУ 0254-044-23763315-2006	30,8	49,28	13,21	1,5
Масло касторовое техническое ГОСТ 6757-96	30,7	49,12	13,25	1,4

Геометрические параметры модели штампового инструмента для глубокой вытяжки листовых сталей с прижимом приведены на рис. 2. Основными элементами конструкции штампового инструмента являются: матрица 1, заготовка 2, прижимаемая к матрице прижимом 3 прижимным усилием $P_{пр}$, пуансон 4, поступательно перемещающийся с постоянной скоростью, на который действует усилие вытяжки $P_{выт}$.

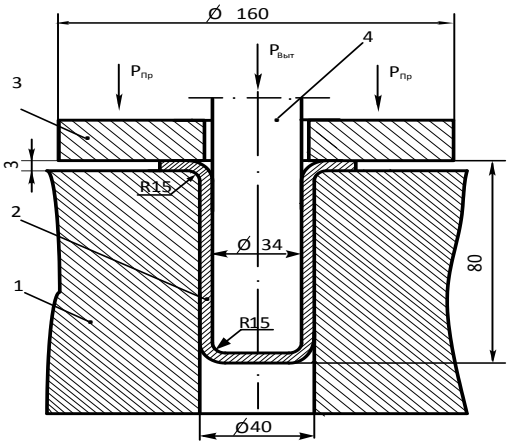


Рис. 2**. Геометрические параметры модели штампового инструмента для глубокой вытяжки листовых сталей с прижимом:1 –матрица; 2 – заготовка;3 – прижим;4 – пуансон**

Задачу оптимизации процесса глубокой вытяжки в программном комплексе ANSYS

Workbench решали при помощи модуля Static Structural Analysis Systems. Физико-механические свойства материалов задавали параметрами: плотность, модуль упругости Юнга, коэффициент Пуассона, предел текучести (табл. 2).

Все трибосопряжения в модели, были заданы типом связи Frictional с заданными коэффициентами трения, полученными экспериментально и равными 0,28 – 0,32 для случая без применения смазочного материала и 0,15 – 0,16 в случае использования смазочного материала РВ-18 с добавками нанопорошков цветных металлов

Таблица 2 **Физико-механические свойства листовых сталей**

Материал	Плотность, г/см^3	Модуль Юнга, ГПа	Коэффициент Пуассона	Предел текучести, МПа
Ст3кп ГОСТ 14637-89	7,85	208	0,26	195
08кп ГОСТ1050-88	7,87	203	0,26	196
08Ю ГОСТ 9045-93	7,8	200	0,26	195

Результаты анализировали по максимальному суммарному напряжению (Equivalent Stress). В результате расчетов, для всех исследуемых сталей, выявлено увеличение предела текучести листовых сталей, уменьшение толщины дна цилиндра деформируемой заготовки и времени движения пуансона до разрыва заготовки составило 115…122 с, что соответствует дополнительному перемещению пуансона с 38,3 до 40,6 мм (рис. 3).

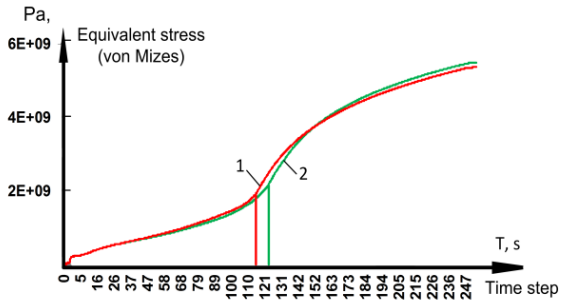


Рис. 3. **Увеличение суммарных напряжений в образцах по Мизесу (Equivalent von Mizes Stress) по времени : 1 - без использования; 2 - с использованием –40%-ного водного раствора смазочного материала РВ-18 при глубокой вытяжке листовой стали 08Ю**

Примечание: на рис.3, обозначение 2E+09 соответствует 2.10^9 Ра; на рис.4а обозначение 1,9747e9 соответствует 1,9747.10^9 Ра

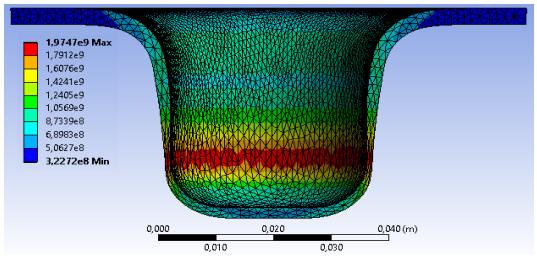
Из рис.4 следует, что напряжения при деформировании заготовки без смазочного материала и с использованием 40% -ного водного раствора РВ-18 существенно различаются. Изменяется также толщина дна деформируемой заготовки. Отмечено, что при глубокой вытяжке толщина дна при сухом трении уменьшалась с 3 мм до 2,2 мм, а при смазывании 40%-ным водным раствором с 3 мм до 1,4 мм у испытуемых сталей.

На основе результатов исследований технологического водорастворимого смазочного материала РВ-18 с добавками нанопорошков меди, бронзы и цинка при глубокой вытяжке листовых сталей сделаны следующие выводы:

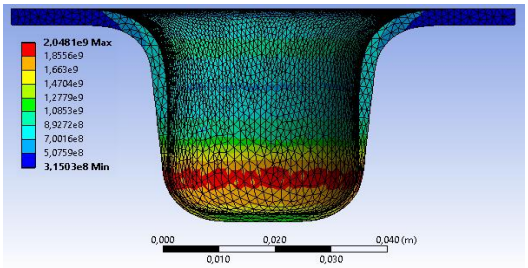
– смазочный материал РВ-18 повышает эффективность процесса глубокой вытяжки увеличением предела текучести материала заготовки на 5,7…6%, утонением дна заготовки при заданных геометрических параметрах модели вследствие образования в контакте трибосопряжений матрица - деформируемое изделие - пуансон комплексных антифрикционных пленок повышенной нагрузочной способности и толщиной 10-30нм.

– смазочный материал РВ-18 обладает практически одинаковой эффективностью при вытяжке листовых заготовок из сталей Ст3кп, стали 08кп, 08Ю вследствие близости химического состава образцов сталей и образующихся оксидных пленок на поверхностях данных сталей.

– для увеличения максимальной глубины вытяжки до разрыва заготовки рекомендуется изменить геометрические параметры деталей и внешние условия, используемых в данном процессе: оптимизировать радиусы закругления на матрице и пуансоне, зазор между пуансоном и матрицей, изменять усилие на прижиме, и толщину заготовки.



а



б

Рис. 4**. Эпюры распределения суммарных напряжений по Мизесу (Equivalent von Mizes Stress) в заготовке из листовой стали 08Ю в момент разрыва: а – без смазочного материала, б – с использованием 40% -ного водного раствора смазочного материала РВ-18 с добавкой 2 % нанопорошка меди**

[1] Шульга Г.И. Функциональные водорастворимые технологические смазочные средства для обработки материалов. – Ростов н/Д: Ред.ж. «Изв. вузов. Сев.-Кавк. регион». – 2004.

[2] Шульга Г.И., Колесниченко А.О., Скринников Е.В., Шульга Т.Г. Функциональные технологические смазочные материалы, структурированные нанопорошками цветных металлов, для повышения эффективности обработки деталей транспортных средств.//Вестник Донского гос.техн.ун-та. – 2011, Т.11, № 10, 1867-1873.

[3] Исаченков В.Е., Исаченков Е.И. Обобщенная теория трения при обработке металлов давлением // Кузнечно-штамповочное производство. – 1972, №12, 18-21.

[4] Мур Д. Трение и смазка эластомеров. США, 1972.Пер.с англ Г.И. Бродского. – М.: Химия, 1977.
[5] Шульга Г.И. Непрерывные триботехнологии для холодной листовой штамповки изделий из нержавеющих сталей //Известия вузов. Северо-Кавказский регион. Технические науки – 1994, №3-4, 120-134.
[6] Бруяка В.А., Фокин В.Г., Солдусова Е.А., Глазунова Н.А., Адеянов И.Е. Инженерный анализ в ANSYS Workbench; учебное пособие, ч.1. – Самара: Самар.гос.техн.ун-т ,2010.

КОМПЛЕКСНЫЙ ИНДЕКС ЭКОЛОГИЧНОСТИ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ ТРАНСПОРТНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА

Шульга Г.И., Колесниченко А.О., Скринников Е.В., Шульга Т.Г., Васильев М.А.

E-mail: g.shulga41@mail.ru

Южно-Российский государственный политехнический университет имени М.И. Платова, Новочеркасск, Россия.

Транспортно-технологический комплекс воздействует на окружающую среду, водителей и участников транспортного процесса отработавшими газами, продуктами износа автомобильных шин, дорожного полотна, тормозных колодок и дисков и другими вредными веществами. Предложено загрязнение атмосферного воздуха на автомобильных дорогах и магистралях оценивать комплексным индексом загрязнения атмосферы транспортно-технологическим комплексом (ИЗАТТК).

Ключевые слова: индекс, транспортно-технологический комплекс, трибология, продукты износа, отработавшие газы.

A COMPREHENSIVE INDEX OF ENVIRONMENTAL UNITS OF THE TRANSPORT -TECHNOLOGICAL COMPLEX

Shulga G.I., Kolesnichenko A.O., Skrynnikov E.V., Shulga T.G., Vasilyev M.A.

Transport-technological complex environmental impact, drivers and participants in the transport process exhaust gases, products of wear of tires, road surface, brake pads and discs and other harmful substances.
Proposed air pollution on roads and highways to estimate the complex index of atmospheric pollution transport and technological complex (IATTC).

Keywords: index, transport-technological complex, tribology, wear products, exhaust gases.

Введение

Согласно данным аналитического агенства «АВТОСТАТ» по состоянию на 1 июля 2018 года парк автомобильной техники на территории РФ составил 51,2 млн. единиц. Насчитывалось 42,4 млн. легковых автомобилей, 8 млн.186,5 тыс. единиц коммерческой техники, в том числе легких коммерческих автомобилей – 4 млн.052,3 тысяч, грузовиков – 3 млн. 733,3 тысяч, 400,9 тысяч автобусов и других транспортных средств.

Доля автопарка РФ, не удовлетворяющего нормам токсичности EURO-2, составила: для легковых автомобилей – 31,4%, легких коммерческих автомобилей – 45,1%, грузовых автомобили – 65,0%. Доля автопарка РФ, удовлетворяющего нормам токсичности EURO 5, составила: для легковых автомобилей – 13,1%, легких коммерческих автомобилей – 2,4%, грузовых автомобили – 3,5%. Доля автопарка автобусов, соответствующих EURO 4 и выше составила 15%.

В 2015 году в Евросоюзе вступил в силу стандарт EURO 6, ужесточивший требования к отработавшим газам автомобилей по сравнению со стандартом EURO 5, который находится в РФ на стадии его внедрения.

В среднем по РФ на 1000 жителей обеспеченность легковыми автомобилями составила 293 автомобиля. Средний возраст легковых автомобилей в РФ составляет 13,1 года, 43% легких коммерческих моделей, 45% автобусов и 63% грузовых автомобилей старше 15 лет.

Причиной плохого экологического состояния автопарка заключается в том, что на дорогах РФ эксплуатируют автомобили традиционных российских марок, на выпуск которых 10-15 лет назад жесткие европейские нормы на отработавшие газы не распространялись, а также устаревшие иномарки автомобилей. Жесткие экологические нормы к отработавшим газам в РФ существуют, но действуют только в отношении новых выпускаемых автомобилей.

Эксперты независимой международной общественной организации «Green peace» («Зеленый мир») считают, что на автотранспорт в России приходится больше выбросов вредных веществ, чем от выбросов промышленных предприятий страны.

Для уменьшения воздействия автомобильного транспорта на окружающую среду и участников транспортного процесса предлагается создание структуры, контролирующей экологичность эксплуатируемых в России машин. В программу автошкол включить обучение экологическому вождению. В отдельных районах крупных городов ограничить скорость движения автотранспорта экологического класса ниже EURO 4, ввести запрет на продажи автомобильного топлив с экологическим классом ниже EURO 5 и другие мероприятия.

Медицинские работники отмечают в отработавших газах автомобильного транспорта более 200 вредных химических веществ, наиболее опасными из которых являются: оксид углерода (CO), углеводороды (CH), оксиды азота (NOx), двуоксид серы SO_2, углерод C, оксиды свинца.

Прогресс автомобильного транспорта сопровождается негативными последствиями: отрицательным воздействием на окружающую среду отработавших газов, твердых частиц (ТЧ), образующиеся в отработавших газах, а также продуктов износа автомобильных шин, дорожного полотна, тормозных колодок и тормозных дисков, взаимодействующие с компонентами отработавших газов.

Кроме отмеченных вредных веществ выделяются бенз(а)пирен, альдегиды, озон, который отнесен всемирной организацией здравоохранения (ВОЗ) к числу приоритетных опасных вредных веществ.

В условиях роста количества выпуска автомобильного транспорта, расширения строительства сети автомобильных дорог на повышение надежности, долговечности, экологичности транспортно-дорожной системы могут оказать комплексные трибологические исследования трибосопряжений транспортно-технологического комплекса: автомобильная шина-дорожное полотно, тормозная колодка – тормозной диск. А также исследовать образующихся в данных трибосопряжениях продуктов износа [1,2], находящихся на дорожном полотне и в взвешенном состоянии в воздушной среде. Важно производить оценку взаимодействия данных продуктов износа с компонентами отработавших газов автомобильного транспорта, оказывающих вредное воздействие на окружающую среду, водителей и участников транспортного процесса.

В послании Мировому трибологическому конгрессу Президент Международного Совета по Трибологии профессор П. Джост отметил [3]: «Классическое определение трибологии через взаимодействие поверхностей при их относительном движении в настоящее время существенно углублено и расширено: биотрибология, экотрибология, нанотрибология и другие…уже играют заметную и все возрастающую роль….Особое значение приобрела «Зеленая трибология» – современное название экотрибологии, предложенное профессором Жангом….Целью и сутью исследований зеленой трибологии являются экономия ресурсов и энергии**,** защита окружающей среды и повышение качества жизни…».

По мнению профессора Жанга [4]: «…цели зеленой трибологии…низкое энергопотребление, низкий уровень выбросов, низкие расходы на защиту окружающей среды и высокое качество жизни…».

Цели зеленой экологии реализуются международным проектом «Зеленая трибология» под руководством профессора, доктора П. Джоста профессора, доктора Б. Халигана (Великобритания), профессора, доктора Д.Н. Гаркунова (Россия), профессора, доктора Г. Польцера (Германия). По нашему мнению принципы «Зеленой трибологии» могут быть реализованы применительно к трибосопряжениям транспортно-технологического комплекса**.**

.Для распределения городов по уровню загрязнённости атмосферного воздуха Минприроды России применяет комплексный индекс загрязнения атмосферы (ИЗА) [5].

ИЗА, рассчитывается на основе инструментально определённых среднегодовых концентраций вредных (загрязняющих) веществ. Уровень загрязнения атмосферы (ЗА) создается в результате поступления выбросов вредных веществ от всех источников на территории города и атмосферных процессов, влияющих на перенос и рассеивание этих веществ от их источников загрязнения. Любая примесь, попадающая в атмосферу, может содержаться в любой части города. Изменяется лишь величина ее концентрации в атмосфере.

Уровни загрязнения, которые определяются по различному набору примесей отдельно на одном - двух постах (станциях) по значениям ИЗА, не могут отражать полную картину загрязнения атмосферы в городской черте и, в частности, на городских автомобильных дорогах и магистралях. Для оценки суммарного загрязнения атмосферы в целом по городу используется вся информация об уровне загрязнения атмосферы в городской черте и рассчитывается комплексный ИЗА, $I(n)$ учитывающий n загрязняющих веществ: [6].

Однако предложенный комплексный ИЗА не отражает загрязнение атмосферы непосредственно на городских автомобильных дорогах и магистралях.

При движении автомобилей происходит воздействие на окружающую среду не только отработавшими газами при сгорании топлива автомобильного транспорта, но и продуктами износа шин и дорожного полотна, тормозных колодок и дисков. Данные продукты износа вступают во взаимодействие с отработавшими газами, образуя канцерогенные вещества экологически более опасные, чем каждый продукт износа в отдельности, что является источником

повышенной опасности для здоровья водителей и участников транспортного процесса.

Предложено экологичность атмосферного воздуха непосредственно на автомобильных дорогах и магистралях оценивать комплексным индексом загрязнения атмосферы от транспортно-технологического комплекса (ИЗАТТК):

$$I(n) = \sum_{i=1}^{n} I_i = \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{q_{ср_{ОГ}}}{ПДК_{сс_{ОГ}}} + \frac{q_{ср_{ДП}}}{ПДК_{сс_{ДП}}} + \frac{q_{ср_{Ш}}}{ПДК_{сс_{Ш}}} + \right.$$

$$\left. + \frac{q_{ср_{ТК}}}{ПДК_{сс_{ТК}}} + \frac{q_{ср_{ТД}}}{ПДК_{сс_{ТД}}} + \cdots + \frac{q_{ср_{ДФ}}}{ПДК_{сс\,ДФ}} \right)^{C_i},$$

где $q_{ср_{ОГ}}$ – среднегодовая концентрация i-ых загрязняющих веществ отработавших газов, $мг/м^3$;

$ПДК_{сс_{ОГ}}$ – среднесуточная предельно -допустимая концентрация загрязняющих веществ отработавших газов, $мг/м^3$;

$q_{ср\,ДП}$ – среднегодовая концентрация i-ых продуктов износа от дорожного полотна, $мг/м^3$;

$ПДК_{сс\,ДП}$ – среднесуточная предельно -допустимая концентрация продуктов износа от дорожного полотна, $мг/м^3$;

$q_{ср_{Ш}}$ – среднегодовая концентрация i-ых продуктов износа от автомобильных шин, $мг/м^3$;

$ПДК_{сс\,Ш}$ – среднесуточная предельно -допустимая концентрация продуктов износа от автомобильных шин, $мг/м^3$;

$q_{ср_{ТК}}$ – среднегодовая концентрация i-ых продуктов износа от тормозных колодок, $мг/м^3$;

$ПДК_{ссТК}$ – среднесуточная предельно -допустимая концентрация продуктов износа от тормозных колодок,

$q_{ср_{ТД}}$ – среднегодовая концентрация i-ых продуктов износа от тормозных дисков, $мг/м^3$;

$ПДК_{ссТД}$ – среднесуточная предельно -допустимая концентрация продуктов износа от тормозных дисков,

$q_{ср\,ДИ}$ – среднегодовая концентрация i-ых загрязняющего вещества от других источников загрязнения, $мг/м^3$;

$ПДК_{сс\,ДИ}$ – среднесуточная предельно -допустимая концентрация от других источников загрязнения, $мг/м^3$.

C_i – безразмерный коэффициент, позволяющий привести степень вредности *i*-ого загрязняющего вещества к степени вредности диоксида серы.

Материалы и методы

Исследование продуктов износа, образующихся на автомобильных дорогах и магистралях, проводили на электронном микроскопе Quanta 200 .На липкую ленту наносили продукты износа дорожного полотна, шин, тормозных колодок и дисков, собранных на исследуемом участке дорожного полотна. Помещали продукты износа в камеру микроскопа Quanta 200 и определяли дисперсность, химический состав продуктов износа транспортно-дорожного комплекса.

Исследование отработавших газов и воздействие их на продукты износа проводили на гидравлическом тормозном стенде с испытуемым двигателем ЗМЗ-406, оснащенным коробкой перемены передач, устройствами для измерения расхода топлива и воздуха, радиатором охлаждения, приборами для замера температур охлаждающей жидкости и отработавших газов, пультом управления.

Испуемый автомобильный двигатель ЗМЗ-406 соединен через коробку перемены передач с гидравлическим тормозом посредством карданной передачи. Двигатель ЗМЗ-406 4-х цилиндровый, 16-клапанный с диаметром цилиндров 92 мм, со степенью сжатия 9,3, объемом 2286 $см^3$, работающий на бензине А-92, удовлетворяет нормам токсичности EURO-3, выпущен на ОАО «Заволжский моторный завод».

Взаимодействие отработавших газов двигателя ЗМЗ-406.с продуктами износа исследуемых трибосопряжений определяли, помещая их в специальную камеру, размещаемую в выпускной трубе выходящих отработавших газов двигателя.

Количество отработавших газов – углеводородов СН и оксида углерода СО в зависимости от частоты вращения коленчатого вала и нагрузочного момента определяли по ГОСТ Р52033-2003 с помощью газоанализатора АВТОТЕСТ СО-СР-Т. Взаимодействие продуктов износа с отработавшими газами исследовали современными физико-химическими методами.

Результаты и их обсуждение

Продукты износа трибосопряжений транспортно-технологического комплекса приведены на рис.1, состоят из продуктов износа дорожного полотна, шин, металлических продуктов износа тормозных колодок, дисков и других веществ различной дисперсности.

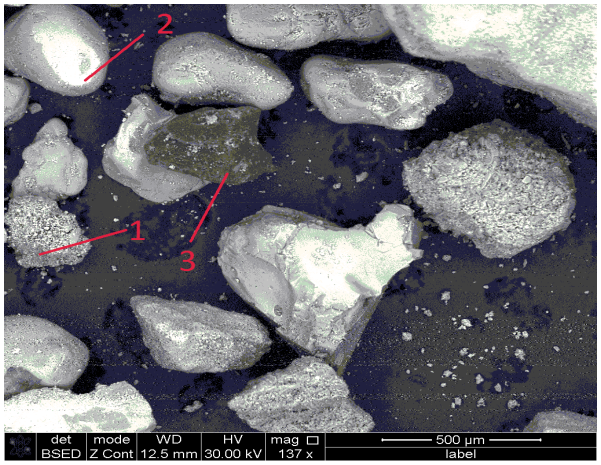


Рис. 1 **Продукты износа транспортно-технологического комплекса: 1 – металлические продукты износа тормозных колодок и дисков, 2 – продукты износа дорожного полотна, 3 – продукты износа шин**

Выбросы различных количеств отработавших газов (углеводородов CH и оксида углерода CO) в зависимости от нагрузочного момента $M_н$ при различных частотах вращения коленчатого вала 1000,1500 мин$^{-1}$ (рис. 2, 3), могут образовывать различные количества токсичных веществ при взаимодействии с продуктами износа трибосопряжений.

Применение комплексного ИЗАТТК позволит оценивать загрязнения атмосферного воздуха на автомобильных дорогах и магистралях транспортно-технологическим комплексом: отработавшими газами, частицами износа дорожного полотна, шин, тормозных колодок, дисков, а также другими источниками загрязнения , учитывать комплексное их воздействие на окружающую среду, водителей, участников транспортного процесса, разрабатывать мероприятия по снижению негативного влияния данных веществ.

[1] Шульга Г.И. Трибология контакта пневматической шины транспортного средства с поверхностью дорожного покрытия. Результаты исследований – 2016: материалы национальной конференции профессорско-преподавательского состава и научных работников, г. Новочеркасск, 25-26 мая 2016 г./Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова – Новочеркасск: ЮРГПУ (НПИ), 2016, С. 159-161.

[2] Шульга Г.И.Влияние абразивных частиц на износ пневматической шины транспортного средства Результаты исследований – 2016: материалы национальной конференции профессорско-преподавательского состава и научных работников, г. Новочеркасск, 25-26 мая 2016 г. /Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова – Новочеркасск: ЮРГПУ (НПИ), 2017, С.199-201.

[3] Jost P. TRIBOLOGY –from Basies of to Productivity and Employment also commemorating the 40th Anniversary of the International Tribology //Couneil 5 th Word Tribology Congress (WTC-2013). Torino. September 8-13, 2013. ISBN 978-88-908185-09 (2013).

[4] Zhang Si-wei. Green tribologi: Fundamentals and future development // Friction. 2013. N1(2).P.186-194.

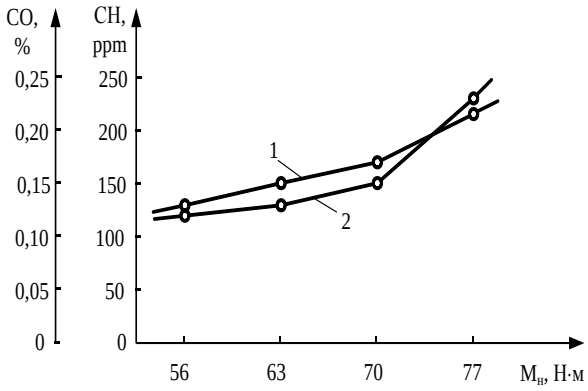


Рис. 2. **Зависимость количества отработавших газов: углеводородов CH и оксида углерода CO от нагрузочного момента $M_н$ при частоте вращения коленчатого вала 1000 мин$^{-1}$:** 1 – углеводороды CH, ppm; 2 – оксид углерода CO, %.

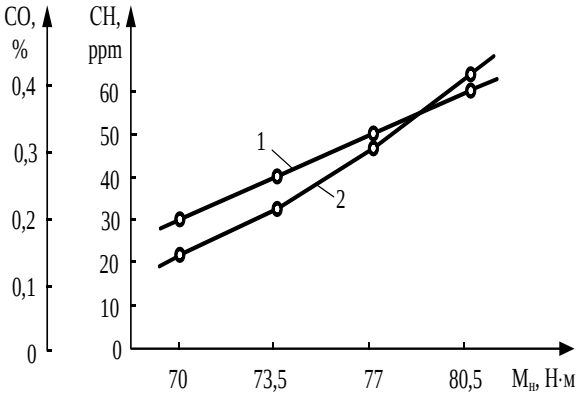


Рис. 3. **Зависимость количества отработавших газов: углеводородов CH и оксида углерода CO от нагрузочного момента $M_н$ при частоте вращения коленчатого вала 1500 мин$^{-1}$:** 1 – углеводороды CH, ppm; 2 – оксид углерода CO, %.

[5] Безуглая Э.Ю., Завадская Е.К., Ивлева Т.П. и др. РД 52.04.667-2005 «Документы о состоянии загрязнения атмосферы в городах для информирования государственных органов, общественности и населения. Общие требования к разработке, построению, изложению и содержанию». М: Метоагенство РОСГИДРОМЕТА 2006. – 52 с.

[6] Зив А.Д., Лайхтман, Сорокин Н.Д. и др. Индекс загрязнения атмосферы: новый принцип определения //Экология производства .2017. – №10.– С. 44-50.

О СВЯЗИ СТРУКТУРНЫХ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК БЫСТРОРЕЖУЩИХ СТАЛЕЙ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ БЕЗ СМАЗКИ

Шучев К.Г., Фоминов Е.В.

E-mail: cshuchev53@mail.ru

Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону, Россия.

Данная работа посвящена исследованию связи трибологических и структурно-термодинамических свойств быстрорежущих сталей, интегральной характеристикой которых является энтропия. Для высокоэнтропийных сталей экспериментально установлено улучшение трибологических свойств, происходящее за счёт особенностей формирования третьего тела в зоне трибоконтакта и его реологических свойств.

Ключевые слова: трение, износ, термодинамика, высокоэнтропийные быстрорежущие стали, износостойкость.

ON THE RELATION OF STRUCTURAL AND TRIBOLOGICAL CHARACTERISTICS OF HIGH SPEED STEELS IN CONDITIONS OF FRICTION WITHOUT LUBRICANT

Shuchev C.G., Fominoff E.V.

The paper is dedicated to investigation of the links between tribological and structural-thermodynamic properties of high-speed steels (HSS), the integral characteristics of which are the entropy values of HSS grades. For high entropy HSS grades improved tribological properties due to the features of the third body in the zone of tribo contact and its rheological properties were confirmed experimentally.

Keywords: friction, wear, thermodynamics, high entropy high-speed steels, wear resistance.

Введение. Одной из основных современных тенденций повышения эксплуатационных характеристик инструментальных режущих материалов является создание новых марок быстрорежущих сталей (БРС) на основе совершенствования их химического состава введением новых легирующих элементов. В этом случае важно уметь априори прогнозировать эксплуатационные и трибологические свойства существующих и вновь разрабатываемых БРС в зависимости от их химического состава путём изучения термодинамических процессов в зоне трения при резании и получения аналитических зависимостей для оценки характеристик трения и износа.

Оценивать интенсивность изнашивания лезвийного инструмента J из БРС можно по зависимости, полученной на основе уравнения баланса энтропии [1]:

$$J = \frac{\int_0^h \left(P[S] - \Phi[S]\right)dx}{\upsilon \cdot \Delta S} \cdot k \qquad (1)$$

где P[S] – производство энтропии; Ф[S] – поток энтропии υ – скорость трения; ΔS – изменение плотности энтропии материала; *к* – поправочный коэффициент, равный отношению температуры $T_в$ вспышки к температуре поверхности контакта T, $к = T_в/T$.

Из формулы (1) следует вывод о том, что износ при трении и резании будет меньше у материалов с наибольшим значением энтропии S.

Энтропия является структурно-чувствительной характеристикой микроуровня, и как все термодинамические потенциалы может быть рассчитана по правилу аддитивности [2,3] в зависимости от химического состава БРС по формуле:

$$S = \sum_i \eta_i \cdot S_i \qquad (2)$$

где S_i – энтропия каждого *i*–го компонента сплава, η_i – мольная доля каждого компонента.

Экспериментально установленное уменьшение интенсивности изнашивания при увеличении энтропии БРС [4,5] объясняется их фрикционными характеристиками, а также особенностями формирования третьего тела в зоне трения [6,7]. Все эти показатели тесно связанны с физико-химическими свойствами материала, а следовательно, и с энтропией, которая может служить их интегральной характеристикой.

Цель работы. Цель данной работы – установить связь между структурно-термодинамическим свойствами быстрорежущих сталей, отражением которых является энтропия, и их трибологическими характеристиками.

Экспериментальная часть. Объектами исследований являлись цилиндрические образцы d = 5 мм из БРС различного уровня энтропии (S = 26,86–30,78 Дж/моль·К) с шероховатостью Ra 0,14–0,17 мкм.

Трибологические испытания проводились на трибометре Т-11 (Польша), реализующем схему трения «палец – диск»; фиксируемыми параметрами являлись сила трения F, смещение индентора относительно контртела Δ и время проведения эксперимента τ. Материал контртела – конструкционная сталь 30ХГСА, Ra 0,15–0,17 мкм, HRC 35..38.

Исследования топографии поверхностей инденторов с перенесёнными на них фрагментами третьего тела проводились на сканирующем интерференционном микроскопе BRUKER Contour GT. Шероховатость дорожки трения на контртеле измерялась на профилометре П–265.

Результаты и их обсуждение.

Сравнение средних значений коэффициентов трения *f* без учёта времени приработки при различных нагрузках и скоростях показало, что лучшие фрикционные характеристики принадлежат высокоэнтропийным БРС (рис. 1). При низкой скорости трения $v = 0{,}2$ м/с, когда уровень термомеханического воздействия на зону трения незначителен, существенного изменения коэффициентов трения от уровня энтропии стали не наблюдается.

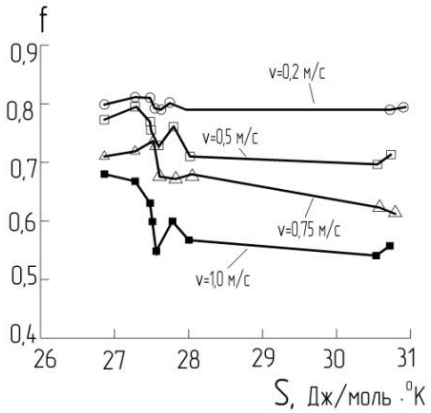


Рис. 1. **Зависимость коэффициентов трения от энтропии БРС при различных скоростях (P=1,04 МПа)**

Коэффициент трения зависит от величины механической и адгезионной составляющих силы трения. Механическая составляющая силы трения на несколько порядков меньше адгезионной и во многом зависит от шероховатости поверхности, характеризуемой параметром:

$$\delta = \frac{R_{max}}{r \cdot b^{1/v}} \qquad (3)$$

где R_{max} – максимальная высота микронеровностей профиля, *r* – радиус кривизны вершины микронеровностей; b,v – характеристики опорной кривой профиля. Для достаточно гладких поверхностей при $\delta<1$ механической составляющей силы трения можно пренебречь [6].

Величина параметров шероховатости инденторов δ_1=0,04–0,06 и контртел δ_2=0,04–0,08 (3) позволяет считать, что коэффициент трения формируется за счёт адгезионной составляющей силы трения. Адгезионная составляющая определяется склонностью к схватыванию, интенсивностью образования адгезионных швов (мостиков сварки) и их прочностью на срез [6].

Анализ изменения силы трения во время устоявшегося процесса позволяет судить об уменьшении адгезионной составляющей силы трения для высокоэнтропийных БРС за счёт низкой интенсивности образования адгезионных швов и небольших значений их прочности на срез, что приводит к уменьшению среднего значения коэффициента трения (рис. 2).

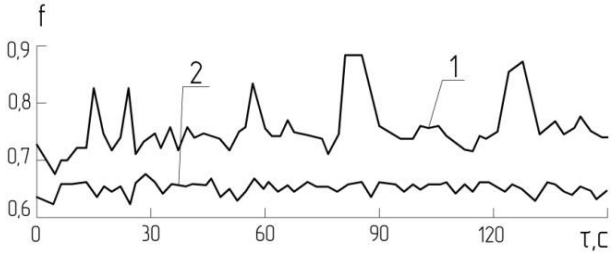


Рис. 2. **Сравнение коэффициентов трения при устоявшемся процессе трения (*v*=0,5 м/с, P=1,02 МПа):**
1 – Р6М5 (S=27,26 Дж/моль·°К);
2 – ЭП657 (S=30,78 Дж/моль·°К).

Низкие значения установившейся продольной шероховатости дорожки трения на контртеле (рис. 3), соответствующие инденторам из высокоэнтропийных БРС, также подтверждают меньшую интенсивность процесса схватывания для этих материалов [6].

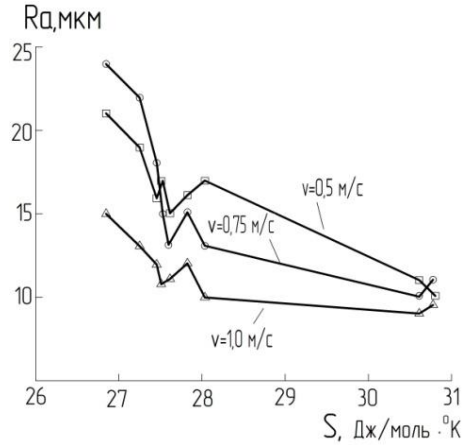


Рис. 3. **Зависимость установившейся шероховатости дорожки трения на контртеле Ra от энтропии образца БРС (P=2,04 МПа).**

Анализ результатов исследования топографии поверхностей инденторов с перенесёнными на них фрагментами третьего тела позволил выделить два основных типа рельефа. Первый, присущий БРС с низкой энтропией, характеризуется наличием широких (0.2–0.8 мм) борозд пропахивания (рис. 4), которые являются следами от воздействия адгезионных выступов в местах непосредственного металлического контакта трущихся поверхностей.

При трении же высокоэнтропийных сталей на поверхности индентора формируется мелкозернистая структура типа покрытия (рис. 5).

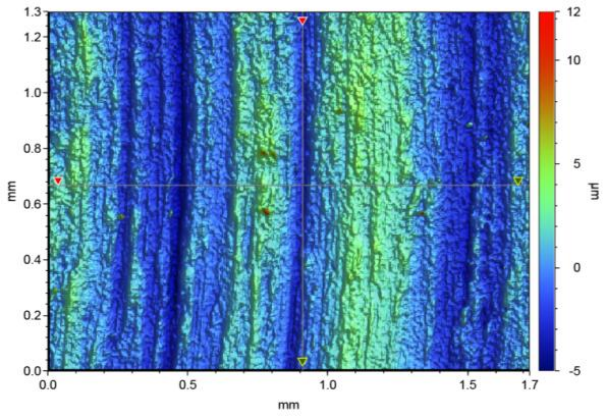


Рис. 4. **Топография намазанных на индентор остатков третьего тела при трении стали Р6М3 (S = 26,86 Дж/моль·°К) *v* = 0,5 м/с, P = 2,04 МПа**

Заключение. Экспериментально исследована установленная ранее связь между повышением износостойкости БРС при увеличении их энтропии и их трибологическими свойствами.

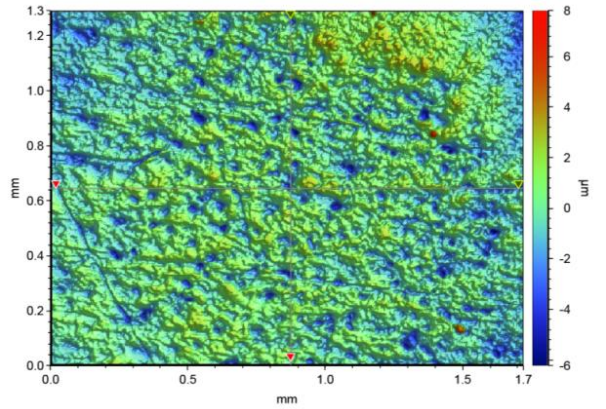


Рис. 5. **Топография намазанных на индентор остатков третьего тела при трении стали ЕП658 (S = 30,6 Дж/моль·°К) *V* = 0,5 м/с, P = 2,04 МПа**

Установлено, что лучшими фрикционными характеристиками обладают БРС с высоким уровнем энтропии, что, по-видимому, можно объяснить особенностями формирования третьего тела, его составом и реологическими свойствами. Сформировавшийся при этом промежуточный слой обладает большей устойчивостью к продавливанию, разделяет контактирующие в трибосопряжении поверхности и способствует уменьшению интенсивности образования адгезионных швов.

В этом случае основным направлением диссипации энергии для высокоэнтропийных сталей становятся процессы формирования и самоорганизации вторичных структур, тогда как для БРС с низкой энтропией диссипация энергии происходит за счёт физико-химических процессов образования адгезионных связей, сопровож-дающихся увеличением адгезионной составляющей силы трения.

Энтропия, расчёт которой не вызывает затруднений, являясь структурно-чувствительной характеристикой материала, может быть использована для оценки трибологических свойств существующих сталей и прогнозирования априори характеристик вновь разрабатываемых БРС.

[1] Рыжкин А.А. Синергетика изнашивания инструментальных режущих материалов (трибоэлектрический аспект). Ростов н/Д: Изд. центр ДГТУ. – 2004.
[2] Пригожин И. Современная термодинамика от тепловых двигателей до диссипативных структур. М.: Мир. – 2002.
[3] Карапетьянц М.Х. Введение в теорию химических процессов. М: Высшая школа. – 1975.
[4] Рыжкин А.А., Фоминов Е.В. Оценка трибоэлектрических характеристик быстрорежущих сталей // Вестник ДГТУ. – 2017, №2, 20–29
[5] Рыжкин А.А и др. Оценка работоспособности высокоэнтропийных инструментальных режущих материалов // Трение и износ. – 2016, №1, 60–69
[6] Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение. – 1977.
[7] Blau, P.J. Friction science and technology: from concepts to applications. – 2nd ed., Taylor&Fransis Group LLC. – 2009.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЙ СТРУКТУРЫ И СВОЙСТВ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ПОСЛЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ

[1]Щербакова О.О., [1]Муравьева Т.И., [2]Загорский Д.Л., [1]Шкалей И.В.

E-mail: shcherbakovaoo@mail.ru

[1]Институт проблем механики им. А. Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия;
[2]Российский государственный университет нефти и газа имени И. М. Губкина, Москва, Россия.

Работа посвящена изучению свойств поверхности антифрикционных алюминиевых сплавов системы Al–Si–Cu–X, где X – легкоплавкие элементы. Была изучена структура и химический состав поверхности сплавов исходных образцов и после трибоиспытаний. Показано, что добавление небольшого количества (около 1%) легкоплавких элементов к базовому сплаву и последующая термообработка приводят к повышению механических и трибологических свойств.

Ключевые слова: антифрикционные сплавы, износостойкость, микроскопия, металлография.

INVESTIGATION OF PROPERTIES AND STUCTURE CHANGES OF OF ALUMINUM ALLOYS AFTER TRIBOLOGICAL TESTS

Shcherbakova O.O., Muravyeva T.I., Zagorskiy D.L., Shkaley I.V.

The work is devoted to the study of surface properties of antifriction aluminum alloys of the Al-Si-Cu-X system, where X – are low-melting elements. The structure and chemical composition of the surface before and after wear tests were studied. It is shown that the addition of a small amount (about 1%) of low-melting elements to the base alloy and heat treatment increase mechanical and tribological properties.

Keywords: antifriction alloys, wear resistance, microscopy, metallography.

Введение

В настоящее время алюминиевые сплавы имеют широчайший спектр применения. Одним из направлений является их использование в качестве подшипниковых материалов в машиностроении. Это обусловлено их меньшей стоимостью по сравнению с дорогостоящими бронзами, которые часто используются в данных узлах. При этом алюминиевые сплавы обладают эксплуатационными свойствами, сопоставимыми со свойствами бронзы [1-4]. Это достигается путем легирования сплавов несколькими элементами, включая легкоплавкие металлы (в частности, олово, свинец, висмут, кадмий и др.), что дает возможность улучшать характеристики материала и варьировать их в широком диапазоне. Принцип работы подшипников на основе таких сплавов заключается в том, что при неблагоприятных режимах трения происходит выделение на поверхность твердой матрицы мягкой фазовой составляющей (легкоплавкие элементы), которая играет роль смазки, защищающей основной материал от разрушения.

Данная работа посвящена изучению сплавов системы Al–Si–Cu–X, где X – это легкоплавкие элементы (Pb, Bi, Cd, In). Основываясь на проведенных расчётах и результатах, полученных ранее [5-7], была взята базовая композиция на основе Al–5%Si–4%Cu. Целью работы было изучение влияния отдельных элементов и термообработки на структуру и трибологические свойства сплавов. Материалы в исходном состоянии исследовались на различных этапах их получения; также изучался характер изменения поверхности в процессе трибологических испытаний.

Материалы и методы

Сплавы. В работе были изучены модельные сплавы на основе базовой композиции системы Al–5%Si–4%Cu, выбранной из следующих соображений: медь вводилась для упрочнения (концентрация 4%). Кремний, используемый для улучшения литейных свойств, взят в количестве 5%. К основе сплава добавляли легкоплавкие металлы: Bi, Cd, In, Pb и исследовали влияние каждого из этих элементов в отдельности на механические и трибологические свойства материала.

Полученные образцы исследовали в литом (исходном) состоянии, а также после термообработки (ТО). Известно, что оптимальной для повышения механических свойств является глобулярная морфология и надо стремиться к максимальной сфероидизации всех частиц, входящих в состав [8]. Структуры сплавов подобных составов изучались авторами и в предыдущих работах [6-7,9] в которых было показано, что для аналогичных сплавов оптимальным режимом ТО является нагрев до 500 С с последующей закалкой в воду. Данный режим был выбран и в настоящей работе.

Физико-механические свойства. С использованием современных экспериментальных методик были исследованы физико-механические свойства сплавов, в частности твердость. Измерение твердости по Бринеллю производилось по стандартной методике в соответствии с ГОСТ 9012–59 на универсальном твердомере Nemesis 9000 при следующих параметрах: диаметр шарика – 2,5

мм, нагрузка на индентор составляла 612,9 Н, время выдержки 20 с.

Трибологические испытания сплавов проводили на трибометре Т-05 по схеме колодка (из нового модельного сплава) – ролик (Ст45). Данная контактная пара исследовалась по ранее отработанной методике [7,10] без смазки (в сухую). Испытания проводились при трёх различных давлениях: 0,5 МПа, 1,0 МПа и 2,0 МПа вплоть до достижения задира.

Микроскопия. Электронно-микроскопические исследования проводили на сканирующем электронном микроскопе (СЭМ) «Quanta-650» с рентгеноспектральным микроанализатором EDAX. Использовался режим вторичных электронов с ускоряющим напряжением до 25 кВ. Исследовались образцы до и после трибологических испытаний. Зондовая микроскопия проводилась на сканирующем зондовом микроскопе (СЗМ) Smart SPM^{TM} (производство AIST-NT). Особенностью работы было исследование выбранных областей поверхности сплавов последовательно обоими методами микроскопии – СЭМ и СЗМ. При этом для надёжной идентификации исследуемых областей использовался «метод репера» – исследуемая область поверхности прецизионно отмечалась метками [8].

Результаты и их обсуждение

Микроскопические исследования поверхности образцов в исходном состоянии. Для изучения исходной поверхности экспериментальных алюминиевых сплавов, как в литом, так и в термообработанном состоянии, применялась комплексная методика микроскопических исследований [8]. Она включала в себя совместное использование различных методов электронной и зондовой микроскопии. При этом изучали одни и те же области поверхности. Данный подход исследования позволял совместно получать топографические изображения с элементным составом (как по всей поверхности, так и в выбранных областях), а также оценивать пространственную геометрию поверхности. Такая комплексная методика была применена к изучению всех эксериментальных сплавов. На рис. 1, в качестве примера, представлены результаты, полученные для образца сплава Al–5Si–4Cu–1Cd в литом (исходном) и термообработанном состоянии: приведены как электронномикроскопические изображение, так и СЗМ – 3D–изображения.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что СЭМ и СЗМ изображения поверхности хорошо коррелируют и существенно дополняют друг друга. Проведенные исследования показали, что все сплавы близки по структуре и содержат в своем составе две сходные фазы: соединение Al_2Cu и эвтектику Al-Si (рис.1). Различаются они легкоплавкими фазовыми составляющими - Pb, Bi, Cd, In. Было установлено, что термообработка приводит к сфероидизации фазовых составляющих сплавов. Так, кремниевая фаза становится более

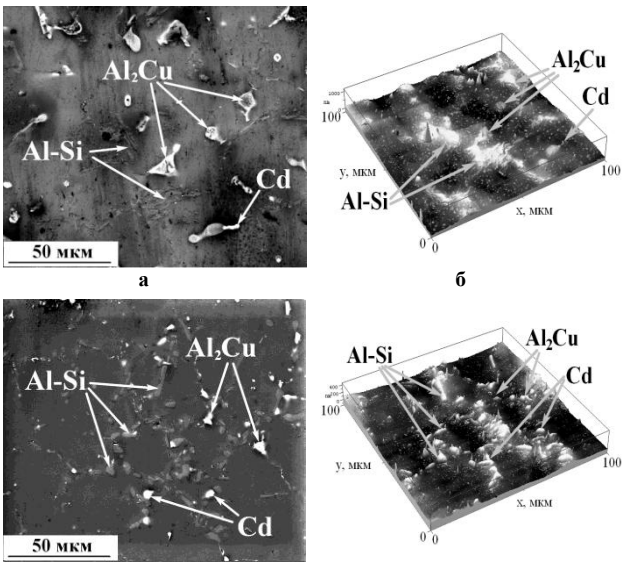


Рис. 1. **Изображение поверхности сплава Al–5Si–4Cu–1Cd: СЭМ-изображение (а) – литого и (в) – после ТО; СЗМ-изображение (3D) (б) – литого и (г) – после ТО.**

глобулярной, а ее количество меняется незначительно по сравнению с литым состоянием. Мягкая фаза (Cd) после отжига сфероидизируется (т.е. принимает округлую форму). Количество включений фазы Al_2Cu становится существенно меньше, чем в литом состоянии, что связано с их частичным растворением в (Al).

Исследование физико-механических свойств образцов. Показателем уровня прочностных свойств алюминиевых сплавов обычно служит значение твердости. Для сравнения и оценки влияния каждого легкоплавкого элемента в отдельности на механические свойства, полученные значения физико-механических свойств исследуемых сплавов сравнивали со значениями сплава основы Al–5%Si –4%Cu. В табл. 1 приведены значения твердости сплавов в литом (исходном) состоянии и после термообработки (ТО).

Таблица 1. **Физико-механические свойства исследуемых сплавов в различных состояниях**

Сплав	Твердость, НВ	
	Литой	ТО при 500 °С
Al–5Si –4Cu	71,1 ± 0,8	77,9 ± 0,1
Al–5Si –4Cu–1Bi	69,2 ± 0,8	101,6 ± 0,8
Al–5Si–4Cu–1Cd	68,7 ± 0,8	141,7 ± 0,9
Al–5Si–4Cu–1In	67,7 ± 0,1	124,1 ± 1,8
Al–5Si–4Cu–1Pb	68,9 ± 1,4	111,2 ± 0,5

Из табл.1 видно, что введение легкоплавких металлов в сплав Al–5%Si–4%Cu не сильно влияет на значения твердости у образцов в литом (исходном) состоянии и составляет примерно 70 НВ. После термообработки у всех сплавов твердость возрастает, это в первую очередь связано с растворением неравновесных избыточных фаз, содержащих медь. Следует отметить, что добавление легкоплавких элементов в небольшом количестве в экспериментальные сплавы, подверг-

нутые ТО, повышают значения твердости до 100 – 140 НВ, что выше на 40 – 75 %, чем у сплава-основы. Наибольшее значение твердости после термообработки (142 НВ) имеет сплав с кадмием, а наименьшее – сплав с висмутом (102 НВ). Это связано с различным влиянием легкоплавких добавок на процесс зарождения и выделения фазы-упрочнителя при старении (θ-Al_2Cu) [9].

Исследование трибологических свойств образцов. Для исследования влияния легкоплавких добавок на трибологические характеристики проводились сравнительные испытания экспериментальных сплавов с базовым сплавом на износ по схеме «колодка – ролик». Испытания проводили при постоянной скорости скольжения со ступенчато возрастающей нагрузкой без смазки. Данный режим был выбран с целью изучения поведения сплава при возможных экстремальных условиях эксплуатации (пуска-останова, ударные нагрузки). В результате обработки экспериментальных данных были получены результаты испытаний, представленные в табл.2 – это критическое давление для каждого сплава, после которого наступает задир, и аналитические выражения для зависимости интенсивности изнашивания I от давления P в исследованном диапазоне в виде I= f (P) [10].

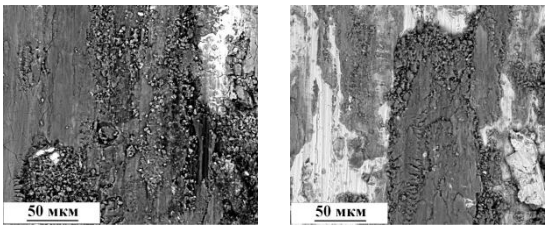
Таблица 2. **Критическое давление и уравнение изнашивания при испытаниях на износ исследуемых сплавов без смазки.**

Сплав	Критическое давление, МПа	Уравнение изнашивания
Al–5Si –4Cu	0,5	$I=1{,}8\cdot10^{-8}P^{0,7}$
Al–5Si –4Cu–1Bi	1	$I=6{,}4\cdot10^{-8}$
Al–5Si–4Cu–1Cd	1	
Al–5Si–4Cu–1In	1	
Al–5Si–4Cu–1Pb	1	

Для сплавов с добавками интенсивность изнашивания показывает слабую зависимость от давления в исследуемом диапазоне давлений.

По параметру критического давления сплавы с добавками легкоплавких элементов выдерживают большее контактное давление в 1 МПа. Следовательно, даже небольшое количество легкоплавких элементов в алюминиевом сплаве улучшают его трибологические характеристики.

Исследование контактной пары после трибологических испытаний. Испытания сплавов показали, что все исследуемые эксперимнтальные сплавы мало отличаются по износостойкости. Проведённые после трибоиспытаний СЭМ - исследования показали, что по характеру топографии поверхности все исследуемые сплавы также близки. Ниже приведены результаты исследования сплава с кадмием Al–5Si–4Cu–1Cd, имеющего наибольшее значение твёрдости. Исследовали контактные пары, испытанные при различных давлениях: первая – при давлении 0,5 МПа, вторая – при давлении 1,0 МПа, третья – при давлении 2,0 МПа. Для изучения процессов, происходящих в зоне контакта при трении, исследовались поверхности колодок и роликов. На рис. 2 приведено электронно-микроскопическое изображение поверхности для пары трения, испытанной при давлении 1,0 МПа (критическое давление, после которого наступает задир для всех экспериментальных сплавов).



а **б**

Рис. 2. **СЭМ-изображения контактной пары сплава *Al–5Si–4Cu–1Cd*, испытанной при давлении 1,0 МПа: а – колодка, б – ролик**

Результаты элементного анализа показали наличие большого количества кислорода на всей поверхности колодки и ролика. Также на обеих поверхностях выявлены округлые оксидные частицы. Обнаружен процесс активного массопереноса в процессе трения: на поверхности колодки четко видна светлая железосодержащая фаза (Рис.2а), а на поверхности ролика – темная фаза, состоящая в основном из материала колодки (Рис.2б). Важно отметить наличие на колодке большого количества железа, перенесенного со стального ролика. Очевидно, это связано с тем, что в исследуемом сплаве содержание мягкой фазы (Cd), способствующей самосмазыванию, составляет около 1%. Вследствие недостаточности смазывающего компонента, твердые кремниево- и медесодержащие фазы играют роль абразива, провоцируя массоперенос железа на поверхность колодки. На поверхности ролика происходит процесс формирования пленки вторичных структур (ВС). Неравномерно нанесенная пленка ВС создает на поверхности ролика развитый рельеф, который негативно влияет на трибологические свойства и способствует образованию задира.

Выводы

- Установлено, что добавление даже небольшого количества легкоплавких элементов к базовому сплаву Al–5Si–4Cu и последующая термообработка оказывают существенное влияние на механические и трибологические свойства материала. Физико-механические свойства повышаются, при этом наибольшее значение твердости имеет сплав с кадмием. Трибологические характеристики материала улучшаются: у всех экспериментальных сплавов задир наблюдался при более высоких давлениях, чем у базового сплава.

- Исследование поверхностей контактной пары «колодка-ролик» после трибологических испытаний, показало, что недостаточное количество легкоплавких элементов привело к т.н. «обратному массопереносу»: обнаружено наличие на колодке

большого количества железа, перенесенного со стального ролика.

Благодарности: Работа выполнена при поддержке Гранта РНФ 14-19-01033-П (изучение топографии и элементного состава поверхности) и Государственного Задания № Госрегистрации АААА-А17-117021310379-5 (изучение механических и трибологических свойств поверхности). Авторы благодарны Н.А.Белову (МИСиС) за предоставление образцов.

[1] Миронов А.Е., Гершман И.С., Овечкин А.В., Гершман Е.И.Взаимосвязь прирабатываемости бронз и алюминиевых антифрикционных сплавов с их механическими свойствами и степенью легированности // Трение и износ. 2016. Т:37. №1. С.31-35.
[2] Буше Н.А. Миронов А.Е., Маркова Т.Ф. Новый алюминиевый сплав, заменяющий традиционные материалы // Железные дороги. – 2003, №11, 44-47.
[3] Миронов А.Е., Гершман И.С., Овечкин А.В., Гершман Е.И. Сравнение задиростойкости новых антифрикционных алюминиевых сплавов и традиционных антифрикционных бронз // Трение и износ. – 2015, Т:36, №3, 334-339.
[4] Гершман Е.И., Гершман И.С., Миронов А.Е. Литейный антифрикционный сплав на основе алюминия для монометаллических подшипников скольжения и способ его изготовления. Патент RU 2571665
[5] Белов Н.А., Михайлина А.О., Алабин А.Н., Столярова О.О. Расчетно-экспериментальное изучение фазовой диаграммы Al–Cu–Si–Sn в области алюминиевых сплавов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2016, №4, 11-17.
[6] Белов Н.А., Столярова О.О., Муравьева Т.И., Загорский Д.Л. Фазовый состав и структура алюминиевых сплавов системы Al–Cu–Si–Sn-Pb // Физика металлов и металловедение. – 2016, Т:117, №6, 600-608.
[7] Сачек Б.Я., Мезрин А.М., Муравьёва Т.И., Столярова О.О., Загорский Д.Л., Белов Н.А. Исследование трибологических свойств антифрикционных алюминиевых сплавов с использованием метода склерометрии // Трение и износ. – 2015, Т:36, №2, 137-146.
[8] Столярова О.О., Муравьева Т.И., Загорский Д.Л., Белов Н.А. Микроскопия в исследовании поверхности многокомпонентных антифрикционных алюминиевых сплавов // Физическая мезомеханика. – 2016, Т:19, №5, 104-113.
[9] Золторевский В.С., Белов Н.А. Металловедение литейных алюминиевых сплавов. М.: Изд. Дом МИСиС, 2005. – 375 с.
[10] Алюминиевые сплавы антифрикционного назначения : А45 моногр. / Н.А. Белов [и др.] ; под ред. А.Е. Миронова, Н.А. Белова, О.О. Столяровой – М. : Изд. Дом МИСиС, 2016. – 223 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ТРЕНИЯ ГЕОМОДИФИКАТОРОВ НА ОСНОВЕ СЕРПЕНТИНИТОВ

Щербаков Ю.И.

E-mail: Shcherbakov_1949@mail.ru

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, Москва, Россия.

Проведены трибологические исследования порошков – серпентинитов, входящих в геомодификаторы. Показана вероятность того, что в процессе трения образуется и разрушается защитная плёнка в контакте. И что одним из элементов, способствующим образованию плёнки является абразив. С одной стороны наличие абразива приводит к образованию плёнки, а с другой может приводить к задиру.

Ключивые слова: геомодификаторы, серпентиниты, машина трения, износ, коэффициент трения, плёнка, задир.

INVESTIGATION OF GEOMODIFICATORS FRICTION MECHANISMS ON THE BASIS OF SERPENTINITIES.

Shcherbakov Yu.I.

The tribological studies of powders of serpentinite within geomodificators are conducted. The probability of protective film formation and destruction in contest in the process of friction is shown. One of the elements that contribute to the formation of the film is abrasive. On the one hand the presence of abrasive leads to the formation of a film, and on the other it can lead to bullying.

Keywords: geomodifiers, serpentinites, friction machine, wear, friction coefficient, film, scoring.

Анализ публикаций показывает, что при использовании смазочной композиции с добавлением геомодификаторов типа серпентинитов работоспособность трибосопряжений может значительно увеличится.

Предположительная схема трения при использовании геомодификаторов условно выделяет несколько фаз. Первоначально происходит микрошлифование и уменьшение размеров частиц до геометрии рельефа. Затем происходят трибохимические процессы и в заключении - образование защитного покрытия.

Серпентинит - природный материал.

Для исследования были представлены три образца добавок к маслу, взятых на Кольском полуострове:

1. Светлый порошок, без абразива (применяется в АРВК) – А;
2. Порошок серого цвета, с умеренным количеством абразива (типа Змеевик) – Б;

3. Порошок тёмного цвета, с достаточным количеством абразива (применяется в НИОДе, возможно в РВС, ФОРСАНе, ХАДО и др.) – В.

Базовым маслом являлось минеральное масло И-20А. 10 грамм порошка всыпались в 1 литр масла, тщательно перемешивались, оставлялись на 24 часа и для испытаний бралась одна треть сверху.

Первоначально испытания проводились на модернизированной машине Шкода-Савина.

Модернизация машины заключалась в создании конструкции для измерения коэффициента трения и самоустановкой образцов.

Схема трения: диск-пластина. Диск различной шероховатости Ф30×10 HRC55 из стали45.

Пластина 52×15 и шириной 7 с шероховатостью $R_z = 1,25$ НВ185. Скорость вращения 550 об/мин. Нагрузка для шлифованного диска – 15 кг, а для полированного диска – 20 кг.

Постоянное измерение глубины износа с помощью индикатора часового типа, измерение момента трения в течение 2 часов. Масло в контакт подавалось капельным способом

Подготовка образцов для Шкоды-Савина заключалась в полировке мелкодисперсной пастой, Промывке в бензине и ацетоне и выдержке в ультразвуковой ванне.

Результаты испытаний на машине трения Шкода-Савина с различной шероховатостью диска по глубине износа в микрометрах представлены в таблице 1.

Таблица 1. **Износ образцов**

Масло	**R_z = 0,3**	**R_z = 1,25**	**R_z = 2,5**	**R_z = 3,0**
И-20А	2,2	47	50	62
И-20А с 1	3,0		49	
И-20А с 2	1,7		55	68
И-20А с 3	2,1	47	45	

На рис. 1 представлено изменение глубины износа от пути трения, а на рис. 2 изменение коэффициента трения от пути трения для образцов с шероховатостью $R_z = 2,5$ (0 – базовое масло).

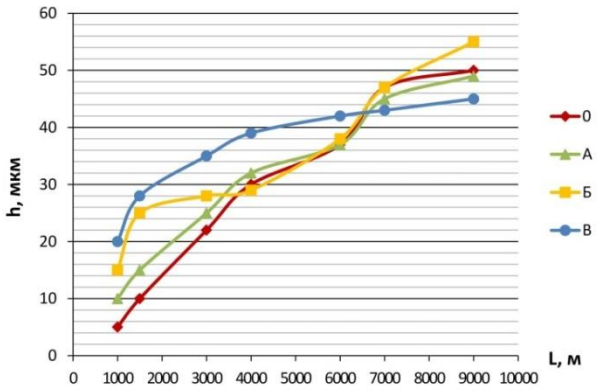


Рис. 1. **Зависимость глубины износа пластины от пути трения**

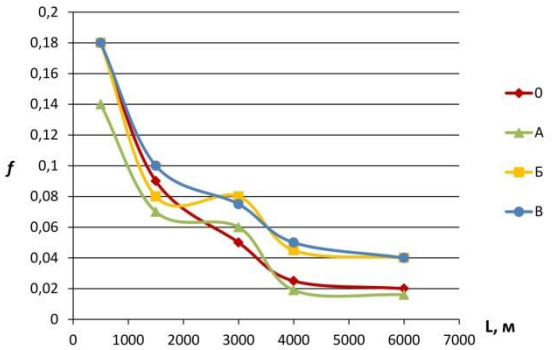


Рис. 2. **Зависимость коэффициента трения от пути трения**

Как показали испытания износ пластины сильно зависит от шероховатости дисков и полностью реализовать одинаковые условия не удалось.

Следует учесть, что при испытаниях Б и В могли происходить задиры поверхности.

При испытании на машине трения ДС-3 старались добиться аналогичных условий для всех испытуемых смазок.

Схема трения: шар-диск. Шар – сталь ШХ-15, Ф12,7, HRC60. Диск – сталь45 с шероховатостью Ra = 0,05. Скорость вращения 1 оборот за 8 минут. Нагрузка 1,76 кг.

Измерение момента трения, износ по окончании эксперимента. Масло в ванночке

Первоначально исследовались порошковые смеси на одном и том же диаметре. Т.е. каждое испытание продолжалось 1/5 оборота (при диаметре Ф = 42 мм)

Для увеличения пути трения проведены более длительные испытания. Диаметр уменьшался на 0,5 резьбы, а путь трения увеличивался на 1/3 после каждого испытания.

Результаты представлены в таблице 2.

Таблица 2. **Результаты испытаний на ДС-3**

Масло	И-20А	И-20А+1%А	И-20А+1%Б	И-20А+1%В
S_1	220/220	220/220	220/180	220/230
f_1	0,2	0,2	0,2	0,23
S_2	330/340	340/380	300/310	330/350
f_2	0,1875	0,181	0,185	0,215

где: S_1 – параметр пятна износа на шарике в микрометрах за 1/5 оборота;
f_1 – коэффициент трения;
S_2 – параметр пятна износа за 10 оборотов (плюс 1/3 оборота на каждый следующий эксперимент);
f_2 – коэффициент трения в конце испытаний.

Чтобы исследовать процесс образования плёнки – производился останов машины и осматривались поверхности трения и снимались профилограммы.

Как показывают результаты осмотра поверхность изношенной лунки на стадии отсутствия износа более тёмного цвета и шероховатость выше, что требует дальнейшего исследования.

Для создания одинаковых условий испытаний (т.е. с одинаковой эпюрой давления) проведены испытания на машине Шкода-Савина, когда нижним образцом являлся пруток проволоки диаметром 5 мм из Ст3 и твёрдостью 55HB. Полностью сравнимых результатов для всех образцов получить не удалось.

В таблице 3 представлены результаты по измерению износа в период приработки (О*- повторное испытание базового масла).

Таблица 3. **Износ прутка в период приработки каждые 5 минут (нагрузка 20 кг).**

Путь, м	250	500	750	1000
О	27	25	25	18
Б	2,5	10	4	8
О*	4,5	5	3	3

На рисунке 3 представлен график износа прутка в период после приработки (далее износ уменьшался значительно).

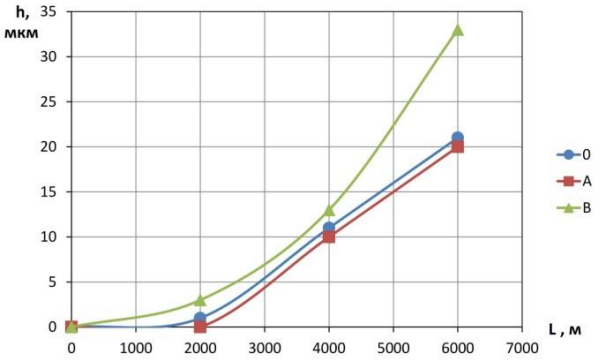


Рис. 3. **Износ прутка от пути трения после приработки**

Выводы:

1. И-20А – базовое масло для сравнения.
2. И-20А + А – через сутки практически весь порошок выпадает в осадок, по коэффициенту трения положительный эффект, а по износостойкости улучшение происходит лишь со временем, увеличение концентрации приводит к ухудшению характеристик.
3. И-20А + Б – через сутки практически весь порошок выпадает в осадок, улучшение трибологических характеристик иногда наблюдаются (5-10%), предположительно периодически (примерно с интервалом в 1 час, а то и 5 минут) возникает процесс образования плёнки, увеличение концентрации может привести к задиру.
4. И-20А + В – через сутки практически весь порошок выпадает в осадок, трибологические характеристики практически всегда отрицательные, предположительно периодически возникает процесс образования плёнки, увеличение концентрации приводит к задиру.

ВНЕДРЕНИЕ СФЕРИЧЕСКОГО ИНДЕНТОРА В ВЯЗКОУПРУГОЕ ПОЛУПРОСТРАНСТВО

[1,2]Яковенко А.А.

anastasiya.yakovenko@phystech.edu

[1]Московский физико-технический институт (государственный университет), Москва, Россия;
[2]Институт проблем механики им. А. Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия.

Построено решение контактной задачи о внедрении с постоянной скоростью жесткого сферического индентора в вязкоупругое полупространство. Используется модель вязкоупругого полупространства, соотношения между напряжениями и деформациями которого выражаются через интегральные операторы. Для решения применяется принцип Вольтерра и известное решение Герца для упругого полупространства.

Ключевые слова: вязкоупругость, принцип Вольтерра, ядро релаксации, экспоненциальное ядро, степенное ядро, модель Кельвина-Фойгта.

INDENTATION OF SPHERICAL INDENTER INTO VISCOELASTIC HALF-SPACE

Yakovenko A.A.

The solution of the contact problem of indentation of a rigid spherical indenter into a viscoelastic half-space at constant velocity is constructed. The model of a viscoelastic half-space is used. The relations between stresses and strains are expressed in terms of integral operators. The Volterra principle and the well-known Hertz solution for the elastic half-space are used for the solution.

Keywords: viscoelasticity, Volterra principle, relaxation kernel, exponential kernel, Kelvin-Voigt model.

Введение

Разработка систем, способных взаимодействовать с мягкими тканями, - это перспективное направление современной робототехники. Такая функция находит применение и в медицине, например, для проведения лапароскопических операций или массажных процедур. Одним из важных этапов проектирования робототехнического оборудования является разработка методов передачи тактильных ощущений от рабочего инструмента. Для этого необходимо иметь информацию о контактных напряжениях, возникающих в биологических тканях при взаимодействии с роботом.

Напряженно-деформированное состояние биологических тканей зависит от многих параметров, в том числе и от скорости внедрения инструмента в ткань. Поэтому важно дать оценку влияния скорости на контактные напряжения. В данной работе построено решение контактной задачи о внедрении с постоянной скоростью жесткого сферического индентора в вязкоупругое полупространство, на основе которого изучается то, как зависят прикладываемая к инструменту нагрузка и контактное давление от времени взаимодействия робота с тканью и от скорости его внедрения.

Метод решения

Для описания механического поведения материала используется модель вязкоупругого полупространства, соотношения между напряжениями и деформациями которого выражаются через интегральные операторы следующим образом [1]

$$\sigma = E\left(e - \int_0^t \Gamma(t-\tau)e(\tau)d\tau \right) = \int_0^t G(t-\tau)de(\tau),$$

где $\Gamma(t-\tau)$ - ядро релаксации, $G(t-\tau)$ - функция релаксации, а E - мгновенный модуль упругости.

Рассмотрено два вида ядер релаксации этих операторов: экспоненциальный и степенной. Экспоненциальное ядро релаксации имеет следующий вид [2]

$$\Gamma(t) = \lambda \exp(-\beta t), \qquad (1)$$

где λ, β - некоторые постоянные, характеризующие вязкоупругую модель. Функция релаксации степенного вида записывается как [3]

$$G(t) = \frac{\kappa}{\Gamma(1-\alpha)(t+t_0)^{\alpha}}, \qquad (2)$$

где гамма-функция определяется как $\Gamma(z) = \int_0^{+\infty} f^{z-1}e^{-f}df$, а α, κ, t_0 - некоторые постоянные (в работе берется $\alpha = 1/2$). В обоих случаях коэффициент Пуассона считается постоянным $(\nu = const)$.

Для решения контактной задачи применяется принцип Вольтерра и известное решение Герца для упругого полупространства. Принцип Вольтерра может быть использован в данном случае, так как область контакта монотонно возрастает [4].

Результаты

Для каждого вида ядра релаксации (формулы (1) и (2)) получены аналитические зависимости максимального контактного давления в центре области контакта и прилагаемой нагрузки от времени (или глубины внедрения). Для экспоненциального ядра эти формулы имеют следующий вид

$$p(0,t) = \frac{2E\sqrt{V}}{(1-\nu^2)\pi\sqrt{R}}\left(\sqrt{t}\left(1-\frac{\lambda}{\beta}\right) + \frac{\lambda\sqrt{\pi}e^{-\beta t}}{2\beta^{3/2}} erfi\left(\sqrt{\beta t}\right)\right),$$

$$P(t) = \frac{4E\sqrt{R}V^{3/2}}{3(1-\nu^2)}\left(t^{3/2}\left(1-\frac{\lambda}{\beta}\right) + \frac{3\lambda\sqrt{t}}{2\beta^2} - \frac{3\sqrt{\pi}\lambda e^{-\beta t}}{4\beta^{5/2}} erfi\left(\sqrt{\beta t}\right)\right). \qquad (3)$$

Для степенного вида получены следующие выражения

$$p(0,t) = \frac{2\kappa\sqrt{V}}{(1-\nu^2)\pi^{3/2}\sqrt{R}} \arccos\left(\frac{2t_0}{t+t_0} - 1\right),$$

$$P(t) = \frac{4\kappa\sqrt{R}V^{3/2}}{(1-\nu^2)\sqrt{\pi}}\left((t+t_0)\arccos\sqrt{\frac{t_0}{t+t_0}} - \sqrt{t_0 t}\right). \qquad (4)$$

Далее представлены графики нагрузки и максимального давления (рис. 1) с учетом ограничения на радиус области контакта, то есть $a(t) \to \tilde{t} = t\beta / (1/\tilde{V} = R\beta/V)$. Для экспоненциального ядра брались входные данные: $\tilde{\lambda} = \lambda/\beta = 1/2$ и $\tilde{V}_1 = 0.001,\ \tilde{V}_2 = 0.005,\ \tilde{V}_3 = 0.01$. По оси абсцисс на графиках отложено безразмерное время $\tilde{t}$, а по оси ординат – нагрузка $\tilde{P} = \frac{P(1-\nu^2)}{ER^2}$ или давление $\tilde{p} = \frac{p(1-\nu^2)}{E}$. Из графиков видно, что значения нагрузок и давлений, необходимых для получения заданной величины внедрения, мало изменяются при варьировании скорости нагружения. Изменения этих величин заметны лишь на малых временах (или внедрениях).

Для степенного ядра релаксации берутся те же значения скорости внедрения, но обезразмеривание

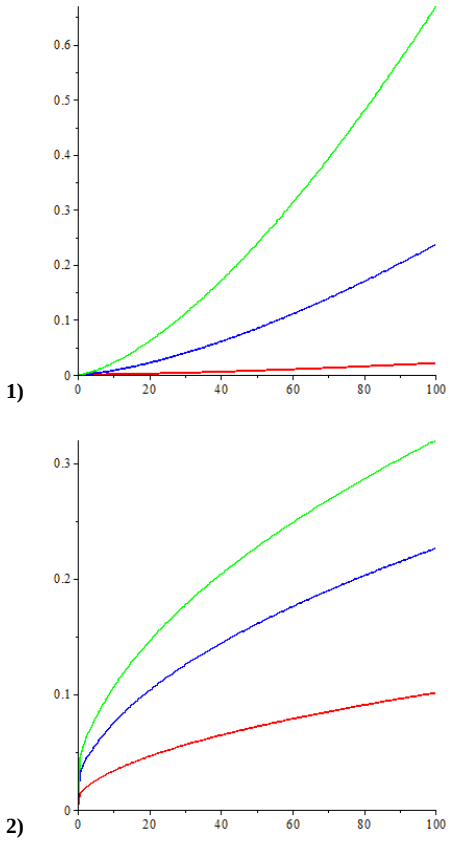


Рис. 1. **График зависимости контактных характеристик от времени $\tilde{t}$ для трех скоростей внедрения, красная линия – $\tilde{V}_1$, синяя линия – $\tilde{V}_2$, зеленая линия – $\tilde{V}_3$: 1) нагрузка $\tilde{P}$, 2) максимальное давление $\tilde{p}_{\max}$ (экспоненциальный вид ядра релаксации)**

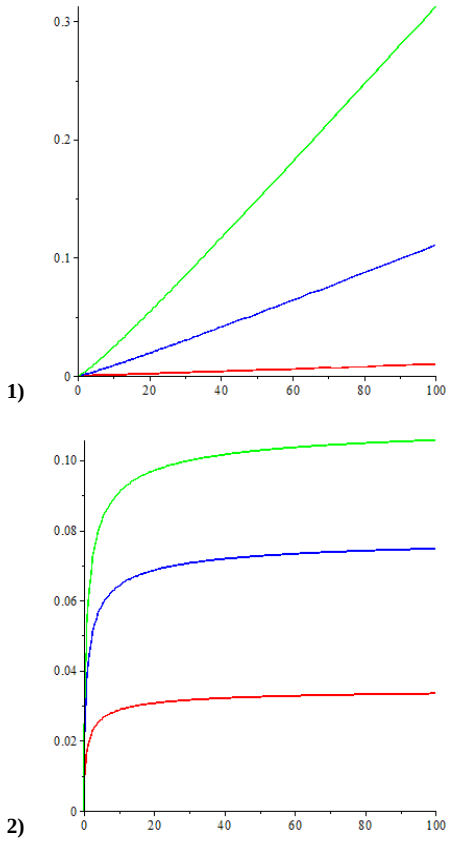


Рис. 2. **График зависимости контактных характеристик от времени $\tilde{t}$ для трех скоростей внедрения, красная линия – $\tilde{V}_1$, синяя линия – $\tilde{V}_2$, зеленая линия – $\tilde{V}_3$: 1) нагрузка $\tilde{P}$, 2) максимальное давление $\tilde{p}_{\max}$ (степенной вид ядра релаксации)**

делается следующим образом: $\tilde{p} = \dfrac{p\sqrt{t_0}\left(1-\nu^2\right)}{\kappa}$, $\tilde{P} = \dfrac{P\sqrt{t_0}\left(1-\nu^2\right)}{\kappa R^2}$, $\tilde{t} = \dfrac{t}{t_0}$ и $\tilde{V} = \dfrac{Vt_0}{R}$. Из графиков (рис. 2) видно, что на начальном участке времени нагрузка возрастает по степенному закону, а в дальнейшем выходит на линейную зависимость. Что касается контактного давления, то на больших временах оно выходит на постоянное значение. В отличие от случая экспоненциального ядра, значения нагрузки и контактного давления, необходимые для достижения заданной величины внедрения $\tilde{\delta}$, возрастают с увеличением скорости нагружения.

Система сферических выступов

Полученное аналитическое решение (формулы (3) и (4)) использовано для исследования распределения нагрузок между выступами медицинского инструмента с рельефной контактирующей поверхностью при его внедрении под некоторым углом α в биологическую ткань.

Взаимодействие выступов с основанием рассматривается без учета их взаимного влияния. Штампы пронумерованы следующим образом: самый правый – первый, а самый левый – $N^{\text{ый}}$.

Высота каждого штампа определяется формулой

$$h_i = (i-1)ltg\alpha, i = 1,2,...,N,$$

где l – расстояние между выступами. То есть $i^{\text{ый}}$ штамп вступит в контакт с основанием спустя время $t_i = \dfrac{(i-1)ltg\alpha}{V}$. Следовательно, зависимость суммарной нагрузки от времени можно записать как

$$P(t) = \sum_{i=0}^{N} \theta(t-t_i)P_i(t-t_i),$$

где $\theta(t)$ – функция Хевисайда, а выражения для нагрузок $P_i(t)$ для экспоненциального вида и степенного берутся из формул (3) и (4) соответственно.

Ниже представлены графики суммарной нагрузки для четырех выступов (рис.3), то есть $N = 4$. Использовались следующие данные: $\alpha = 3^o$, $l = R$. Обезразмеривание используется для каждого вида ядра такое, как указано в ранее. Рассмотрены три различные скорости внедрения (разные цвета линий), а также представлен случай без наклона - штриховые линии. В случае самой низкой скорости, только два выступа успеют вступить в контакт с основанием за время, которое берется в рассмотрение. Из графиков видно, что при

увеличении угла наклона поверхности инструмента для достижения заданной величины максимального внедрения необходимы меньшие значения прилагаемых нагрузок. Результат справедлив для обоих видов ядер релаксации.

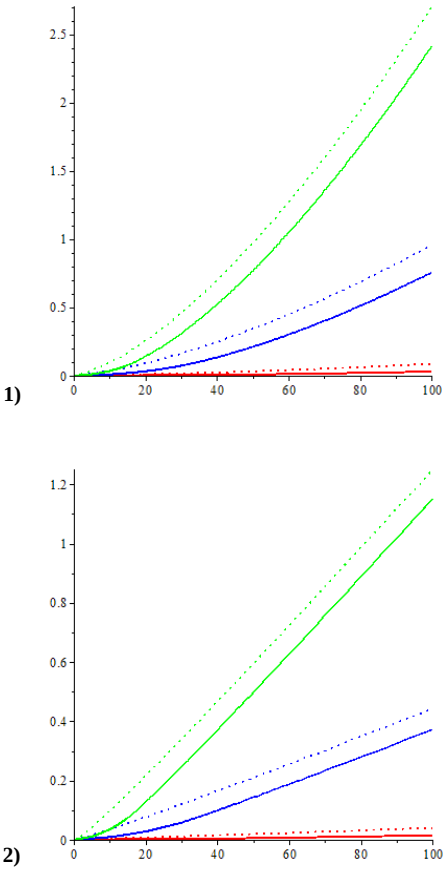


Рис. 3. **График зависимости величины суммарной нагрузки $\tilde{P}$ от времени $\tilde{t}$ для разных скоростей внедрения, красная линия – $\tilde{V}_1 = 0.001$, синяя линия – $\tilde{V}_2 = 0.005$, зеленая линия – $\tilde{V}_3 = 0.01$ (штриховая линия – случай без наклона): 1) экспоненциальный вид, 2) степенной вид**

Сравнение с упрощенной моделью

Рассмотрим одномерную стерженьковую модель Кельвина-Фойгта, определяющее соотношение для которой имеет следующий вид

$$p(r,t)+T_\sigma\frac{dp(r,t)}{dt}=\frac{ET_\sigma}{h\left(1-\nu^2\right)T_\varepsilon}\left(u_z(r,t)+T_\varepsilon\frac{du_z(r,t)}{dt}\right), \quad (5)$$

где T_σ, T_ε - времена релаксации и ползучести соответственно, а h - толщина вязкоупругого основания. Используя выражение (5), условие равновесия и граничные условия можно получить формулы для максимального контактного давления и нагрузки, то есть

$$p(0,t)=\frac{ET_\sigma V}{h\left(1-\nu^2\right)T_\varepsilon}\left(t+\left(T_\sigma-T_\varepsilon\right)\left(e^{-t/T_\sigma}-1\right)\right),$$

$$P(t)=\frac{\pi RET_\sigma V^2}{h\left(1-\nu^2\right)T_\varepsilon}\left(t^2+\right.$$

$$\left.+2\left(T_\sigma-T_\varepsilon\right)\left(T_\sigma\left(1-e^{-t/T_\sigma}\right)-t\right)\right). \quad (6)$$

Из полученных результатов следует, что так же, как и в случае решения с экспоненциальным ядром релаксации (формулы (3)), оба выражения содержат слагаемое с экспоненциальной зависимостью от времени. Однако зависимость контактных характеристик от скорости внедрения при использовании упрощенной одномерной модели вязкоупругого основания отличается от решения, полученного с помощью принципа Вольтерра.

Результаты

В работе рассмотрено внедрение сферического индентора в вязкоупругое основание. Произведен анализ влияния скорости внедрения индентора на исследуемые контактные характеристики. Показано, что для модели вязкоупругого полупространства зависимость прилагаемой к инструменту нагрузки от скорости внедрения имеет квадратичный вид, а величина максимального контактного давления в центре области контакта зависит от скорости линейно. Установлено, что увеличение скорости нагружения, в случае экспоненциального ядра, не изменяет значения нагрузок и давлений, необходимых для достижения заданной величины внедрения индентора в материал. Также исследована асимптотика контактных характеристик для обоих видов ядер релаксации.

Произведено сравнение полученного решения с решением соответствующей контактной задачи для упрощенной модели вязкоупругого основания (одномерная модель Кельвина-Фойгта).

Полученные результаты позволяют оценить влияние скорости внедрения индентора в вязкоупругий материал на характер изменения нагрузки и контактные давления, а также установить границы применимости упрощенных моделей вязкоупругих материалов. Представленные аналитические зависимости могут быть использованы не только при разработке медицинского робототехнического оборудования, но и во многих областях техники, связанных с применением различных вязкоупругих материалов (эластомеров).

Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда (грант 14-29-00198).

[1] Работнов Ю. Н. Ползучесть элементов конструкций. - М.: Наука, 1966. - 752 с.
[2] Методы прикладной вязкоупругости / Адамов А.А., Матвеенко В.П., Труфанов Н.А., Шардаков И.Н., - Екатеринбург: УрО РАН, 2003. - 411 с.
[3] Бленд Д. Р. Теория линейной вязкоупругости. - М.: Мир, 1965. - 200 с.
[4] Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. - М.: Мир, 1989. - 510 с.

SOLID PARTICLE EROSION OF GF/EP COATING FILLED WITH H-BN NANOPARTICLES

[1]Bagci Mehmet, [2]Ozcan Fatih

E-mail: meh_bagci@yahoo.com

[1]Konya Technical University, Engineering and Natural Sci. Fac., Mechanical Eng. Dep., 42075, Konya, Turkey;
[2]Selcuk University, Advanced Technology Research & Application Center, 42250, Konya, Turkey.

In this study, organic and inorganic coatings are applied on glass fibre reinforced epoxy (GF/EP) composite materials to gain an improved understanding of the solid particle erosion (SPE) wear resistance. The surface erosion characteristics of composites were investigated by SPE test using SiO_2 erodent with an average diameter of 250 μm. The impingement angles used in the tests were 30°, 60° and 90°, while the impact velocity was 53 m/s. It was observed that the organic coatings developed erosion resistance at the end of the experiments. Surface mapping of the numerical method for 3D scanning has been used.

Keywords: organic, inorganic, coating, GF/EP, SPE, erosion resistance.

Introduction

Today, polymers and their composites are widely used as structural material for different machine components and engineering systems due to their specific properties. Some examples of the application of polymer composites include sand transporting pipe lines, sludge transportation lines in oil refineries, rotor blades for helicopters, pump propulsion fins, high-speed vehicles and planes, plane motor fins and missile components. An important property in these types of applications is resistance to particle erosion because these parts are often used in environments that interact with erodent [1-2]. One of the methods for improving the properties of polymers and their composites (mechanical, tribological etc.) is particle addition into the matrix. Additions conducted into the material in order to improve erosion wear performances of composite materials can be classified in literature under two headlines: micro additions [3-7], and nano additions [8-10]. In recent years, attention drawing improvements were observed in the properties of polymer composites obtained as a result of nanometer sized particle dispersion of some inorganic fillers into the polymer matrix. Due to the large surface area of these nanometer sized particles (1000 m^2/g), the load carrying from matrix to nanoparticles is facilitated and the mechanical properties of matrix are improved [11]. Optimal candidates for the realization of this load carrying are carbon nanofibers, nanotubes and nonoclays.

In spite of the fiber reinforced polymers take place in most of the studies conducted on solid particle erosion (SPE) of composites, studies involving SPE on composites with coating materials can hardly be encountered. The poor erosion wear resistance of thermoplastic composites causes severe problems if the material is subjected to SPE. To overcome this problem, erosion wear resistant organic and inorganic coatings were deposited on glass fiber reinforced epoxy (GF/EP) substrates [12-13]. This is due to the fact that it is not easy to clearly understand wear mechanisms of these types of composites, properties of their components and their interface interactions. In studies made in this field, additive materials were generally developed for ductile and brittle materials and in case single abrasive particle or multiple abrasive particles track the surface. The impingement angles used in the tests were 30°, 60° and 90°, while the impact velocity was 53 m/s. SiO_2 erodent with an average diameter of 250 μm was used. All test specimens regardless of their various properties exhibit maximum erosion rates at 30° impingement angle and thus exhibiting similar behavior as that observed for ductile materials. As a result, a positive effect on erosion resistance was observed in the organic coating. Surface mapping of the numerical method for 3D scanning has been used. The weight loss and the volumetric loss changes of a parallel tendency were observed after comparing the results.

Materials and Methods

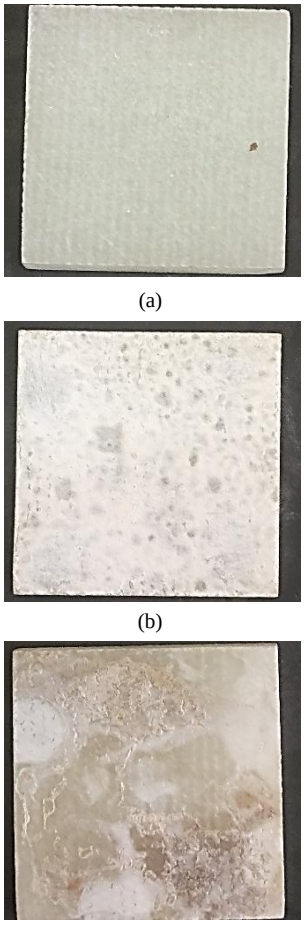
The GF/EP composites were used as substrate materials. Fibers with diameter of 17 μm, thickness of 0.20 mm and mass per unit area of 200 g/m^2 arranged in a multi directional location provide homogeneous distributed fibers in the matrix form. All test specimens were produced as plates by "hand lay-up" technique (110 Bar pressure, 120 °C temperature and a time of 3 top of the hour) with a thickness of 3 mm and dimensions of ($1x1m^2$). Then, specimen cut to $30×30×3mm^3$ size.

Pure GF/EP composite materials were selected as the main test specimen. $NaBH_4$ and NH_4Cl were reacted in the appropriate environment and pyrolysis-induced h-BN nanoparticles with a diameter of 70 nm were obtained in an inert environment at high temperature.

The h-BN based polymer was interacted with Tetrachlorethylene monomer. As a result, a 20 μm thickness h-BN based polymer is coated on the GF/EP surface and homogeneously integrated into the GF/EP surface with high temperature annealing.

On the other hand, h-BN nanoparticles were applied to the silica-doped polymer GF/EP surface prepared by Sol-Gel method with Tetraethylorthasilicate (TEOS) in an acidic medium with a thickness of 20 μm. Subsequently, the erosion wear resistance of pure GF/EP, h-BN based polymer obtained by interaction with Tetrachlorethylene and h-BN polymer interacted with TEOS with Sol-Gel technique was compared.

Pure GF/EP and organic and inorganic coated GF/EP are given in Figure 1.



(a) (b) (c)

Figure 1. **a) Pure, b) Organic and c) Inorganic coated specimen**

In Table 1, mechanical and physical properties of the test specimens as per the ASTM standards {ASTM D3039/D3039M-17 and ASTM D2583-13a} are given.

Table 1. **Mechanical and physical properties of test specimens.**

Material	**ρ g/cm^3**	**σ_t MPa**	**H HB**	**E MPa**
GF/EP (Pure)	1.683	533	87	144
GF/EP (Organic)	1.708	597	95	167
GF/EP (Inorganic)	1.695	515	79	139

In Figure 2 and Table 2, respectively, optic microscope views of SiO_2 erodent (~250 μm) and chemical compositions of these particles are shown. As the test specimens are deformed due to particle bombardments, the abrasive particles also undergo some deformations and fractures. To prevent this condition from affecting the tests conducted, fresh particles were used in each test.

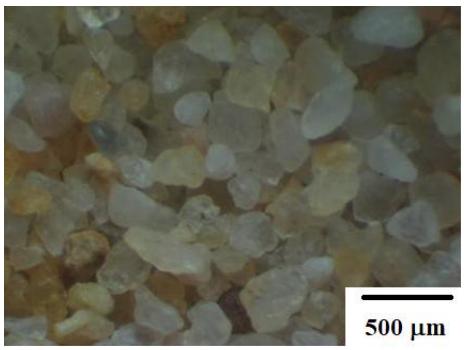


Figure 2. **Optic microscopic views of SiO_2 erodent (~250 μm).**

Table 2. **Chemical compositions of SiO_2 erodent (% weight).**

Content	**Minimum**	**Maximum**
% Humidity	3	8
% Clay	0.1	0.5
% SiO_2	98	99
% Fe_2O_3	0.18	0.4
% Al_2O_3	0.5	1.2

SPE Test Rig

Tests were conducted in a specifically designed erosive wear test facility compatible with ASTM G76-95 standard test method in an environment with dry and pressurized air where abrasive particles were set to impact the test specimen surface. The schematic representation of test facility is shown in Figure 3.

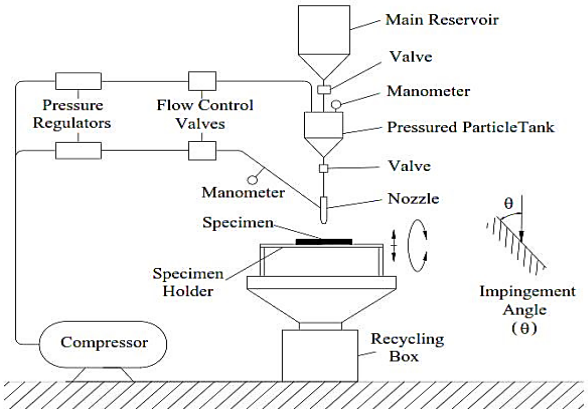
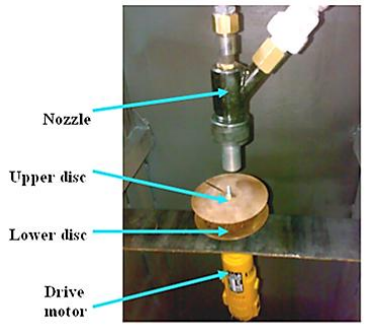
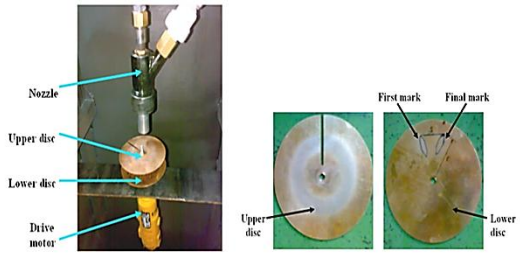


Figure 3. **SPE test rig**

The impact velocity of the particles can be varied by varying the pressure of the compressed air. In order to determine the velocity of the eroding particles, the most common method was used previously. The particles impact velocities used in the tests (53 m/s) were adjusted by using the double disc method (Figure 4) in which two discs were connected to a common shaft from a driving prime mover.



(a)



(b)

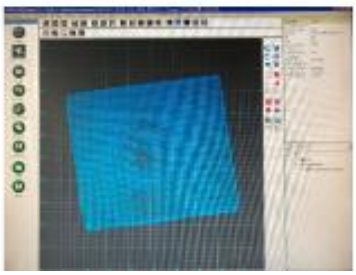
Figure 4. **(a) Phosphorous bronze discs with drive motor used in the determination of particle velocity in the double disc method and (b) erosion marks formed on the discs.**

3D Scanning Process

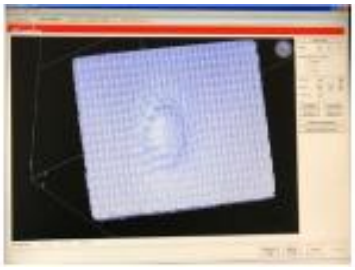
In addition to the weight loss, the volumetric loss measurement was examined. So, these measurements as well as volumetric loss occurring in the test specimen for defining the digital map method of the surfaces were simulated using the point cloud and the mesh modeling. In addition, volumetric loss occurring in the test specimen were identified. Surface mapping of the numerical method for 3D scanning has been used as shown on the Figure 5. Weight loss and volumetric loss changes of a parallel tendency were observed after comparing the results.



(a)



(b)



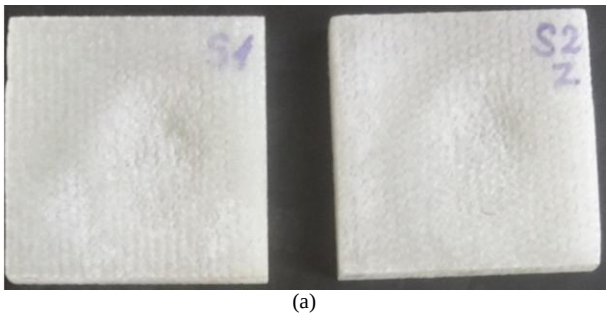
(c)

Figure 5. **The digital map method of the surfaces: (a) point cloud, (b) mesh modeling and (c) volumetric loss.**

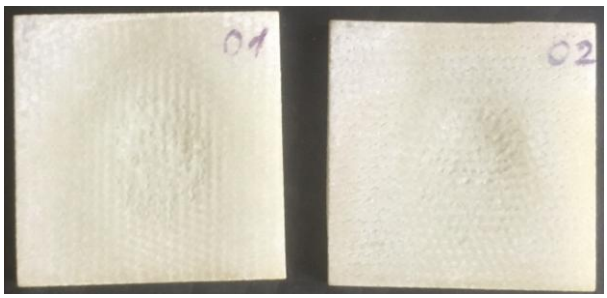
Result and Discussion

To ensure a sufficient lifetime of glass fiber reinforced epoxy components which are exposed to solid particle erosion, protective coatings are needed. Protective coatings on composites are mainly produced by organic and inorganic. When deposited on GF, coatings require extensive pre-treatment processes to create conductivity and to ensure adhesion.

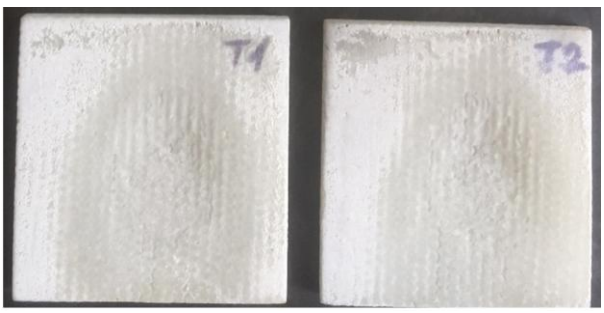
When the results and optical microscope views based on the tests done are studied, it is seen that organic and inorganic coated GF/EP have had positive and negative effects respectively on erosion (Figure 6).



(a)



(b)



(c)

Figure 6. **Optical microscope view of test specimens; (a) GF/EP (pure), (b) GF/EP (organic), (c) GF/EP (inorganic).**

The erosion wear resistance of pure GF/EP, h-BN based polymer obtained by interaction with Tetrachlorethylene and h-BN polymer interacted with TEOS with Sol-Gel technique was compared.

The organic coating process was added the h-BN based polymer was interacted with Tetrachlorethylene monomer. As a result, a 20 μm thickness h-BN based polymer is coated on the GF/EP surface and homogeneously integrated into the GF/EP surface with high temperature annealing. So, the erosion rate of organic coated GF/EP gives the lower value as it restricts surface delamination.

The inorganic coating process was added the h-BN nanoparticles were applied to the silica-doped polymer GF/EP surface prepared by Sol-Gel method with Tetraethylorthasilicate (TEOS) in an acidic medium with a thickness of 20 μm. Test specimen with inorganic coated show the upper erosion rate due to weak bonding strength. Experience shows that every tribological system can be optimised by selecting the right coating process.

Conclusions

It was found that material removal from the surfaces of the test specimens as a result of solid particle erosion wear took place at several different stages. First of all, micro cracking appeared on the surfaces as the particles stroked the surface and as the particle bombardments continued material delamination took place over the affected areas. The structural bonds got damaged as the particles kept striking the surfaces. Due to this damage, the rate of material delamination off the surfaces increased. Consequently; the cracks and grooves on the surfaces became more vivid. It has been observed that the application of coating to the materials caused the differentiation of these processes.

This condition though can be perfectly recognized from the results, the microscope views also indicate extensive surface resistivity for the specimens with GF/EP. h-BN based organic coatings adhered to the substrate surface and reacted to the attack of abrasive particles. But GF/EP composites could not match with TEOS materials and the surface resistance is weakened.

Regardless of different properties of all test specimens, in parallel to the behavior observed in ductile materials, the maximum erosion rate was obtained at 30° impingement angle, while a decrease in erosion rate along with the increase in impingement angle was observed in all specimens.

Nano-sized reinforcements conducted on composite materials can enhance mechanical properties of composites. However, even if the mechanical properties are enhanced, this does not necessary mean that the tribological properties will be equally enhanced as well. As it is the case in this study, additions can cause positive and negative effects on the material with regards to its tribological properties such as erosion wear.

Acknowledgments

This paper was supported by "TUBITAK - 2224/A-Program to Support Participation in Scientific Activities Abroad" in 2018.

[1] Mehmet B. Influence of Fiber Orientation on Solid Particle Erosion of Uni/Multidirectional Carbon Fiber/Glass fiber Reinforced Epoxy Composites // Proc. Inst. Mech. Eng., Part J: J. Eng. Trib. – 2017 (231[5]), 594–603.

[2] Sinmazçelik T., Fidan S. and Günay V. Residual Mechanical Properties of Carbon/Polyphenylenesulphide Composites after Solid Particle Erosion // Mat. & Des. – 2008 (29), 1419-1426.

[3] Mehmet B. and Huseyin I. Solid Particle Erosion Behaviour of Glass Fibre Reinforced Boric Acid Filled Epoxy Resin Composites // Trib. Int. – 2011 (44) 1704-1710.

[4] Mehmet B. Determination of Solid Particle Erosion with Taguchi Optimization Approach of Hybrid Composite Systems // Trib. Int. – 2016 (94) 336-345.

[5] Mishra S.K., Biswas S. and Satapathy A. A Study on Processing, Characterization and Erosion Wear Behavior of Silicon Carbide Particle Filled ZA-27 Metal Matrix Composites // Mat. & Des. – 2014 (55) 958-965.

[6] Mohan N., Mahesha C.R. and Rajaprakash B.M. Erosive Wear Behaviour of WC Filled Glass Epoxy Composites // Proc. Eng. – 2013 (68) 694-702.

[7] Mohapatra S., Mantry S., Singh S.K. and Satapathy A. Solid Particle Erosion Behavior of Glass-Epoxy Composites Filled with TiC Derived from Ilmenite // Int. Jour. of Plas. Tech. – 2014 (18) 75-87.

[8] Chen J., Trevarthen J.A., Deng T., Bradley M.S.A., Rahatekar S.S. and Koziol K.K.K. Aligned Carbon Nanotube Reinforced High Performance Polymer Composites with Low Erosive Wear // Comp. Part A: App. Sci. and Manu. – 2014 (67) 86-95.

[9] Papadopoulos A., Gkikas G., Paipetis A.S. and Barkoula N.M. Effect of CNTs Addition on the Erosive Wear Response of Epoxy Resin and Carbon Fibre Composites // Comp. Part A: App. Sci. and Manu. – 2016 (84) 299-307.

[10] Sun X., Wang Y., Li D.Y., Wang C., Li X. and Zou Z. Solid Particle Erosion Behavior of Carbidic Austempered Ductile Iron Modified by Nanoscale Ceria Particles // Mat. & Des. – 201 (62) 367-374.

[11] Gojny F.H., Wichmann M.H.G., Fiedler B. and Schulte K. Influence of Different Carbon Nanotubes on the Mechanical Properties of Epoxy Matrix Composites – a Comparative Study // Comp. Sci. and Tech. – 2005 (65) 2300-2313.

[12] Mehmet B. The Effects of Solid Particle Erosion of ZrN Coating Material on GF/EP and CF/EP Composites by Using PVD Method // Jour. of Politech. – 2018 (DOI: 10.2339/politeknik.386965.4).

[13] Maurer C. and Schulz U. Solid Particle Erosion of Thick PVD Coatings on CFRP // Wear – 2014 (317) 246–253.

INVESTIGATION OF THERMAL BARRIER COATINGS BOND AND TOP COAT HIGH TEMPERATURE SOLID PARTICLE EROSION RESISTANCE

[1]Demirci Musa, [2]Bagci Mehmet

E-mail: musa.demirci@karatay.edu.tr

[1] KTO Karatay University, Engineering Fac., Mechanical Eng. Dep., 42020, Konya, Turkey;
[2] Konya Technical University, Engineering and Natural Sci. Fac., Mechanical Eng. Dep., 42075, Konya, Turkey.

Thermal Barrier Coatings (TBC) commonly used in gas turbines are increasingly important. These coatings are exposed to Solid Particle Erosion (SPE) at high temperatures due to their environment. Therefore, the resistance of thermal barrier coatings against High Temperature Solid Particle Erosion (HTSPE) needs to be studied in detail. In this study, erosion resistances coatings with coated Atmospheric Plasma Spray (APS) and High-Velocity Oxy Fuel (HVOF) methods were investigated. Some sample groups were only coated with bond coatings either with APS or HVOF methods. Solid particle erosion tests were performed at room temperature and elevated temperatures. At the end of the study, the erosion resistances of the coatings coated with APS or HVOF method were compared.
Keywords: TBC, gas turbine, HTSPE, erosion resistance.

Introduction

Gas turbines, such as gasoline or diesel engines that we use regularly in our daily lives, are one of the important technologies that affect our everyday life. If we do not have gas turbines in our modern life, there will be no air traffic and serious problems will be experienced in electricity generation. Most of the aircraft engines used today are gas turbine engines. Gas turbines have an important place in electricity generation. The reason is that gas turbines can operate in a wide range of fuel. Gas turbines, which can also use natural gas as fuel, provide a more environmentally friendly electricity generation. In particular, heavy-duty gas turbines can operate with a large number of primary fuels in many branches of the industry [1]. In the electricity generation sector, gas turbines have become the main technology in converting fossil fuels into electricity.

In the future, gas turbine technology has an important role in reducing CO_2 emissions worldwide. Electricity generation is the leading cause of CO_2 emissions. Therefore, reduction of CO_2 emissions in electricity generation is one of the main factors. To do this in the future, gas turbines have an important task because of their high efficiency and fuel flexibility. The development of Thermal Barrier Coatings (TBC) has been an important turning point in increasing the efficiency of gas turbines. Thermal barrier coatings are a ceramic-based coating type developed for the first time in the 1960's to protect superalloy materials exposed to high temperatures used in gas turbines from high temperature effects. In the 1970s, the National Aeronautics and Space Administration (NASA) Lewis Research Center developed a two-tiered TBC system, and the two-tiered TBC developed began a modern TBC period with successful testing on turbine blades [2]. Conventional TBC systems consist of a ceramic top coat (1), a metallic bond coat (2), and a thermally grown oxide layer (TGO) (3) between these two layers. Figure I show schematic structure of a thermal barrier coating system. Over time, alumina (α-Al2O3) upper layer is formed in the aluminum-rich metallic bond coat ((Ni, Co) CrAlY and alumina) and this layer serves as a primary role in protecting the substrate material from oxidation. In the case of TBC coatings, the thermal insulation serves as a ceramic top coat. Today, TBCs can be produced by electron beam physical vapor deposition (EB-PVD) [3] or thermal spray coating [4]. However, production with thermal spray methods is more widely applied with the flexibility and economical aspects of coating system parameters. At present, atmospheric plasma spray (APS) and high-speed oxy-fuel spray (HVOF) methods are the most important thermal spray coating techniques [5].

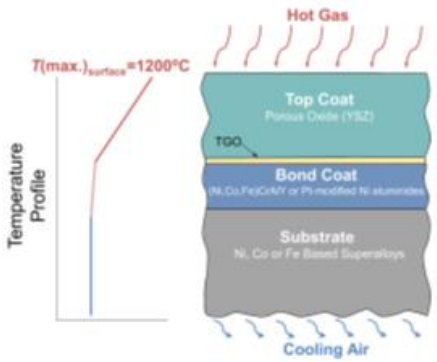


Figure 1. **Schematic structure of a thermal barrier coating system with an expected temperature gradient through the system [6].**

The TBCs on the surface of the turbine blade used in air transport are subject to a certain erosion due to higher impact speeds, but the TBCs on the rotating turbine blades face a much more severe erosion wear problem [7]. Therefore, it is necessary to investigate in detail the wear mechanism of solid particle erosion which occurs in TBC coatings on material surface. ASTM G211 standard has been developed to simulate the strength of materials exposed to solid particle erosion at high temperatures [8].

It has been determined that the erodent particle impact velocity, the angle of impact with respect to the material surface, and the erodent particle size have a great influence on the material wear in studies conducted to understand the solid particle erosion wear

[9]. The impingement angle used in the tests were 90°, while the impact velocity was 100 m/s and temperatures are RT and elevated temperature. Al_2O_3 erodent with an average diameter of 250 μm was used.

This paper reports the high temperature solid particle erosion (HTSPE) resistance of TBC coatings which are made with different coating methods.

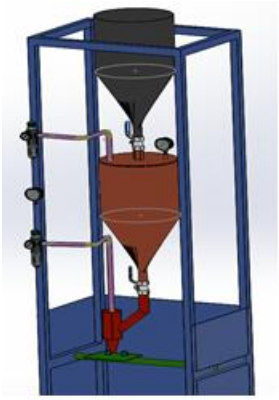
Materials and Methods

TBC coatings can be made on stainless steels and superalloys. Since the high temperature solid particle erosion wear of the coatings is to be investigated, stainless steel has been chosen because it is economical. Stainless steel grade 430 were used as substrate materials. Material measurements are 40 * 40 * 5mm and coating thickness is 300-400μ. Figure I shows uncoated specimen. The coatings made are given in table 1. In the first group of test specimens were only coated with bond coat and they are coated with APS and HVOF methods. In the second sample group, ceramic top coat was made by APS method. It is aimed to investigate solid particle erosion and abrasion resistance of TBCs produced by APS and HVOF method by selecting the bond coating method in the same coating type. Powders of NiCrAlY (Amdry 962, Oerlikon Metco) in the bond coat and powders commercially available in the top coat ZrO2-8Y2O3 (Metco 204NS, Oerlikon Metco) were used.

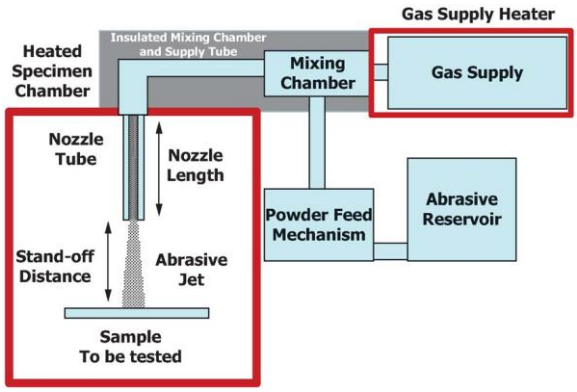
Table 1. **Sample groups.**

Sample groups	Bond coat		Top coat
	APS	HVOF	APS
First	NiCrAlY		-
		NiCrAlY	-
Second	NiCrAlY	NiCrAlY	ZrO_2-8Y_2O_3
		NiCrAlY	ZrO_2-8Y_2O_3

Solid Particle Erosion tests were performed on a specially designed “gas-blast” apparatus in which dry and pressurized air was applied to the test sample surface of the impingement particles and the ASTM G211-14 standard test method in which the wear condition was investigated was used [8]. Figure 2 shows 3D and schematic drawing of solid particle erosion test system at room temperature and elevated temperature. The impact velocity and angle of the erosive particles can be changed as desired in this test tool. Pressurized air was adjusted with a pressure regulator and controlled from a manometer. Since the nozzle is perpendicular to the sample, the erosion scar on the coating can be easily seen. In all experiments, angular Al_2O_3 erodent particles with a range of ~ 200 and ~ 400 μm were used as erosive particle. In Figure 3, erodent particle Al_2O_3 SEM images are given. Double disc method was used for determination of the impact velocity [10]. The impact angle of the erodent particles was 90 ^{0} , the impact speeds were 50 m/s - 100 m/s and the tests were carried out at room temperature and 600 ^{0} C temperatures.

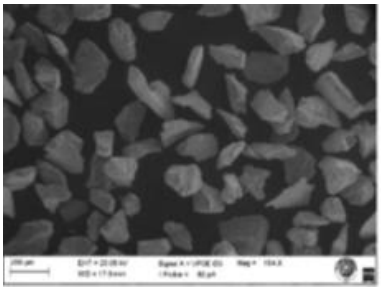


(a)

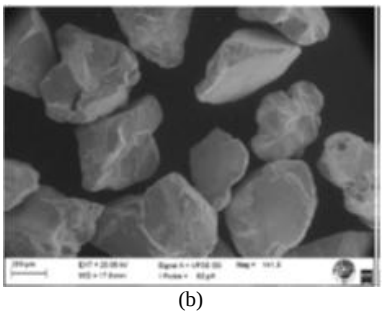


(b)

Figure 2. **a) 3D drawing of SPE Test System at room temperature [11]. b) Schematic Drawing of HTSPE Test System [8].**



(a)



(b)

Figure 3. **SEM views of Al_2O_3 erodent: (a) ~200 mm; (b) ~400 mm**

Prior to the erosion wear test and after, all samples were weighed with a compact analytical balance (A&D HR-250AZ). After erosion tests all samples were photographed and made image processing to obtain erosion scar. The diameters of the wear scars were determined with image processing method using Imagej program [12]. With this program, firstly, samples were

photographed with any camera. To determine the pixel distance, with the aid of a ruler on the photo, between the two lines located at a distance of 1 mm on the ruler is selected and the number of pixels at the selected distance is measured by the "set scale" feature in the program. So that the distances to be selected after that can be measured by the number of pixels. Figure 4 shows illustration of wear scar determination. After tests max. erosion scar depth were also measured with pointed tip micrometer as described in the ASTM standard.

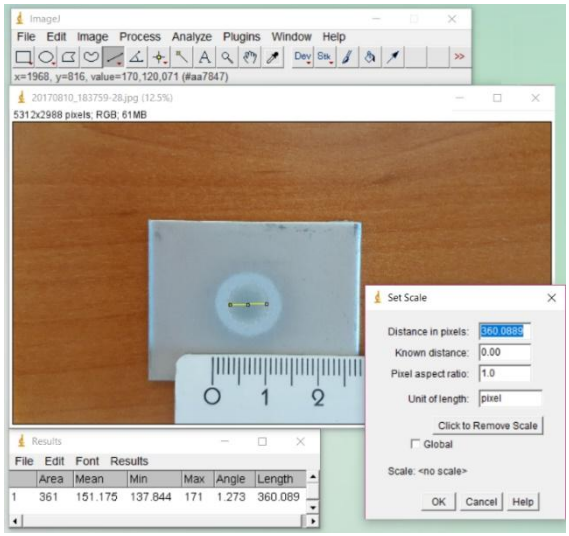


Figure 4. **Illustration of wear scar determination [11].**

Result and Discussion

As the porosity increases in the TBC systems, the thermal insulation capacity of the coating increases. However, the increase in porosity also increases solid particle erosion. The coatings coated with the APS method have a horizontal layered microstructure. Therefore, it is expected to be exposed to more erosion wear than the coatings produced with HVOF. In solid particle erosion tests, erosion wear increases as the erodent particle velocity increases. This was also the case in the test results. It is considered that the rate of erosion is proportional to the rate of impact of erodent particles at the right angles to the surface in brittle materials. The fact that this does not happen in every test can be explained by the microstructure and geometry of the coating. In addition, the erodent particles hardness and the surface of the coatings hardness are an important influence on erosion wear. In this work, harder erodent particles than the coating surface were used.

The optical images confirm that the damage mechanism for all APS TBCs originate along the crack boundaries of single or multiple splats. Depending on the microstructure of each system, the crack propagation system may be different. In some TBCs, erodent particles strike the surface continuously, resulting in a dense structure of the column. This is caused by damage, cracking mechanisms moving through the columns. Occasionally, deposits of erodent particles can also be observed in the deposits on the coating surface.

Conclusions

Erosion in TBC systems depends on many factors and these factors need to be studied in detail. The porosity, microstructure, production methods and chemical structure of the TBCs are some of these. There are also many properties that affect solid particle erosion wear (such as erodent particle velocity, size, hardness, impact angle, ambient temperature). In this study, the effects of some of these factors on erosion wear in the TBC system were investigated.

In this study, bond coat with coated APS or HVOF methods and ceramic top coats systems were subjected to high temperature solid particle erosion wear tests. It was found that material removal from the surfaces of the test specimens as a result of solid particle erosion wear took place at several different stages. First of all, micro cracking appeared on the surfaces as the particles stroked the surface and as the particle bombardments continued material delamination took place over the affected areas.

[1] Moliere, M., 2005, Expanding fuel flexibility of gas turbines, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy, 219 (2), 109-119.
[2] Stecura, S., 1978, Effects of compositional changes on the performance of a thermal barrier coating system.[yttria-stabilized zirconia coatings on gas turbine engine blades].
[3] Schulz, U., Leyens, C., Fritscher, K., Peters, M., Saruhan-Brings, B., Lavigne, O., Dorvaux, J.-M., Poulain, M., Mévrel, R. ve Caliez, M., 2003, Some recent trends in research and technology of advanced thermal barrier coatings, Aerospace Science and technology, 7 (1), 73-80.
[4] Pawlowski, L., 2008, The science and engineering of thermal spray coatings, John Wiley & Sons, p.
[5] Sidhu, T., Prakash, S. ve Agrawal, R., 2006, Evaluation of hot corrosion resistance of HVOF coatings on a Ni-based superalloy in molten salt environment, Materials Science and Engineering: A, 430 (1-2), 64-78.
[6] Bakan, E., 2015, Yttria-Stabilized Zirconia/Gadolinium Zirconate Double-Layer Plasma-Sprayed Thermal Barrier Coating Systems (TBCs), FZJ-2015-07788, Werkstoffsynthese und Herstellungsverfahren, p.
[7] Wellman, R. ve Nicholls, J. R., 2001, A mechanism for the erosion of EB PVD TBCs, Materials science forum, 531-538.
[8] ASTM_G211-14, Standard Test Method for Conducting Elevated Temperature Erosion Tests by Solid Particle Impingement Using Gas Jets, ASTM International, West Conshohocken, PA 2014, www.astm.org.
[9] Trezona, R., Pickles, M. ve Hutchings, I., 2000, A full factorial investigation of the erosion durability of automotive clearcoats, Tribology International, 33 (8), 559-571.
[10] Ruff, A. ve Ives, L., 1975, Measurement of solid particle velocity in erosive wear, Wear, 35 (1), 195-199.
[11] Demirci, M. ve Bağcı, M., 2018, Investigation of automotive primer and basecoat paint surface's adhesion by solid particle erosion, AIP Conference Proceedings, 020011.
[12] Schindelin, J., Arganda-Carreras, I., Frise, E., Kaynig, V., Longair, M., Pietzsch, T., Preibisch, S., Rueden, C., Saalfeld, S. ve Schmid, B., 2012, Fiji: an open-source platform for biological-image analysis, Nature methods, 9 (7), 676.

WEAR RESISTANCE OF DECORATIVE COATINGS OBTAINED ON 2024 ALUMINUM ALLOY BY PLASMA ELECTROLYTIC OXIDATION

[1]Gladkova A.A., [1]Vorozhtsova V.V., [1]Rakoch A.G., [2]Prozhega M.V., [3]Kamper S., [3]Wesling V.

E-mail: sascha-gladkova@yandex.ru

[1]Dept. of Metallurgy of Steel, New Production Technologies & Protection of Metals National University of Science and Technology 'MISIS', Moscow, Russia;
[2]Dept. of Friction, Wear and Lubrication, Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia;
[3]Institute of Welding and Machining, Clausthal University of Technology, Clausthal-Zellerfeld, Germany.

In the present work wear resistance of the decorative coatings formed on 2024 aluminum alloy by Plasma Electrolytic Oxidation (PEO) is studied. The coatings were synthesized in an aqueous solution containing 1 g·l^{-1} Co(OH)$_3$ and 1 g·l^{-1} V$_2$O$_5$. It was established that the shades of the coatings are greatly affected by its thickness and the decorative coatings with a thickness of at least 65 μm significantly increase wear resistance of the alloy.

Keywords: plasma electrolytic oxidation, wear resistance, coating, 2024 aluminum alloy.

Introduction

Plasma electrolytic treatment (PEO) is the most promising method of coating formation on light metals and alloys. It is possible to obtain wear-resistant coatings with different decorative colors, due to the coating formation both as a result of oxidation of the metal substrate and electrolysis and/or electrophoresis.

Researches [1-8] empirically selected technological regimes for obtaining decorative coatings with different colors for 2024 aluminum alloys. Although, drawbacks of these regimes are: i) complex electrolyte compositions, which are difficult to control within mass production, as a result, the stability of technological processes and quality of the obtained coatings is very low; ii) using environmentally unfriendly electrolytes containing toxic compounds, in particular, dichromates, molybdates, vanadates of alkali metal, potassium ferrocyanide. Moreover, decorative coatings obtained by the developed methods on aluminum alloys do not present high wear resistance and anticorrosion ability.

The primary objective of this work was therefore to develop methods for synthesizing decorative anticorrosive wear-resistant coatings with various colors (including black color) on 2024 aluminum alloy with the use of environmentally friendly aqueous solutions.

Methodology

Hard wear-resistant coatings with the various thickness approximately 25, 50, 80 μm were obtained on 2024 aluminum alloy using bipolar capacitive power supply [9] by predetermed current density set at 15 A·dm^{-2} in an aqueous solution containing 10 g·l^{-1} technical water glass ($7Na_2O{\cdot}2.9SiO_2{\cdot}9H_2O$ (TWG)) (basic electrolyte) with addition 1 g·l^{-1} Co(OH)$_3$; and 1 g·l^{-1} Co(OH)$_3$ and 1 g·l^{-1} V$_2$O$_5$. The wear rate of the coatings obtained on the alloy was investigated using the pin-on-disk test [9].

Results and discussion

During the PEO treatment of 2024 aluminum alloy in the basic electrolyte with addition of 1 g·l^{-1} Co(OH)$_3$ the color of the coatings changes significantly [Fig. 1].

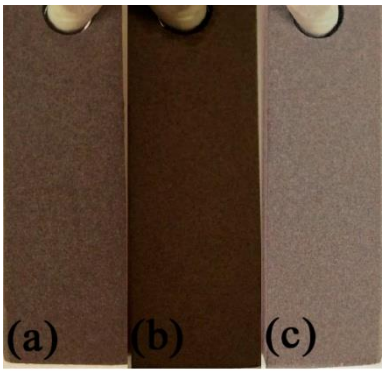


Fig. 1. **External appearance of the samples made of 2024 aluminum alloy samples with coatings with thicknesses: a) 25; b) 50; c) 80 μm - after PEO in the basic electrolyte**

Most probably formation of cobaltous oxide happens according to the mechanism of electrolysis and be the following plasma-thermochemical reaction:

$$Co(OH)_3 \rightarrow CoO + 3/2\ H_2 + O_2. \quad (1)$$

Subsequent interaction of cobaltous oxide with aluminum oxide:

$$CoO + Al_2O_3 \rightarrow CoAl_2O_4, \quad (2)$$

leads to formation of a blue coating.

Further performance of PEO, when surface density of micro-discharges decreases, leads to intensive electrolysis of $n[Si_xO_y]^{m-}$ polianions and interaction of cobaltous oxide with silicon oxide:

$$CoO + SiO_2 \rightarrow CoSiO_3\ (\text{blue color}). \quad (3)$$

The coatings with the thickness 50 μm and more, obtained in the basic electrolyte with addition of 1 g·l^{-1} V$_2$O$_5$, occurs black color [Fig. 2].

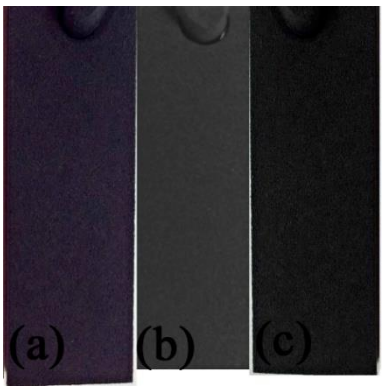


Fig. 2. **External appearance of 2024 samples coatings with the thicknesses: a) 25; b) 50; c) 80 μm after PEO in the basic electrolyte with addition of 1 g·l^{-1} $Co(OH)_3$ и 1 g·l^{-1} V_2O_5**

Black color of coatings obtained in the above mentioned electrolytes could be explained by formation of vanadium silicate:

$$V_2O_3 + 3SiO_2 \rightarrow V_2Si_3O_9. \quad (4)$$

Formation of vanadium oxide proceeds by the following reactions:

$$V_2O_5 + 2OH^- \rightarrow 2VO_3^- + H_2O, \quad (5)$$

$$2e \leftarrow 2VO_3^- \rightarrow V_2O_3 + 3/2O_2. \quad (6)$$

Decorative coatings with thickness more than 65 μm obtained on 2024 alloy will increase wear resistance (table) and corrosive resistance in chloride containing medium.

Table. **Wear rate of 2024 aluminum alloy (γ) and coatings (γ$_c$) with the thickness 65 μm obtained by PEO in various electrolytes; by 5N load**

Material/electrolyte for coatings formation, g·l^{-1}	**Wear rate V·10^{-4}, mm^3·m^{-1}·N^{-1}**	**γ/γ$_c$**
2024 alloy	6.3(±1.5)	-
coating/10 TWG	0.45(±0.15)	14.0
coating/10 TWG, 1 $Co(OH)_3$	0.29(± 0.10)	22.7
coating/10 TWG,1 $Co(OH)_3$, 1 V_2O_5	0.41(± 0.15)	15.3

Wear-resistant decorative coatings obtained on 2024 aluminum alloy demonstrate high corrosion resistance. There were no corrosion pits after 336 h salt spray test, and the color remained the same.

Conclusions

1. The technological regimes of wear-resistant anticorrosive blue and black coatings formation by PEO on 2024 aluminum alloy are established.
2. It was shown that introdused in aqueous solution containing 10 g·l^{-1} of sodium silicate and cobalt hydroxide provides blue color to the coating (1 g·l^{-1} $Co(OH)_3$); and introduced 1 g·l^{-1} V_2O_5 provides decorative black color to the wear-resistant anti-corrosion coatings.

[1] Mikheev A.N, Girn A.V., Orlova D.V., Vakhteev E.V., Trushkina T.V. Influence of technological parameters on the elemental composition of microarc oxidation of coatings on aluminum and titanium alloys [Vliyanie tekhnologicheskih parametrov na ehlementnyj sostav mikrodugovogo oksidirovaniya pokrytij na alyuminievye i titanovye splavy] // Proceedings of the Siberian State Aerospace University named after Academician M.F. Reshetnev – 1998 (20), 168-171.
[2] Schmidt J., Furche T., Erdmann R., Reichert M., Bayer U., Kurze P., Schwarz T., Schreckenbach J., Kletke H.J., Hofmann A., Heppner M., Hasse A., Schmidt D., Klaus A. Black surface layer on light metal: Pat. US5075178 (A). 1991.
[3] Schmidt J., Furche T., R. Erdmann, Reichert M., Bayer U., Kurze P., Schwarz T., Schreckenbach J., Kletke H.J., Hofmann A., Heppner M., Hasse A., Schmidt D., Klaus A. Electrolyte for the production of black surface layers on light metals: Pat. US5035781 (A). 1991.
[4] Agreement of the member state committee on the identification of potassium chromate as a substance of very high concern. According to Articles 57 and 59 of Regulation (EC. 1907/2006 (REACH). Adopted on 4 June 2010.
[5] Mamaev A.I., Butyagin P.I., Ramazanova Zh.M., Miroshnikov D.G., Chekanova Yu.Yu. Ceramic coating, sole of iron and method of obtaining ceramic coating on products made of aluminum or its alloys [Keramicheskoe pokrytie, podoshva utyuga i sposob polucheniya keramicheskogo pokrytiya na izdeliyah iz alyuminiya ili ego splavov]: Pat. № 2213166 C2 (RF). 2003.
[6] Yarovaya T.P., Gordienko P.S., Rudnev V.S., Nedozorov P.M. Method for obtaining optically black protective coatings on valve metals [Sposob polucheniya opticheski chernyh zashchitnyh pokrytij na ventil'nyh metallah]: Pat. № 2096534 (RF). 1998.
[7] Rakoch A.G., Melkon'yan K.S., Gladkova A.A., Pustov Yu.A., Savva V.V. Features of the structure and formation of decorative black protective coatings on the alloy D16 by the method of plasma electrolytic oxidation. [Osobennosti stroeniya i formirovaniya dekorativnyh chernyh zashchitnyh pokrytij na splave D16 metodom plazmenno–ehlektroliticheskogo oksidirovaniya] // Fizika i himiya obrabotki metallov – 2015 (50), 35-43.
[8] Rakoch A.G., Monahova E.P., Gladkova A.A., Fan Van Chyong, Predein N.A. Influence of dissolved divalent metal oxides in alumina-based coatings on their phase composition and wear resistance [Vliyanie rastvorennyh oksidov dvuhvalentnyh metallov v pokrytiyah na osnove oksida alyuminiya na ih fazovyh sostav i iznosostojkost'] // Korroziya: materialy, zashchita – 2017(3), 26-34.
[9] Rakoch A.G., Gladkova A.A., Zayar Linn, Strekalina D.M. The evidence of cathodic micro-discharges during plasma electrolytic oxidation of light metallic alloys and micro-discharge intensity depending on pH of the electrolyte // *Surf. and Coat. Tech.* – 2015 (269), 138-144.

EFFECT OF HERTZIAN CONTACT PRESSURE ON TRIBOLOGICAL BEHAVIOUR OF MILD CARBON STEEL

[1]Gulesen M., [2]Kılıcay K., [2]Kaya E.

E-mail: kkilicay@ogu.edu.tr

[1]Dumlupınar University, Kütahya, Turkey;
[2]Eskisehir Osmangazi University, Eskişehir, Turkey.

The effect of hertzian contact pressure is very important on wear test. In order to perform precise experiment, wear load and distance should be selected correctly. In this study, the effect of different wear load and distance on hertzian contact pressure were investigated. Hertzian contact pressure and radius were calculated in analytically and numerically accordance with ASTM G99. The results showed that, numerical and analytical calculations converged each other. In experimental test, WC ball and mild carbon steel used as counterbody and substrate, respectively. According to experimental results, increasing wear load and distance, increased wear rate dramatically.
Keywords: hertzian contact pressure, tribology, wear and friction.

1. Introduction

The physics of contact mechanics and friction is one of the basic research areas of engineering disciplines. In mechanical engineering, ensuring the safety of a design and preventing material and energy losses caused by friction are among the main objectives (1). When the surface of two solid bodies contact each other, the visible contact area is larger than the real contact area. This also applies to objects which are in contact with each other in macro view. This situation, which occurs on different scales ranging from nano to mega-size, makes it possible to explain contact and friction phenomena with similar methods (2).

The friction between solid bodies is related to the structure of the surface of the bodies. The coefficient of friction is not a material property but a tribological system response. All the factors affecting the system (lubrication, moisture, temperature, amount of oxygen, etc.) must be taken into consideration in the calculation of the coefficient of friction (3).

Under various elasticity theories, there are different solutions for contact mechanics. In the past, researchers have proposed different theories depending on whether the contact is adhesive or not. While, Hertz solved problem of non-adhesive contacts, solution of adhesive contacts are made by Johnson, Kendall and Roberts. In abrasive wear tests made in accordance with ASTM G99, it is desirable that the average surface roughness of the specimens must be in the same range. The contact that occurs during the abrasive wear test goes into non-adhesive mode. Therefore, careful attention must be paid to hertz contact stresses in the selection of the wear load in tests made in accordance with ASTM G 99 norm (4).

In this study, the selection of the wear load on the tribological test were determined. Stresses occurring in ball on disc type were calculated by Hertz contact theory. The contact pressure generated during the wear test was analytically and numerically were calculated. Results were discussed in terms of wear load, wear distance, coefficient of friction and Hertzian contact pressure.

2. Experimental

In experimental studies, WC spheres of 3 mm in diameter and AISI 1020 carbon steel were used. In order to calculate the modulus of elasticity of contact point, the modulus of elasticity and poisson ratios of both bodies must be known. The elasticity modulus and poisson ratios in both material groups are given as in table 1. The modulus of elasticity of the contact area is calculated by equation 1.1.

$$\frac{1}{E}=\frac{1-\nu_1^2}{E_1}+\frac{1-\nu_2^2}{E_2} \qquad (1.1.)$$

Where E_1, ν_1 and E_2, ν_2 are the modulus of elasticity and poisson ratio of the counterbody and substrate, respectively.

Table 1. **Mechanical parameters of both bodies**

Material	Elastic Modulus (Mpa)	Poisson Ratio
Substrate (Steel)	242600	0,3
CounterBody (WC)	690000	0,22

Figure 1 schematically shows the contact between a rigid sphere and a flat surface during the wear test.

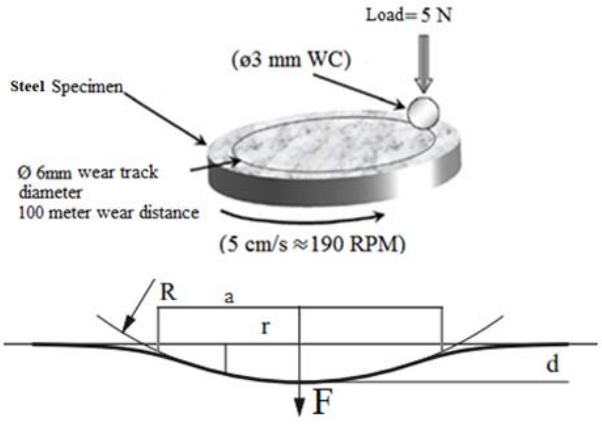


Figure 1. **Schematic of contact**

If the applied load is considered to form a contact area of a diameter a; the resulting contact area is calculated by equation 1.2.

$$a = \left(\frac{3.F.R}{4.E} \right)^{1/3} \quad (1.2)$$

The stress in the contact zone is a function of the distance from the center of the contact point and is calculated by equation 1.3.

$$P(r) = P_0 . \sqrt{1 - \left(\frac{r}{a} \right)^2} \quad (1.3)$$

As it can be seen from Eq. 1.3, it is understood that the stress generated increases from the contact tips towards the center and is maximum at the center. Equation 1.4 calculates the maximum stress in the contact area.

$$P_0 = \frac{3F}{2\pi a^2} \quad (1.4)$$

For the better understanding of pressure distributions of stress and deformation, all calculations have been made in numerically. Sphere (Counter Body) accepted as isotropic WC material. Position of sphere considered as vertically fixed at contact point (Zero displacement in horizontally). All calculations had been made for fully elastic contact interface condition. The formation of strains due the contact also accepted as negligible. All parts have been meshed. For the contact region, mesh density was increased locally. In order to obtain mesh independency calculations had been made under the three different mesh size. Due to symmetry, all calculations have been made in one side.

The specimens used in the wear tests were prepared as cubes 10 mm using the abrasive wet cutting method. Wear tests were performed in accordance with ASTM G99 standard using ball on disc type method. In the experiments, 3 mm diameter WC balls with 91,6 HRA hardness and modulus of elasticity of 690 GPa were used as abrasive counterbody that having a certification of spherecity and composition. In experiments, the aim of using counter body object with high hardness and rigidity exposes only wear to substrate material.

The wear test parameters were determined as 5 N normal load, 3 mm wear diameter, 100 m wear distance and 3 cm/s (189 m/min) velocity. The average surface profile of the worn surfaces formed in the test was measured with a profilometer. Surface roughness measurements were made using ISO R97 standard, using Gaussian filtering. Wear rates were calculated using the average from four different points on worn surface.

3. Results and disscussion

3.1. Measurement of wear

The specimens were subjected to wear tests under different conditions using the ball on disk method. Coefficients of friction were determined and recorded simultaneously during the experiments. After the tests, specific wear rates were calculated by determining the wear areas from the surfaces of the worn samples. Table 2 gives the wear test results.

As can be seen from Table 2, the specific wear rates show a parallel change in coefficients of friction together. At the same wear load, there is negligible change in wear rates at increasing distance. In terms of lower wear loads, the specific wear rate decreases.

Table 2. **Measurement of worn surface**

Control Group	Wear Area (μm^2)	Wear Rate (x10^{-7} mm^3/Nm)
5 N 100 Meter	171,62	3,23
10 N 100 Meter	443,93	4,18
5 N 200 Meter	357,17	3,37
10 N 200 Meter	1093,74	5,15

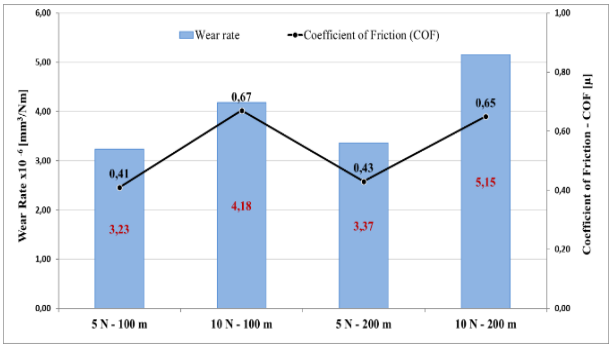


Figure 2. **Wear rate and cof values of all samples**

3.2. Friction behavior

Fig. 3 shows the coefficient of friction versus distance diagram. When the coefficient of friction diagram is examined, it is seen that the friction is unstable until 20 meters. The coefficient of friction varies depending on the load. At high loads, the tribological system appears to be in equilibrium at higher ratios of friction coefficients. It is thought that after the initial start-up of the experiment, with the contact of peaks of surface roughness, coefficient of friction was increased dramatically. At the increasing wear distance, due to pressure and atmospheric conditions formed large oxide layers which makes tribological system steady state till the end of the wear test.

In the continuation of the test, the coefficient of friction increased with a slight slope after 40 meters for all combinations. This situation can be explained by either loss of load carrying capacity of the oxide layers or ruptured oxide layers from contact area. In terms of

wear load, for lower loads coefficient of friction remains constant nearly ≈0.4. However, at higher wear loads the coefficient of friction exhibits nearly to 0.65 due to delamination of oxide layers.

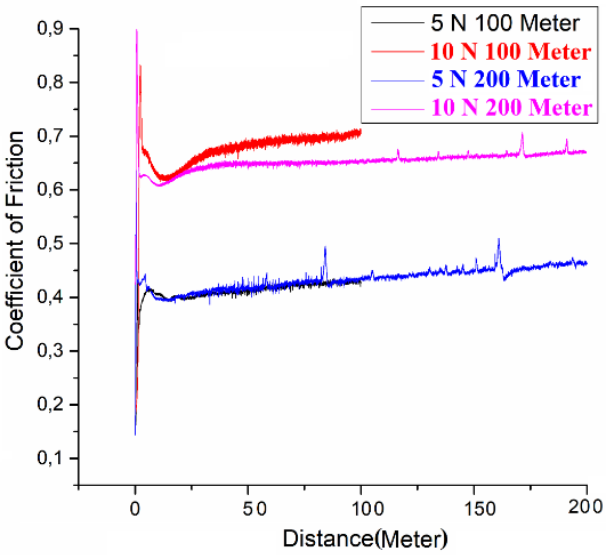


Figure 3. **Cof-distance graphic of all samples**

3.3. Hertz contact pressure

Table 3 shows the results of the numerical and analytical solutions of hertzian contact pressure. It can be understand that due to increase in wear load hertzian contact pressure is also increase. All numeric solution are made in three different mesh size. Mesh independent results are obtained for all conditions.

Table 3. **Hertzian contact pressure of all samples**

	5N	**10N**
Mesh Size (m)	**Equivalent Stress (Gpa)**	
4.00E-06	2.5282	3.1897
6.00E-06	2.5400	3.1895
8.00E-06	2.4921	3.14421
Analytic Solution	2.5340	3.1970

4. Conclusion

In this study, effect of wear load and distance were determined on the wear rate and hertzian contact pressure. According to the experimental and calculations results, main conclusions can be drawn as follows.

- Wear test distance is a very effective on specific wear rate while the regime of coefficient of friction didn't change upon the distance.
- Increasing the wear test load, it effects the specific wear rate dramatically.
- Numerically calculated Hertzian contact pressures were converged to analytical solutions.
- It can be also seen that; numerical solution is suitable with experimental wear test. So it can be more appropriate for choosing optimum wear load rather than making pre-wear test.

[1] International A. ASM Handbook. Ohio: ASM International; 1994.
[2] Popov VL. Contact Mechanics and Friction,Physical Principles and Applications. Berlin Springer; 2010. 358 p.
[3] Budinski KG. Friction, Wear, and Erosion Atlas: CRC Press Taylor & Francis Group; 2013.
[4] Stachowiak G. Engineering Tribology: Elsevier Butterworth-Heinemann.; 2005.

THE NUMERICAL STUDY OF COUPLING BETWEEN ECCENTRICITY AND TILTING OF THE PARTIAL ARC ANNULAR-THRUST AEROSTATIC POROUS JOURNAL BEARING

[1]Hwang P., [2]Khan P.V.

E-mail: phwang@yu.ac.kr

[1]Yeungnam University, Gyongsan, Republic of Korea;
[2]Melentiev Energy Systems Research Institute of SB RAS, Irkutsk, Russia.

The air bearing pressure, and it's integrals expressing forces and moments are calculated numerically by solving the air flow problem in COMSOL Multiphysics® software. The annular-thrust aerostatic journal bearing with one partial arc porous pad having two air bearing surfaces is modelled. The variations in the shaft axis eccentricity and tilt are considered. The forces and moments are fitted with linear functions of the shaft position variables. The direct and cross-coupled stiffness coefficients are estimated and analysed in the dimensionless form. Significant coupling is detected between eccentricity and tilt.

Keywords: aerostatic porous bearing, partial arc, annular-thrust bearing, numerical analysis, cross-coupled stiffness, eccentricity, shaft tilt.

Introduction

Porous aerostatic bearings are widely used in machinery for the relatively high load carrying capacity and low air consumption. Shalomov. [1] tested the accuracy and parametrical stability of the metal processing equipment with the partially porous aerostatic bearing and proved that such bearing increased the shaft lifetime and decreased the vibration level compare to the same equipment with the ball bearings. Cappa et al. [2] studied numerically the radial error motion of an aerostatic journal bearing and found that the nanometer level can be achieved at the maximum number of feedholes or porous restrictor. Mukutadze [3] have shown analytically for the porous bearing with incompressible lubricant, that the further improvement of performance can be achieved by using a variable permeability in circumferential and radial directions. Cui et al. [4] verified experimentally and numerically that porous aerostatic bearings are more stiff and stable than aerostatic bearings with orifice restrictors.

The right choice of the governing equations for the porous air bearing analysis is still under discussion. Cui et al. [4] solved full Navier-Stokes equation for the purpose to resolve the pressure drop and recovery near the gas inlet. Zhong et al. [5] experimentally determined the Ergun's equation coefficients for the pressure drop in the sintered metal porous media for the air bearings. Zhong et al. [6] confirmed the accuracy of the Forchheimer's law for the air flow through sintered metal porous media and Darcy's law under slight pressure drops.

Various numerical methods and engineering packages are used for air pressure calculation in porous bearings. Huang et al. [7] analyzed the pressure in the porous conveyor air bearing by using FLUENT software. Van Ostayen et al. [8] used COMSOL software for active aerostatic bearing analysis. Hwang and Khan [9] also applied COMSOL software for the partial arc aerostatic porous bearing.

Several papers deal with numerical calculation of stiffness and damping coefficients, corresponding to eccentricity or parallel shaft displacement [10-13]. Rao [14] analyzed direct tilt stiffness and damping of the full arc aerostatic porous journal bearing.

Annular-thrust bearings have the same porous pad carrying loads in both annular and thrust direction. Such double role decreases the manufacturing cost, while causing flow coupling [15-18]. Partial arc bearings have higher load carrying capacity, compare to full arc bearing [18]. As was shown by Hwang and Khan [9], the tilting direct damping of the annular-thrust partial arc journal bearing is sensitive to tilting.

In the present work the air flow in the porous pad and the air lubrication film between the porous pad and the solid surface of the shaft are modeled numerically by using COMSOL Multiphysics® software. The pressure distribution and the air bearing forces and moments are calculated for small tilting angles and eccentricities in two directions. The stiffness and damping coefficients are found based on linear representation of the forces and moments.

Numerical model

The porous air bearing was modeled by using COMSOL Multiphysics software, the "Darcy's law" and "Thin-Film Flow, Shell" modules. The modules are coupled by the mean of the boundary conditions. The "Pressure" conditions are specified for the "Darcy's law" module with pressure equal to the "Thin-Film Flow, Shell" pressure. The "Perforation" is included in "Thin-Film Flow, Shell" module with inflow equal to the "Darcy's law" boundary flux.

The isothermal compressibility of the air is modeled by using user-defined density in both modules. The density is related to the air pressure in "Variables" block as follows

$$\rho = \rho_0 p / p_0 \qquad (1)$$

Here p is the air pressure, ρ is the air density and the subscript 0 refers to the atmospheric conditions.

The air supply is modeled by another "Pressure" conditions in the "Darcy's law" module with constant pressure equal p_s. The outflow at the air bearing edges is

given by the "Border" condition in the "Thin-Film Flow, Shell" module with fixed pressure, equal to p_0. Other boundaries are sealed, as given by default.

The porous bushing is a hollow cylinder parallel to z axis, with a sector $2\pi-\alpha$ cut, with inner radius $D/2$, length L and thickness δ. The bushing is shown in fig. 1a together with the shaft. The surface at the bushing's inner radius, carries loads in x and y directions, and the surface at minimum z carries load in z direction. The absolute supply pressure, p_s, is specified at the bushing's outer radius except for the narrow ring near the thrust bearing surface (fig. 1b). The air bearing surface contacts with the atmosphere at the outer edges (fig. 1c).

The air film thickness is specified in the "Fluid Film Properties" block as the "Height of wall inside the reference plane", equal to the bearing radial clearance c_r. "Additional base displacement" is defined according to the shaft position in five degrees of freedom expressed by five dimensionless variables: relative eccentricities ε_x and ε_x, relative shaft displacement ε_z and relative shaft tilt, θ_x and θ_y:

$$u_b = c\begin{pmatrix} \varepsilon_x + \theta_x \frac{z-L/2}{L/2} \\ \varepsilon_y + \theta_y \frac{z-L/2}{L/2} \\ \varepsilon_z - \frac{\theta_x x}{L/2} - \frac{\theta_y y}{L/2} \end{pmatrix} \quad (2)$$

The dimensionless tilts in x and y direction, θ_x and θ_y are introduced for the purpose to make dimensionless stiffness coefficients in eccentricity and tilt degrees of freedom comparable. Those variables are related to the corresponding shaft axis tilting angles, α_x and α_y with the expression

$$\alpha_i = \theta_i \frac{c}{L/2}, \quad i=x,y \quad (3)$$

All dimensionless variables are defined in the the range [-1;1], excepting for ε_z, that is defined in $[-c_t/c_r; c_t/c_r]$, where c_t is the thrust bearing clearance. The shaft rotation with rotation speed ω is included in the "Base velocity" as follows

$$v_b = (-y\,\omega;\ x\,\omega) \quad (4)$$

The dimensionless forces and moments are calculated by using "Surface Integration" in the "Derived Values" block according to the following expressions:

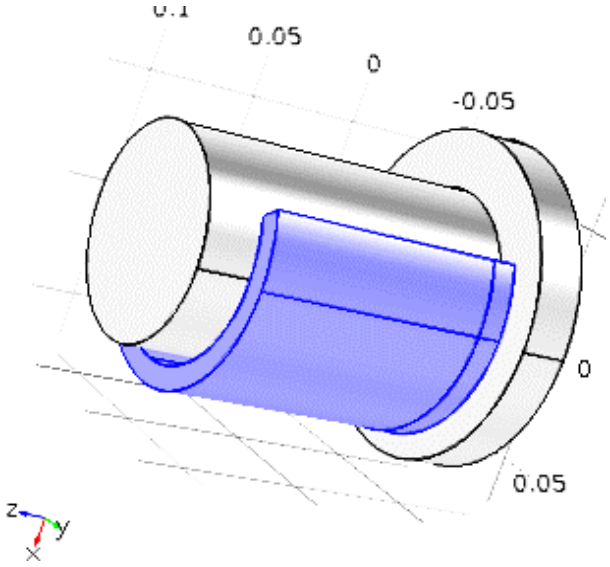
$$F_i = (\iint p\mathrm{dA}\cdot \mathrm{n}_i)/F_0, \quad i=x,y,z \quad (5)$$

$$M_i = \left(\iint p\mathrm{dA}\cdot\left((z-L/2)\mathrm{n}_i - i\,\mathrm{n}_z\right)\right)/M_0, \quad i=x,y \quad (6)$$

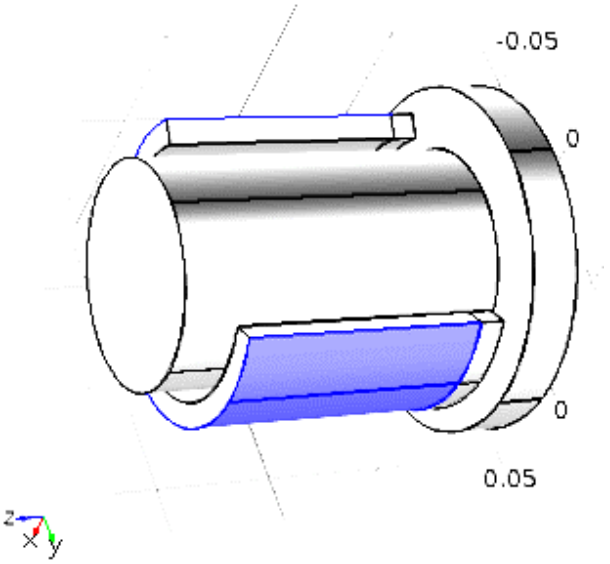
where $F_0=p_0DL$ and $M_0=F_0\ L/2$ are the scales for the forces and moments correspondingly.

In generalized coordinates, $\boldsymbol{\xi} = (\xi_1,..,\xi_5) = (\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \theta_x, \theta_y)$ and forces $\boldsymbol{\Phi} = (\Phi_1,..,\Phi_5) = \gamma(F_x, F_y, F_z, M_x, \mathrm{M}_y)$, the stiffness coefficients $\kappa_{i,j}$ are defined as follows

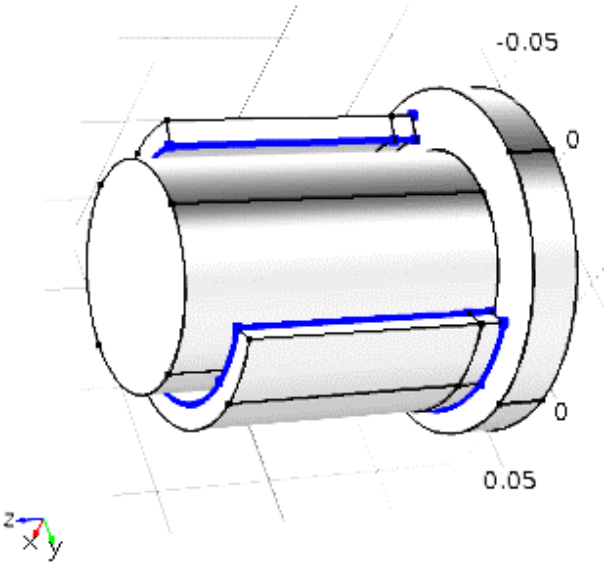
$$\kappa_{i,j} = \frac{\partial \Phi_i}{\partial \xi_j} \quad (10)$$



(a) bushing and shaft



(b) supply pressure

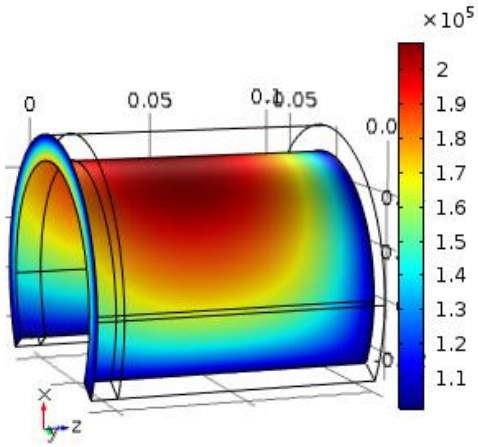


(c) atmospheric pressure

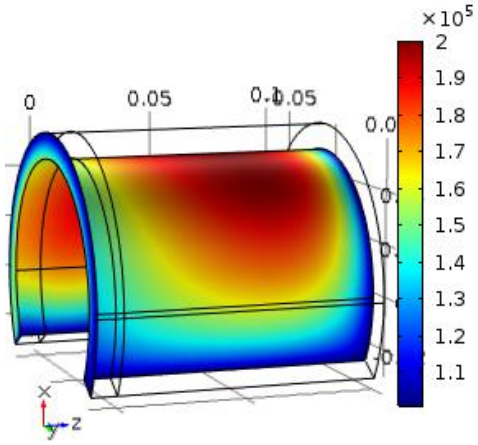
Figure 1. **Geometry and boundary conditions**

Results and discussion

The calculation of bearing forces and moments was performed for the constant parameters given in the tab 1. and all combinations of dimensionless variables values, given in tab. 2. The shaft displacement in z direction is not considered, i. e. ε_z=0. The examples of pressure distribution are given in fig. 2.



(a) $\varepsilon_x = 0.1, \varepsilon_y = 0, \theta_x = 0, \theta_y = 0$



(b) $\varepsilon_x = 0.1, \varepsilon_y = 0, \theta_x = 0.3, \theta_y = 0.3$

Figure 2. **Air bearing pressure**

Table 1. **Input data**

Parameter	Unit	Value
Shaft diameter, D	m	0.1
Bushing length, L	m	0.11
Bushing thickness, δ	m	0.01
Radial clearance, c_r	m	10^{-5}
Thrust clearance, c_t	m	$5\ 10^{-6}$
Bushing arc	rad	4.19
Rotation speed, ω	rad/s	105
Atmospheric pressure, p_0	Pa	$1.0133\ 10^5$
Absolute supply pressure, p_s	Pa	$8\ 10^5$

Table 2. **Dimensionless shaft position variables**

Variable	Minimum	Step	Maximum
ε_x	-0.3	0.1	0.3
ε_y	0	0.1	0.1
θ_x	-0.3	0.025	0.3
θ_y	0	0.025	0.3

For the purpose to find the linearized stiffness coefficients, the dimensionless forces where fitted with the first order polynomials

$$\Phi_i = \kappa_{i,0} + \sum_{j=1}^{5} \kappa_{i,j}\xi_j$$

The results are given in tab. 3.

Table 3. **Dimensionless stiffness, $\kappa_{i,j}$**

	F_x	F_y	M_x	M_y
1	-1.59	-0.023	0.504	0.014
ε_x	**-0.59**	0.067	0.052	-0.053
ε_y	-0.083	**-0.850**	0.003	**0.158**
θ_x	**0.141**	-0.035	**-0.330**	0.035
θ_y	0.045	**0.202**	-0.030	**-0.385**

According to the calculation results, all direct stiffness coefficients are negative and several times higher in the absolute value than the cross-coupled stiffness coefficients. The direct stiffness in $\boldsymbol{\varepsilon_y}$ direction is about 40% higher than the direct stiffness in $\boldsymbol{\varepsilon_x}$ direction due to arc cut at the bushing top. The base moment in *x*-tilt direction, $k_{3,0}$ is not zero, as it should be for the journal bearing, because the thrust bearing surface produces additional flow resistance and makes the radial bearing pressure not symmetric with respect to the half-length plane (fig. 2a). As for the cross-coupled terms, 0.1 threshold is exceeded by $k_{1,3}$, $k_{2,4}$ and $k_{4,2}$. Thus, the most of all, $\boldsymbol{\theta_x}$ influence force in $\boldsymbol{\varepsilon_x}$ direction, $\boldsymbol{\theta_y}$ influence force in $\boldsymbol{\varepsilon_y}$ direction, and $\boldsymbol{\varepsilon_y}$ influence force in $\boldsymbol{\theta_y}$ direction.

[1] Shalomov V.I. Operational Efficiency of Spindles in Metal-Cutting Machnes With Partially Porous Gas-Static Bearings // Russian Engineering Research – 2011 (31), 549-551
[2] Cappa S., Reynaerts D. and Al-Bender F. Reducing the Radial Error Motion of an Aerostatic Journal Bearing to a Nanometer Level: Theoretical Modelling // Tribology Letters – 2014 (53), 27-41.
[3] Mukutadze M.A. Radial Bearings with Porous Elements // Procedia Engineering – 2016 (150), 559-570
[4] Cui H.- L., Wang Y., Wang B.- R., Yang H. and Xia H., et al. Numerical Simulation and Experimental Verification of the Stiffness and Stability of Thrust Pad Aerostatic Bearings // Chin. J. Mech. Eng. – 2018, 31:23.
[5] Zhong W., Li X., Tao G.L. and Kagawa T. Measurement and Determination of Friction Characteristic of Air Flow through Porous Media //Metals – 2015 (5), 336-349.
[6] Zhong W., Li X., Liu F.H., Tao G.L., Lu B. and Kagawa T. Measurement and Correlation of Pressure Drop Characteristics for Air Flow Through Sintered Metal Porous Media // Transport in Porous Media – 2014 (101), 53-67.
[7] Huang T.Y., Shen S.C., Lin S.C. and Hsu S.Y., Pressure Distribution in the Air Film and the Porous Conveyor Air Bearing // Applied Science and Precision Engineering Innovation – 2014 (479-480), 380-384.
[8] Van Ostayen R. A. J., Van Beek A., and Munnig-Schmidt R. Design and Optimization of an Active Aerostatic Thrust Bearing // Proc. 22nd Annual ASPE Meeting – Dallas, 2007.
[9] Hwang, P. and Khan, P. V. Analysis of Tilt Stiffness and Damping Coefficients of Partial Arc Annular-Thrust Aerostatic Porous Journal Bearings // Proceedings of World Tribology Congress – Beijing, 2017.
[10] Otsu Y., Miyatake M. and Yoshimoto, S. Dynamic Characteristics of Aerostatic Porous Journal Bearings With a Surface Restricted Layer // ASME J. Tribology – 2011 (133), 011701-1.
[11] Zhang X.F. and Lin B. Theoretical Research on Deformation of Porous Material in Air Bearing // Advances in Design Technology, 1-2, Book Series: Applied Mechanics and Materials – 2012 (215-216), 779-784.

[12] Yoshimoto S. and Kohno K., Static and Dynamic Characteristics of Aerostatic Circular Porous Thrust Bearings (Effect of the Shape of the Air Supply Area) // ASME J. Tribology – 2001 (123) 501-508.
[13] Khosravian E. and Ghatreh S. Dynamic Properties of Tilting-Pad Journal Bearings in Power Plant Iran (Yazd Station) // Indian J.Sci.Res.1 – 2014 (2), 690-701.
[14] Rao N. S., Analysis of Dynamic Tilt Stiffness and Damping Coefficients of Externally Pressurized Porous Gas Journal Bearings // J. of Lubrication Tech. – 1978 (100), 359-363.
[15] Zang Y. and Hatch M. R. Analysis of Coupled Journal and Thrust Hydrodynamic Bearing Using a Finite-Volume Method // Advances in Information Storage and Processing Systems, ISPS – 1995 (1), 71–79.
[16] Rahman M. and Leuthold H., Computer Simulation of a Coupled Journal and Thrust Hydrodynamic Bearing Using a Finite-Element Method // Proc. International Tribology Conference Nagasaki – Tokyo 2000 (III), 1639–1644.
[17] Wang Y., Wang Q. J. and Lin C., Mixed Lubrication of Coupled Journal-Thrust-Bearing Systems Including Mass Conserving Cavitation // ASME J. Tribology – 2003, (125), 747–755.
[18] Hwang P. and Khan P. V. Static Study of the Arc Effect on Annular-Thrust Aerostatic Porous Bearings // Proc. World Tribology Congress – Torino, 2013.

MINING MACHINES ELEMENTS LONGEVITY ESTIMATION IN CASE OF ABRASIVE WEAR

[1]Kritskij D.Y., [2]Gadolina I.V., [3]Papich L., [2]Pobegailo P.A.

E-mail: dykritskij@gmail.com

[1]JSC Siberian Coal Energy Company, Krasnoyarsk, Russia;
[2]Federal budget - funded research Mechanical Engineering Research, Institute of the Russian Academy of Sciences; Moscow, Russia;
[3]The research Center of Dependability and Quality Management, Prijevor, Serbia.

The article attempts to clarify the previously known from the literature formula (Reish) to assess the rate of abrasive wear of working bodies of mining equipment on the basis of data from the operation of a rotary excavator. The wear rate is estimated taking into account the diversity of the equipment operation on the basis of expert assessments. The refined formula can be used in the future to compare the reliability of the equipment during operation in different conditions and for the design evaluation of the reliability of the product.
Keywords: The rate of abrasive wear, rotary excavator, multi-mode operation.

Task relevance

The stable development of the fuel and economic complex (FEC) of our country depends on reliable and high-performance and stable work of the technological chains – from a single mining machines and to high-tech equipment of power stations. The most important task of open-pit mining is to provide convenient and full access to minerals. Various machines, machines complexes and technological schemes are used for this purpose.

In this paper we considered as the object of the study the stripping continuously working complex SRs(k)-4000 (production GDR) (Fig.1), which is in service for many years in Krasnoyarsk territory (Nazarovo BU-Rogaine field).

One of the reducing the reliability and performance of mining machines and complexes factors is abrasive wear of the tools.

A large number of works is devoted to the study of the problem of abrasive wear (a fairly good review of them before 1980 can be found in the book [1]). The most fundamental are considered M. M. Khrushchev's works [2, etc.], Kragelsky I.V. [3, etc.] and Drozdov Yu. N. [4 et al.].

However, despite the fundamental works performed in this area, many practically important tasks have not yet found their full and complete solution.

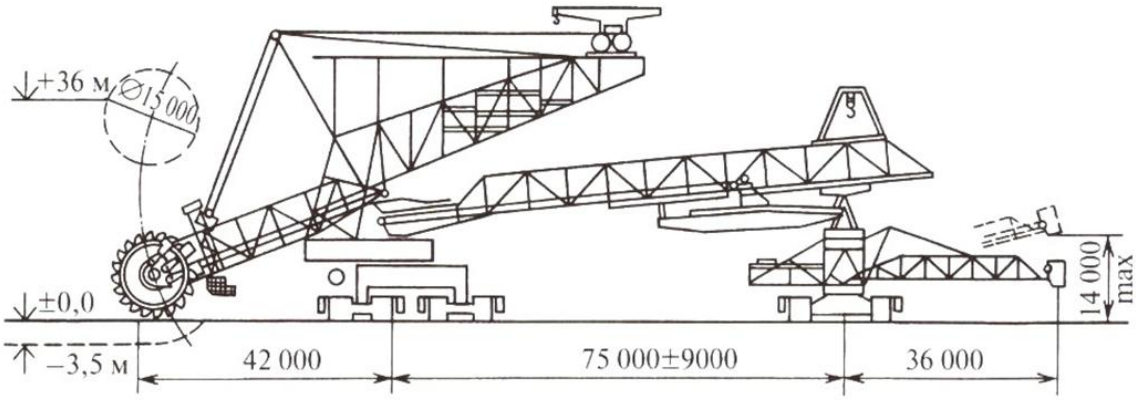


Fig.1. **Stripping continuously working complex (rotor excavator) SRs(k)-4000**

Thus, the problem of estimating the wear rate of the elements of the working bodies of excavators – namely, the teeth of their buckets [see, for example, 5 and many others] is still relevant.

In the work [6], made more than thirty years ago, its author offers an empirical formula for assessing the wear rate of teeth of excavators. However, due to the large number of coefficients, the values of which were not known to its author, it would not be possible to use it then and later (of all the practically interesting approaches known to us [7-10 and many others], this approach [6] seems to us to be the most successful.

This work is devoted to the change of this negative situation.

Task formulation

One of the main tasks of the repair service of the enterprise is to create conditions for maintaining the main technological equipment in a state accessible to use in the temporary criteria established by the enterprise. In most cases, when using such powerful multi - component overburden complexes as SRs(k)-4000-ARsK-8800, failure repair is not allowed. The urgent task is to develop measures to prevent and predict failures.

The machines availability for use in time is ensured by the reliable operation of all components and mechanisms. Failure analysis shows that the greatest number of hours of downtime of any excavator is associated with the restoration of the working ability of the working equipment, namely the replacement of worn bucket teeth.

Figure 2 shows the schedule of planned and actual equipment availability factor *Kg* [11, 12]. It can be seen, that the actual reliability factor does not reach the planned one, which indicates the need to develop and implement measures to improve reliability.

One of such measures may be clarification of the calculated dependences for the estimation of the abrasive wear rate as the factor, which is in the most-degree responsible for reducing the reliability and productivity of excavators.

On the basis of the collected and generalized by the authors of experimental data [13-16, etc.] it is necessary to achieve the possibility of using the Reish formula [6] in the practice of assessing the durability of equipment for open mining.

After achieving this goal, the formula for assessing the wear rate, refined in this study, sharpened up for the elements of the working tools of excavators, can be used in planning measures to increase the reliability and the productivity of the equipment.

Theory

The wear rate γ in [6] was supposed to estimate by the empirical formula:

$$\gamma = (A \cdot P \cdot K_{p0} \cdot K_{vp0} \cdot f \cdot s \cdot t_P \times \times K_y \cdot K_{abr} \cdot \frac{1}{K_w}) \cdot K_{t20}, \quad (1),$$

where A – is the proportionality coefficient; P – is the pressure on the tooth working surface; K_{p0} – the coefficient taking into account the influence of pressure variation; K_{vp0} – the coefficient taking into account the influence of frequency of pressure variation; f – friction coefficient; s – teeth friction path; t_P – digging longevity; K_y – the coefficient taking into account the teeth blunting; K_{abr} – the coefficient of abrasiveness of soil; K_w – wear resistance coefficient; K_{t20} – the coefficient taking into account the temperature.

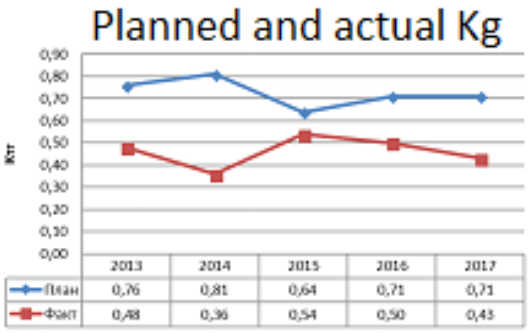


Fig. 2. **Planned and actual availability factor of excavator SRs(k)-4000**

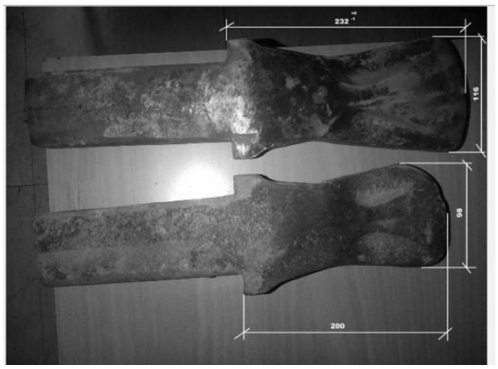


Fig. 3. **Rotor excavator tooth before installation on the bucket and after exploitation**

While looking at formula (1), it is clear that a very large number of experimental data are needed for its successful application. Some of these data are known with sufficient accuracy for engineering calculations (P, f, s, t_P, K_y, K_{abr}, K_w, K_{t20}). For some values (K_{p0}, K_{vp0}), only to the possible ranges are known. For the parameter *A* there is no any data (about that fact the author [6] has honestly written).

Thus, it is clear, that the usual engineer cannot use the formula (1). There is a need to perform a study aimed at figuring out which values can make *A*.

We convert (1) to a more convenient form with the division of coefficients into dependent and non-dependent on the exploitation modes:

$$\gamma_{i,j} = A \cdot K_1 \cdot K_2 = A \cdot \prod_{j=1}^{m} K_j \cdot \prod_{i=1}^{k} K_i \text{ , (2),}$$

where $K_1 = \prod_{j=1}^{m} K_j$ – is the first generalized wear coefficient non-dependent on operation mode, which is the product of some coefficients; $K_2 = \prod_{i=1}^{k} K_i$ – is the second generalized wear coefficient dependent on operation mode. It is also the product of some other coefficients.

Methods and materials

1) On the rotor of the considered excavator twenty-four buckets equipped with 192 teeth (eight on the bucket) are installed.

Tooth wear is schematically shown in figure 3. It is easy to see that the actual wear of the teeth can often be 35 – 40% of the tooth length (and sometimes more, depending on the repair services, the type of tooth and the type of bucket).

In operation of excavators also takes place tooth blunting, which naturally worsens the operational quality of the machine.

Wear of bucket tooth occurs primarily by two mechanisms: 1) the microcutting due to abrasive effects of soil and 2) the fatigue destruction as a result of cyclic loads under impact-abrasive wear (obviously that there are cases of combination of these mechanisms) [5-10 and many others].

2) To determine the constant *A*, on the one hand, we generalized some data from the known works [12-15, etc.], and on the other hand, we collected and analyzed experimental and operational data during several years of operation of the excavator SRS(k) - 4000.

At the same time, several analyzed parameters required a seasonal division of work, since they are highly dependent on the ambient temperature and humidity.

This indicates that the data collected by us cannot be extended to any working conditions of mining machines – it is advisable to use them only in Siberia. For other mining and technical conditions this work should be continued.

Another limitation of the generality of our specific results is the soil background – the investigated excavator worked in different soil conditions, but of course not in all possible.

Some of the most important data we have obtained are shown in the Table (it is important to emphasize here that the data provided there are not entirely accurate and final - because they are sometimes very different in varied sources).

Table 1. **Operational time distribution by soil type and some characteristics of soil**

Soil type	**Mean part of operation by time p_i**	**Soil specific weight*, t/m^3**	**Friction coefficient, tg(f)**	**Coefficient of abrasiveness of soil, K_{abr}**
Peat	0,15	0.8 … 1.2 (Depends on humidity)		0,7
Loams	0,25	2.04	0,55-0,4	1,54-2,27
Silt	0,1	1.8 … 2.0 (Depends on humidity)		1
Clay	0,15	2.03	0,42-0,25	1.0-1,2
Clay sandstones	0,25	2.4		6,6

The data from the table together with the values of the coefficients that do not depend on the soil according to the data of works [6, 12 - 15, etc.] were used to determine the wear rate in each of the five modes. For each soil according to the formula (2), its own wear rate of γ_i [μm/h] was estimated.

When you create a generalized block loading the varied modes of operation of the excavator (determined by the type of soil to be excavated) were used with the aim of a reasonable assessment of the wear rate during operation.

The value of wear [μm] was determined by the formula:

$$L = \gamma^* \cdot t \text{ ,} \qquad (3),$$

where γ^* – is the mean rate of generalized loading block which takes into account the work at varied modes with their proper proportion; t – operation time.

Limiting tooth wear:

$$L_{LIM} = \gamma \cdot T \text{ ,} \qquad (4),$$

where T – is the time before teeth change, [min].

The average wear rate is obvious equal (assuming uniform motion, which, in our opinion, is quite acceptable for engineering needs):

$$\gamma = \frac{L_\Sigma}{T} = \sum_{i=1}^{k} \gamma_i \cdot p_i \text{ .} \qquad (5).$$

Results and conclusion

By substituting in (4) the coefficients from the Table, the quantities [m] (assigned to the technical conditions) and T [min] (obtained from experience), one remaining unknown quantity A can be obtained, the dimension of which is [MPa].

In terms of further work on this problem, it is planned to test the refined formula, as well as to evaluate the accuracy and confidence intervals for the obtained value A on the basis of numerical modeling, as well as using the theory of fuzzy sets.

Based on the generalization of data known before, and with the involvement of experimental data on wear of SRS(k)-4000 excavator teeth under operating conditions at the Nazarovsky field (Krasnoyarsk region), the empirical formula on the basis of Reish [6] was refined to estimate the wear rate of excavator teeth.

A refined wear rate formula can be used to predict and plan for the reliability of the excavator during development and operation.

[1] Ikramov U. Mechanism and nature of abrasive wear. Tashkent: FAN, 1979. 136 p.
[2] Khrushchev M.M., Babichev M.A. Abrasive wear. M.: Science, 1970. 252 p.
[3] Kragelsky I.V., Friction and wear. M.: Machine Building, 1968. 480 P.
[4] Kogaev V. P., Drozdov Yu. N. The strength and durability of machine parts. M.: Higher school, 1991. 319 p.
[5] Kolokoltsev V. M., Vdovin K. N., Sinitsky E. V., Feoktistov N.. Evaluation of operational stability and simulation technology of manufacturing castings "bucket Tooth excavator" / Kolokoltsev V. M. // Vestnik MGTU im. G. I. Nosova – 2015 - № 4 – P. 61- 64.
[6] Reish A. K. increase of wear resistance of construction and road machines. M.: Machine Building, 1986. 184 p.
[7] M. M. Tenenbaum, Resistance to abrasive wear. M.: Machine Building, 1976. 271 p.
[8] Zimin A. I. increase of durability and prediction of service life of machine parts. Sverdlovsk: Piecesas NTO, 1982. 64 p.
[9] Ikramov U., Makhkamov K. H. calculation and forecasting of abrasive wear. Tashkent: FAN, 1982. 148 p.
[10] Tkachev V. N. The performance of machine parts in the conditions of abrasive wear. M.: Machine Building, 1995. 336 p.
[11] Papich L., Gadolina I., Zainetdinov R. Wear of the teeth of the rotary excavator. In the collection: Proceedings of the 8th DQM International Conference Life cycle engineering and management ICDQM-2017. p. 84-89.
[12] R. Zaynetdinov, G. Löffler, I. Plokhikh. Analyse und Vergleich der russischen und der europäischen Bewertungsmethode zur Verfügbarkeit von Eisenbahnfahrzeugen// ZEVrail, 2011.
[13] Bogolyubov B. N. Durability of earthmoving and road machines. M.: Machine Building, 1964. 224 p.
[14] Balovnev V. I., Zelenin, A. N., Kerov, I. P. earth-moving Machine. M.: Machine Building, 1975. 424 p.
[15] Handbook of open pit mining mechanics. Excavating and transport machines of continuous action. Under the editorship of M.I. Shchadov, V. M. Vladimirov – M.: Nedra, 1989, 237 p.
[16] Vladimir Rashevsky, the Quality of coal of OJSC SUEK V. V. Rashevsky, V. B. Artemyev, S. A. seljutin. - Moscow: Kuchkovo field, 2010. 464 p.

INVESTIGATION OF INFLUENCE OF THE REGIMES OF COMPONENT ACTIVATION ON THE PROPERTIES OF COMPOSITES BASED ON PTFE AND UVIS-AK-P CARBON FIBERS

Markova M.A., Petrova P.N.

E-mail: markovamusya@mail.ru

Institute of Oil and Gas Problems of the Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences, Yakutsk, Russia.

The present paper considers the influence of joint mechanochemical processing of the composite components on the change in operational properties of composites based on PTFE and discrete carbon fibers of the UVIS-AK-P brand. It is established that the use of the method of energy impact on the composite components for complex improvement of physical-mechanical and tribological properties depends on the concentration of hydrocarbons in the polymer matrix. During the joint mechanoactivation treatment of the components in a planetary mill for 2 min at a rotation speed of 400 rpm a positive effect of improving the physical-mechanical and tribotechnical properties of PTFE was achievedwith CF concentration of 5 wt%.

Keywords: polytetrafluoroethylene, carbon fiber, stress-strain properties, wear resistance, modulus of elasticity, compression, friction surface.

Composites based on polytetrafluoroethylene (PTFE) possess the most preferred complex of tribotechnical and physical-mechanical properties among polymeric materials used for manufacturing details of friction units.Thus, they are widely used in machines and technological equipment of petrochemical, oil refining and mining industries [1, 2]. The use of carbon filler-modifiers of various dispersion ability and particle shapes is a promising approach to elimination of the main disadvantages of PTFE such as high coefficient of linear thermal expansion, low wear resistance and the ability to deform under normal conditions even under small loads [3,4]. Carbon fibrous active material of UVIS-AK-P brand based on hydrated cellulose carbon fiber produced by UVICOMCoLtd. (Russia) is used as the carbon filler of PTFE.

The present paper is aimed to investigate the dependence of physical-mechanical and tribological properties of polymer composite materials (PCM) based on PTFE and UVIS-AK-P carbon fibers on the activation regimes of composite components.

The amount of carbon fiber introduced into PTFE corresponds to 1, 3 and 5 wt% at this stage of investigation. It is known that concentration of any fillers (especially fibrous ones) of above 5 wt% in PTFEleads to a deterioration of stress-strain properties of polymeric materials [5] due to the formation of a loose and porous structure of the composite.The

maximum concentration of CF corresponding to 5wt% in polymer is calculated from the maximum fill volume of the filler or the critically possible filler content in PCM (γ_{max}). It has been established that γ_{max} for UVIS-AK-P carbon fibers is 0.09vol%, which corresponds to 7 wt% when they are introduced into PTFE. It is known that the so-called "reversibility" of the reinforcing action of fillers is observed when the filler concentration approaches the maximum critical volume content of φ_m in the composite [6].

It is common knowledge [7,8] that there are two main problems in development of any polymer composites especially on the basis of PTFE, which is characterized by inertness and high melt viscosity. The first problem is ensuring the uniformity of the filler distribution throughout the matrix volume. The second one lies in ensuring a high adhesion of fillers with a polymer matrix. The final properties of the materials being created depend on the solution of these problems.

In this connection, the technology of mixing polymer with filler in 2 steps was used in this work in order to increase the mixing quality and to enhance the adhesion of PCM components: 1) introducing the filler into a part of the polymer with subsequent mixing the obtained powder composition with the rest of the polymer mass (Fig. 1, a); 2) mixing part of the polymer with the filler in a planetary mill at a drum rotation speed of 200-400 rpm, then mixing the resulting powder composition with the rest of the polymer mass (Fig. 1, b).

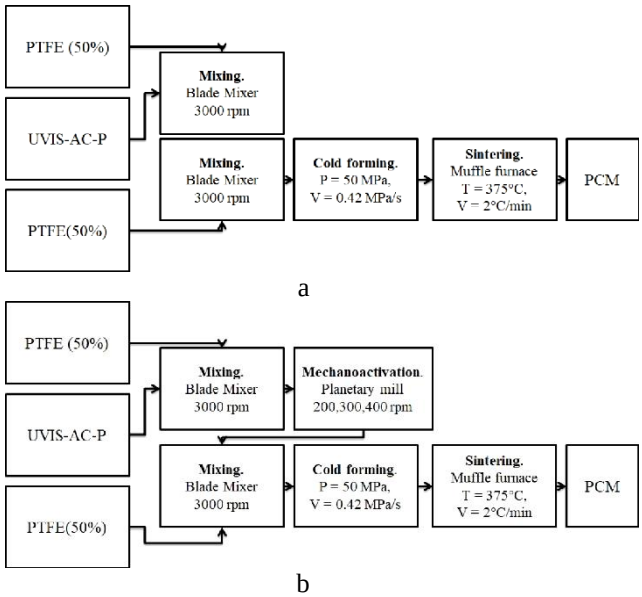


Figure 1. **Technology for manufacturing PCM samples: a) phased mixing of the filler with the polymer in a paddle mixer; b) phased mixing of the filler with the polymer using a planetary mill at different rotational speeds of the drums**

Joint activation of components in a planetary mill should ultimately lead to an improvement of conditions for physical-chemical interaction between powder components since the surface of the filler and polymer matrix is activated, the specific surface of the particles is increased, the surface energy rises, and a high degree of homogenization of the powder compositions is achieved as a result of this treatment [9].

The tensile strength σ_t and compressive strength σ_{com}, as well as the breaking extension ε_b, were determined on a UTS-2 test machine (Germany) in accordance with GOST 11262-80. Tribotechnical properties such as the rate of mass wear and friction coefficient were investigated according to the standard method (GOST 11629-75) on the universal friction machine CETRUMT-3. The friction scheme is “finger – disk”, the sample is a cylinder with a radius of 5 mm, the counterbody is made of 45# steel with a hardness of 45-50 HRS and a roughness of R = 0.06-0.08 μm at a specific pressure of 160 N and a sliding speed of 96 rpm. The test time was 3 hours. Structural studies were performed onJSM-6480LV JEOL scanning electron microscope.

Research results and discussion. The results of the investigation of stress-strain properties at break and compression of composites at different strain values of PCM depending on the production technology are demonstrated in Table 1.

It has been found that the introduction of CF into PTFE in an amount of 1-3 wt% leads to some improvement in stress-strain properties when mixing the components in a blade mixer. An increase in CF concentration to 5 wt% leads to a decrease in these characteristics, which is associated with a decrease in density of these composites, and, accordingly, with the formation of a loose and porous structure. Decrease in the values of stress-strain properties of PCM begins with introduction of 3 wt% CF when using the technology of joint activation of components in a planetary mill at a drum rotation speed of 200 rpm. This may be explained by the mobility restriction of polymer macromolecules adsorbed on the surface of CF particles due to their adhesive interaction [10].

In this case, a composite with 5 wt% content of CF shows increased wear resistance and compressive strength in comparison with other composites. Herewith, the dependences of the physical-mechanical properties of PCMonthe rotation speed of the planetary mill drums increased to 300-400 rpm at joint processing of components were investigated. It is shown thatstress-strain propertiesare improved with an increase in rotation speed of the planetary mill drums to 300-400 rpm at joint processing of PTFE and 5 wt% CF.Probably, this can be explained by destruction of macromolecules at such processing rates with a decrease in molecular mass of polymer macromolecules [11], which leads to a change in the elasticity and plasticity of PCM.

Table 2 demonstrates that the modification of PTFE with carbon fiber powders leads to an increase in wear resistance by 54-2024 times. In this case, there is an ambiguous change in mass wear rates of PCM depending on the concentration of UVIS-AK-P and the production technology.

Table 1. **Dependence of physical-mechanical properties on concentration of UVIS-AK-P and technologies for obtaining PC**

Composition	Techno-logy of produ-cing PCM	σp, MPa	εp, %	E, MPa	Compressive strength at deformation, MPa(%)		
					5	10	25
PTFE	-	20	304	469	10	14	23
PTFE+1 pts.wt.% UVIS-AC-P	1	22	336	539	14	18	29
PTFE+3 pts.wt.% UVIS-AC-P	1	20	314	568	14	18	31
PTFE+5 pts.wt.% UVIS-AC-P	1	17	304	601	15	19	31
PTFE+1 pts.wt.% UVIS-AC-P, 200 rpm	2	20	323	657	14	18	29
PTFE+3 pts.wt.% UVIS-AC-P, 200 rpm	2	20	220	495	15	19	31
PTFE+5 pts.wt.% UVIS-AC-P, 200 rpm	2	19	168	489	16	20	33
PTFE+5 pts.wt.% UVIS-AC-P, 300 rpm	2	20	283	562	15	20	33
PTFE+5 pts.wt.% UVIS-AC-P, 400 rpm	2	20	364	602	15	20	33

Note: σ_t is tensile strength, ε_b is breaking extension; E is modulus of elasticity at rupture, $\sigma_{com}$is compressive strength.

Table 2**. Dependence of tribotechnical characteristics on the concentration of UVIS-AK-P and the technology for obtaining PCM**

Composition	Technology of producing PCM	Mass wear rate, mg/h	Coefficient of friction
PTFE	-	161,9	0,22
PTFE+1 pts.wt.% UVIS-AC-P	1	1,09	0,21
PTFE+3 pts.wt.% UVIS-AC-P	1	0,33	0,25
PTFE+5 pts.wt.% UVIS-AC-P	1	0,43	0,21
PTFE+1 pts.wt.% UVIS-AC-P, 200 rpm	2	3,00	0,21
PTFE+3 pts.wt.% UVIS-AC-P, 200 rpm	2	0,46	0,22
PTFE+5 pts.wt.% UVIS-AC-P, 200 rpm	2	0,13	0,19
PTFE+5 pts.wt.% UVIS-AC-P, 300 rpm	2	0,52	0,22
PTFE+5 pts.wt.% UVIS-AC-P, 400 rpm	2	0,08	0,25

Note: The tests were performed on a UMT-2 friction machine with a load of 160N and a sliding speed of 0.2 m/sec.

Composite with 3wt% CF occurs to be the most durable when we apply the method of simple mixing with production of concentrates followed by increase in polymer mass to the required filler concentration in polymer. The wear resistance of the PCM decreases when CF concentration is increased to 5 wt%. This is due to the formation of a loose structure, which leads to an increase in the structural inhomogeneity of the composite.

Wear resistance of PCM with 1-3 wt% UVIS-AK-P reduces when we apply the method of joint mechanoactivation of a polymer with carbon fiber at 200 rpm rotation speed of the drum compared to composites obtained by simple mixing in a blade mixer. The highest wear resistance is possessed by composites with5 wt% carbon fiber obtained using the technology of combined mechanoactivation of the polymer with carbon fiber at a rotation speed of 400 rpm. Wear resistance of this composite is increased by 2024 times in comparison with the initial polymer. The maximal improvement of physical-mechanical characteristics (strength, tensile strain and modulus of elasticity) was recorded in these composites as well in comparison with the initial polymer. Based on this, it can be assumed that when a carbon fiber is introduced in an amount of 5wt%, mechanically activated PTFE generates a more ordered structure that provides high friction resistance.

Studies of PCM surfaces before and after friction were accomplishedwith the help of scanning electron microscopy to determine the reasons for the change in properties of composites depending on the technology of introducing UVIS-AK-P powder particles into PTFE.

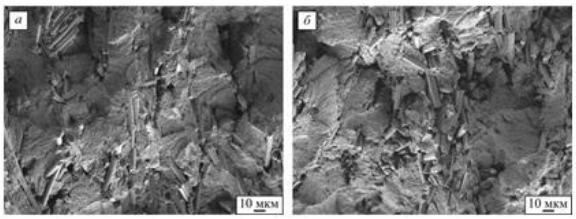


Figure 2**. Supramolecular structure of PTFE composites + 5wt% UVIS-AK-P:a. simple step-by-step mixing, b. joint mechanoactivation**

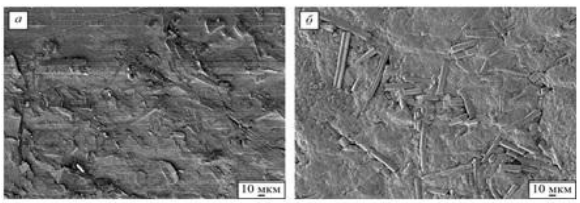


Figure 3. **Supramolecular structure of composites after friction: a. simple step-by-step mixing; b. joint mechanoactivation**

Fig. 2 illustrates that UVIS particles serve as centers of crystallization, from which the spherulite formations grow. The formation of spherulites is preferable from the kinetic point of view since this process requires a minimal adjustment of the inactive structure of the crystalline polymer. The mechanism of action is as follows: ordered regions of polymer serving as crystallization centers appear on the surface of solid particles as a result of adsorption and physical-chemical interaction with segments of macromolecules [5].

Analysis of the structure of PCM friction surfaces (Fig. 3), obtained using the technology of joint mechanoactivation of the polymer with UVIS-AK-P, shows that the UVIS-AK-P particles are more strongly bound to the polymer and frictions are practically not registered on the friction surfaces. Whereas PCM obtained by simple mixing have traces of friction on the friction surface and it can be seen that the filler particles are worn out.

Conclusion

The research results prove the efficiency of using UVIS-AK-P carbon-fiber activated material on the basis of hydrate-cellulose carbon fiber produced by UVICOM Co Ltd. (Russia) as a PTFE filler for manufacturing wear-resistant composites.

The positive effect of improving the physical-mechanical and tribotechnical properties of PTFE with hydrocarbons was revealed as a result of the joint mechanoactivation treatment of components in a planetary mill at a drum rotation speed of 400 rpm for 2 minutes, while the wear resistance of PCM was increased by 2050 times with improved strain-strength characteristics and compressive strength by 40-50% compared to the starting polymer.

The work was accomplished within the state assignment of the Federal Agency for Scientific Organizations of the Russian Federation 0377-2016-0004.

[1] Boldyrev V.V., Avvakumov E.G., Boldyreva E.V., Buyanov R.A., Volkov V.V., Gerasimov K.B., GU - SEV, A.A., E.T. Devyatkina, A.M. Zhizhaev, Ilincic E.A., Itin V.I., Isupova L.A., Karakchiev L.G., Kirillova E.A., Konstanchuk I.G., Kosova N.V., Kuznetsov P.N., Kuznetsova L.I., Lapshin O.V., Maksimov Yu.M., Magaeva A.A., Medvedev A.S., Molchanov V.V., Mysi S.A., Myakishev K.G., Found, E.P., Nikitina A.I., Okhlopkova A.A., Pankrushina N.A., Petrova P.N., Popov S.H. Sleptso-VA S.A., Smolyakov V.K., Terekhova O.G., Shakhtshneider T.P., Shumskaya L.G., Chaikina M.V., Chernyak E.I., Tsibulya S.V., Yusupov T.S. Fundamental bases of mechanical activation, mechanochemical mechanosynthesis and technology - Novosibirsk: publishing House of SB RAS, 2009, 343 p.

[2] Mashkov Yu.K., Ovchar Z.N., Baibaratskaya M.Yu., Mamaev O.A. Polymer composites in tribology – M.: OOO "Nedra-Biznestsentr", 2004. – 262 p.

[3] Mashkov Yu.K. Tribophysics and properties of filled fluoropolymer. - Omsk: publishing house of Omgtu, 1997. – 192 p.

[4] Jae Woo Kim, Yukyung Jung, Geoffrey W. Coates and Meredith N. Silberstein. Mechanoactivation of Spiropyran Covalently Linked PMMA: Effect of Temperature, Strain Rate, and Deformation Mode // MACROMOLECULES, – 2015(48), vol. 5, Pp. 1335-1342.

[5] Kerber M.L., Vinogradov V.M., Golovkin G.S., Gorbatkina J.A., Kryzhanovsky V.K., Kuperman A.M., Simonov-Emelianov I.D., Hasnulin V.V., Bunakov V.A.; edited by A.A. Berlin. Polymer composite materials: structure, properties, technology: study. the allowance – SPb.: Profession, – 2008. 560 p.

[6] Branrup J., Immergun E.H., Gruike E.A. Polymer Handbook. 4th ed. // J. Wiley and Sons (New York), New York, 1999. V. 31.

[7] Davydova M.L., Sokolova M.D. Efficiency of joint mechanoactivation of polymer composition components for obtaining elastomeric material // Actual problems of science and education: past, present, future: sat. Tr. International. correspondence. science.-prakt. Conf. Tambov: publishing house of the TRIO "Business Science Society", – 2012. C. 26-28.

[8] Sun, Zhiwei; Duan, Xinhui; Srinivasakannan, C. Preparation, Optimization and Characterization of Carbon Fibers Adsorbent from Cotton by Microwave Induced ZnCl2 Activation; et al. / SCIENCE of ADVANCED MATERIALS. – 2018 (10), vol.5, Pp. 724-733.

[9] Dorogin P.V., Galiullina R.Kh., Galimova E.M., Kochnev A.M. The influence of mechanic - Tivoli polyethylene on its granulometric composition // Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta. – 2012. – № 2, Vol. 15. – P. 45-46.

[10] Rambidi N.G., Berezkin A.V. Physical and chemical bases of nanotechnology – M.: FIZMATLIT, for 2009. 456 p.

[11] Boldyrev V.V. Mechanochemistry and mechanical activation of solids // Uspekhikhimii. – 2006. – Vol. 75, № 3. – P. 203-216.

LASER SURFACE TEXTURING TO IMPROVE TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF DIAMOND-LIKE NANOCOMPOSITE FILMS

[1]Pimenov S.M., [1]Zavedeev E.V., [2]Zilova O.S., [2]Barinov A.D., [2]Shupegin M.L., [3]Jaeggi B., [3]Neuenschwander B.

E-mail: pimenov@nsc.gpi.ru

[1]Prokhorov General Physics Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia;
[2]National Research University “Moscow Power Engineering Institute”, Moscow, Russia;
[3]Bern University of Applied Sciences, Burgdorf, Switzerland.

Direct femtosecond laser (λ=515 nm, τ=320 fs) processing is applied to fabricate surface micropatterns (microgroove/microcrater arrays) on diamond-like nanocomposite (DLN) a-C:H,Si:O films of different thickness and composition, aimed at improvement of microscopic and macroscopic friction properties of the films. Using lateral force microscopy (LFM), it is found that friction forces are significantly lower inside the laser-patterned areas (inside and around laser-ablated microgrooves/craters) than on the original surface during LFM imaging with micro-sized Si tips. The macroscopic ball-on-disk investigations have demonstrated the improved friction and wear performance of laser-textured DLN films during steel ball sliding under oil lubrication, depending on geometric parameters of the produced micropatterns.

Keywords: diamond-like nanocomposite (DLN) films, femtosecond laser, surface texturing, friction force microscopy, lubricated sliding.

Introduction

The use of laser surface micropatterning/texturing to improve tribological properties under liquid lubrication had been demonstrated for various hard materials and coatings [1,2]. For hard diamond-like carbon (DLC) films, the laser surface texturing was complicated by small thickness (~1 μm) of the coatings, and direct laser processing of DLC films proved very problematic with laser beams of 30-40 μm diameter [3]. Instead, an indirect processing technique, consisting of

DLC film deposition onto steel or silicon substrates pre-patterned by laser ablation or by lithography and anisotropic etching of Si wafers, was proposed [3-5]. It is evident that realization of direct laser processing of DLC films (aimed at producing micro-reservoirs for lubricants or micro-dimples for wear debris trapping) requires (i) to increase the film thickness and (ii) to reduce the laser spot size, with other laser ablation parameters being optimized. Diamond-like nanocomposite (DLN) a-C:H,Si:O films can be grown to relatively large thickness (from 2 to ~ 10 μm) with keeping of hardness and elastic modulus of the films [6,7] that makes them very attractive for laser patterning applications. In addition, a laser spot size of as low as 10 μm was realizable during processing of DLN films with IR and visible femtosecond (fs) lasers to produce surface micropatterns under graphitization and ablation regimes [7,8]. Femtosecond lasers have advantages in microprocessing of thin DLC films due to reduced thermal effects [9,10], however works reporting beneficial effects of fs-laser surface patterning on tribological properties of DLC coatings are still very limited. The effects of fs-laser surface graphitization and nanostructuring on the frictional properties of DLC films were mostly investigated [11-13], and their role in the modified friction performance was reported to depend on many parameters, including laser irradiation conditions, use of solid lubricants (MoS_2), friction pair, and tribotest conditions. A marked improvement in the friction behavior was observed only for MoS_2 layer coating on the nanostructured DLC film surface [11], and for a friction pair of nanostructured ta-C film vs ta-C coated steel ball [13]. In addition, for DLN films it was found that the laser-graphitized nanostructured surface was characterized by improved microfriction behavior in the course of lateral (friction) force imaging with micrometer-sized Si tips [7,8].

In this paper we present the results of direct fs-laser processing of DLN films (laser wavelength λ=515 nm, pulse duration τ=320 fs) under ablation conditions and demonstrate various surface micropatterns fabricated on the DLN films (of different thickness and composition) for subsequent friction studies. The laser-patterned films were found to exhibit reduced friction in both microscopic and macroscopic measurements. Using friction force microscopy, interesting data were obtained of the influence of the ablated material (redeposited around the micropatterns) on the low friction behavior during imaging with micro-sized Si tips. Macroscopic tribological tests under oil lubrication demonstrated the improved friction and wear properties of the laser-textured DLN films.

Materials and methods

DLN films were grown on Si and steel substrates using a plasma-assisted chemical vapor deposition from a polyphenylmethyl siloxane vapor [14,15]; the deposition conditions were described elsewhere [6,7]. During deposition, the metal (Ti) was introduced into the film by magnetron sputtering of a Ti target [15]. We call Ti-doped DLN films as Ti-DLN. The thickness of undoped DLN films grown on Si substrate was about 3 μm and of Ti-DLN film (on steel substrate) was 5.5 μm. The film composition was determined by energy-dispersive X-ray spectroscopy (EDS) analysis: [C]=73.6 at.%, [O]=14 at.% and [Si]=12.4 at.% for the DLN film, and [C]=61.9 at.%, [O]=12.8 at.%, [Si]=18.5 at.% and [Ti]=6.8 at.% for the Ti-DLN film. The content of hydrogen in the DLN films was in the range of 0.1-0.4 of the atomic concentration of carbon, with the typical composition being around $(CH_{0.15})_{0.7}(SiO_{0.4})_{0.3}$ [14,16]. The hardness (H_{IT}) and Young's modulus (E_{IT}) of the films were determined by nanoindentation using a nanoindenter NHT2-TTX (CSM Instruments SA), and their values amounted to (i) H_{IT}=24 GPa and E_{IT}=133 GPa for the DLN film, and (ii) H_{IT}=16.2 GPa and E_{IT}=120 GPa for the Ti-DLN film.

Laser surface micropatterning of the DLN samples was carried out using a SATSUMA HP2 femtosecond laser system [17,18] generating pulses of τ=320 fs duration at the wavelength λ=515 nm. The average power (P) was varied from 10 to 400 mW at the pulse repetition rate f=101 kHz, corresponding to the range of pulse energy (ε) from 0.1 to 4 μJ. The radius of a focused laser beam was 7.1 μm. A high precision galvanometer scanner intelli$SCAN_{se}$ from Scanlab was used to control the scanning beam velocities (V_s) from 10 m/s down to 0.02 m/s. In the multipulse regime, micropatterns of different configurations (microgroove/microcrater arrays) were produced over the surface areas of 6 mm x 10 mm. The laser-micropatterned DLN films were examined using laser scanning microscopy (LSM), optical microscopy, and white-light interferometry (WLI) techniques.

The surface relief and friction properties of laser-patterned DLN films on the nano and microscale were studied with an atomic force microscope (AFM) of the NTEGRA Spectra system (NT-MDT) using a lateral force mode (LFM). AFM Si probes with the spring constant of 1-1.5 N/m and tip radius of R_{tip}~0.5-1 μm were used. The LFM measurements were carried out in ambient air at relative humidity RH=30-60% and room temperature T=25°C.

Tribological tests of the as-grown and laser-textured DLN films were performed using a ball-on-flat tribometer TRB-S-CE-0000 (CSM Instruments SA) under linear reciprocating sliding against 100Cr6 steel balls of 6-mm diameter in the presence of oil lubrication. The test conditions were as follows: (i) the stroke length 4 mm, (ii) the normal load 0.5 N, (iii) the sliding speed from 0.01 to 5 cm/s, (iv) the number of cycles from 10 to $4x10^4$. The friction measurements were carried out in air at RH=40-50% and room temperature T=25°C. In the lubricated sliding tests, a commercially available engine oil (Castrol EDGE 5W-30) with kinematic viscosity 66 mm^2/s (at 40^oC) was used. The patterned DLN and Ti-DLN samples were completely covered by the lubricant and kept for 24 h, then the samples were centrifuged at 3000 rpm for 2 min to obtain a uniform lubricant film on the surface. In some tests, a drop of oil (~0.1 ml) was added to the sample surface before the measurements.

Results and discussion

Figures 1 and 2 illustrate two different patterns – microgroove and microcrater arrays – fabricated on the DLN and Ti-DLN samples by the fs-laser ablation. In fig.1, optical and LSM images of a regular microgroove pattern produced on the Ti-DLN sample at P=50 mW and scanning speed V_s=0.02 m/s are shown, which is characterized by the groove width w=10 μm, depth d=4.1 μm and period Λ=20 μm. Slight optical contrast between the original surface and regions around the microgrooves (fig.1(a)) is due to presence of a thin layer (~100 nm thick) of ablated/redeposited material which strongly affects the microfriction behaviour during LFM imaging (to be shown below in fig. 3). Also the LSM image in fig.1(b) evidences highly precise and reproducible patterning of microgrooves in Ti-DLN films by fs-laser ablation. For the Ti-DLN film of 5.5 μm thickness, two line-like structures of different depth d=1.8 μm (Ti-DLN str.1) and d=4.1 μm (Ti-DLN str.2) have been produced to check an influence of the groove depth on the lubricated friction behavior.

A regular microcrater pattern in fig. 2 is characterized by the crater diameter 10 μm and depth 2.2 μm, and period 20 μm. LSM and AFM studies confirm highly precise patterning of microcrater arrays in thin DLN coatings. Hereinafter we demonstrate the effect of fs-laser surface texturing on microscopic and macroscopic friction properties by the example of microgroove patterns on the Ti-DLN film.

The influence of fs-laser ablation induced surface modifications on microfriction behavior of DLN films is studied using lateral force microscopy. The LFM technique allows the surface relief and lateral force images to be measured simultaneously during tip scanning [19], and for relatively large scanning regions (up to 160 x 160 μm^2) it enables to determine friction forces in laser-patterned and original surface areas of the DLN films [6-8]. The most interesting friction behavior is found for LFM examination of fs-laser-graphitized films with micron-sized Si tips, when strong influence of capillary forces on friction forces was observed at very low normal loads (<100 nN) during tip scanning [7,8].

The effect of fs-laser ablation patterning on microfriction is presented in fig. 3 for the microgroove pattern on the Ti-DLN film (Ti-DLN str.1). One can see a significant friction contrast between the original and laser-patterned regions. The lower friction is observed in the ablated grooves, between the grooves and in a wide region to the left of the first groove, while the groove edges exhibit higher friction due to large swelling heights of 150-200 nm and rough surface. The lower friction forces in the laser-patterned region are accompanied with much lower pull-off forces than on the original film, as confirmed by the force-distance curves measurements. The pull-off forces decrease from ~480 nN on the original surface to 10-20 nN in the patterned area, coinciding with the friction force changes. In humid atmosphere, the dominant component of the pull-off force is the capillary force caused by the

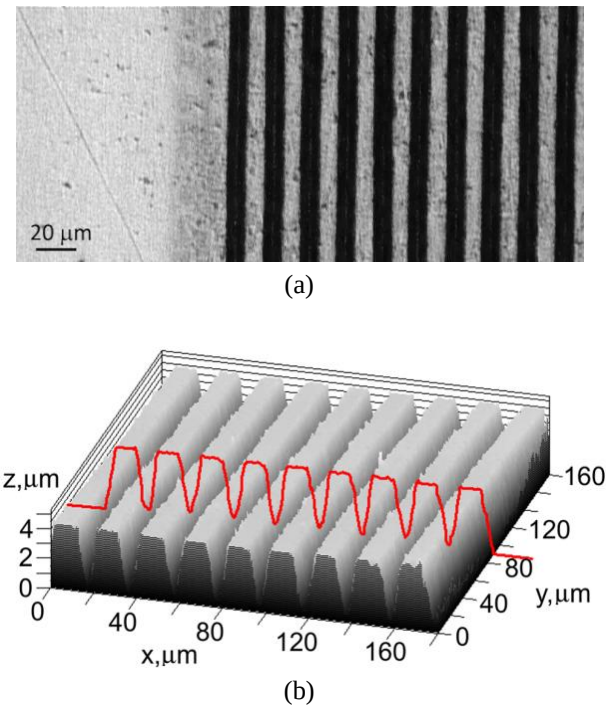


Figure 1. **Optical microscopy (a) and LSM (b) images of a regular microgroove pattern on the Ti-DLN sample: groove width 10 μm, depth 4.1 μm, and period 20 μm (Ti-DLN str.2).**

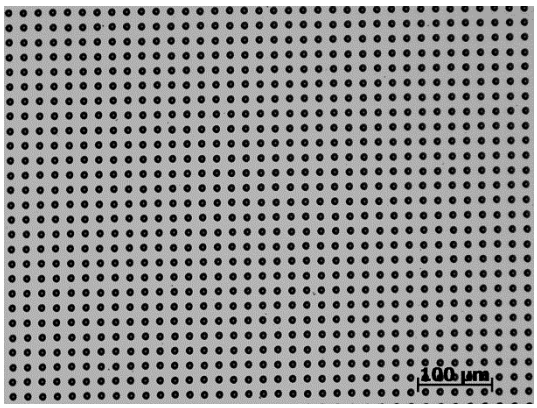


Figure 2. **Optical image of a microcrater array on the DLN film (crater diameter 10 μm, depth 2.2 μm, and period 20 μm).**

Laplace pressure in a water meniscus formed between the tip and the film surface [20,21]. At the very light loads on the tips (~100 nN) during LFM measurements, the real loads on micro-sized Si tips become much larger on the original film than on fs-laser-modified surface due to the action of the capillary force. So the observed microfriction contrast is caused mainly by the large difference between the real tip loads on the DLN surface regions with different properties (structure, roughness, wettability [22,23]) modified during fs-laser micropatterning.

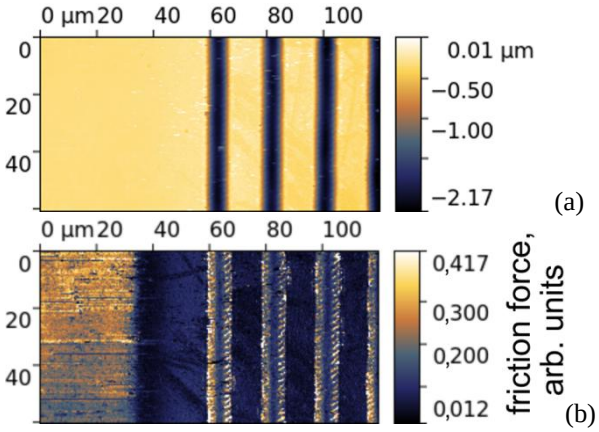


Figure 3. **Surface relief (a) and friction force (b) images near the edge of the microgroove pattern on Ti-DLN film (Ti-DLN str.1, *w*=10 μm, *d*=1.8 μm, *Λ*=20 μm), load on Si tip ~120 nN, RH=43%**

The effect of laser surface texturing on macroscopic friction properties was investigated during ball-on-disk tests under oil lubrication. The lubricated sliding performance of the microgroove patterns is shown in fig. 4 in comparison with the original Ti-DLN film during reciprocating sliding against 100Cr6 steel balls for $4x10^4$ cycles (320 m sliding distance) at speed 5 cm/s and load 0.5 N. In these tests, the direction of ball sliding was perpendicular to the microgrooves. The COF plots of the original film and both patterns are the averaged data of two successive friction tests for each region (in the 2nd tests, a drop of oil was added to the sample surface before measurements). It is seen in fig. 4 that the microgroove patterns are characterized by lower COF values during lubricated sliding compared to the original Ti-DLN film, with the lowest COF achieved for the deeper pattern (Ti-DLN str2).

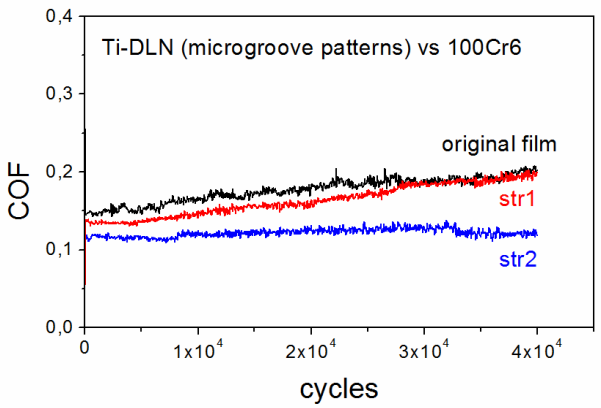


Figure 4. **Lubricated friction performance of the Ti-DLN film and microgroove patterns of different depth, 1.8 μm (str1) and 4.1 μm (str2), sliding against a steel ball (load 0.5 N, sliding speed 5 cm/s).**

The laser patterning leads to reduced wear rates compared to the original film. The surface profiles of the wear tracks formed on the original Ti-DLN film and microgroove patterns of different depth (after $4x10^4$ cycles of sliding under ample lubrication) are plotted in fig. 5, which indicates the lowest wear rates for the deeper structure 2. The difference between lubricated friction characteristics of similar microgroove patterns fabricated by fs-laser ablation on the Ti-DLN sample and DLN sample [8] is probably caused by noticeable changes in the hardness and wear resistance of DLN coatings as a result of metal doping, which influence the ball-film contact conditions during sliding.

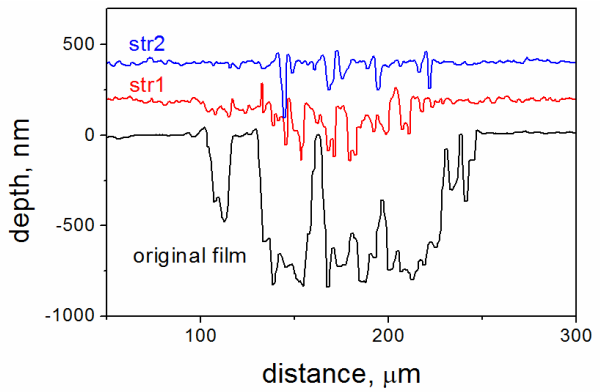


Figure 5. **WLI surface profiles of the wear tracks formed on the Ti-DLN film and microgroove patterns of different depth, 1.8 μm (str1) and 4.1 μm (str2) (corresponding to the COF data in fig.4). The 'str1' and 'str2' profiles are shifted up for clarity**

Conclusions

Direct laser processing of diamond-like nanocomposite films of different thickness and composition is realized using a visible femtosecond-laser (λ=515 nm, τ=320 fs) under ablation conditions. Surface micropatterns of various geometric configurations (microgroove/microcrater arrays) have been fabricated on undoped and Ti-doped DLN films, aimed at improvements of microscopic and macroscopic friction properties of the films. The findings of the improved microfriction behavior during LFM imaging with micro-sized Si tips are based on the fact that ablated and redeposited material changes the DLN surface properties inside and around the produced micropatterns, which strongly influence the adhesive interaction between the AFM tip and film surface. Macroscopic ball-on-disk tests have demonstrated the improved friction performance of the fs-laser-patterned DLN films during steel ball sliding under oil lubrication, depending on the depth (aspect ratio) of the produced micropatterns. The obtained results evidence that direct fs-laser processing of DLN films is a promising technique for surface engineering of the tribological coatings.

Acknowledgments

This work was supported by the Russian Science Foundation (project No. 15-12-00039).

[1] Etsion I. State of the art in laser surface texturing // J. Tribol.: Trans. ASME – 2005 (127), 248–253.
[2] Gachot C., Rosenkranz A., Hsu S.M., Costa H.L. A critical assessment of surface texturing for friction and wear improvement // Wear – 2017 (372-373), 21–41.
[3] Dumitru G., Romano V., Weber H.P., Pimenov S., Kononenko T., Hermann J., Bruneau S., Gerbig Y., Shupegin M. Laser treatment of tribological DLC films // Diam. Relat. Mater. – 2003 (12), 1034-1040.
[4] Pettersson U., Jacobson S. Friction and wear properties of micro textured DLC coated surfaces in boundary lubricated sliding // Tribol. Lett. – 2004 (17), 553-559.

[5] Ding Q., Wang L., Wang Y., Wang S.C., Hu L., Xue Q. Improved tribological behavior of DLC films under water lubrication by surface texturing // Tribol. Lett. – 2011 (41), 439–449.
[6] Zavedeev E.V., Zilova O.S., Shupegin M.L., Barinov A.D., Arutyunyan N.R., Roch T., Pimenov S.M. Effects of UV laser micropatterning on frictional performance of diamond-like nanocomposite films // Appl. Phys. A – 2016 (122), 961.
[7] Zavedeev E.V., Zilova O.S., Barinov A.D., Shupegin M.L., Arutyunyan N.R., Jaeggi B., Neuenschwander B., Pimenov S.M. Femtosecond laser microstructuring of diamond-like nanocomposite films // Diam. Relat. Mater. – 2017 (74), 45–52.
[8] Pimenov S.M., Zavedeev E.V., Arutyunyan N.R., Zilova O.S., Shupegin M.L., Jaeggi B., Neuenschwander B., Femtosecond laser surface modification and micropatterning of diamond-like nanocomposite films to control friction on the micro and macroscale // J. Appl. Phys. – 2017 (122), 145301.
[9] Dumitru G., Romano V., Weber H.P., Pimenov S., Kononenko T., Sentis M., Hermann J., Bruneau S. Femtosecond laser ablation of diamond-like carbon films // Appl. Surf. Sci. – 2004 (222), 226–233.
[10] Kononenko T.V., Kononenko V.V., Pimenov S.M., Zavedeev E.V., Konov V.I., Romano V., Dumitru G. Effects of pulse duration in laser processing of diamond-like carbon films // Diam. Relat. Mater. – 2005 (14), 1368-1376.
[11] Yasumaru N., Miyazaki K., Kiuchi J. Control of tribological properties of diamond-like carbon films with femtosecond-laser-induced nanostructuring // Appl. Surf. Sci. – 2008 (254), 2364–2368.
[12] Yasumaru N., Miyazaki K., Kiuchi J., Sentoku E. Frictional properties of diamond-like carbon, glassy carbon and nitrides with femtosecond-laser-induced nanostructure // Diam. Relat. Mater. – 2011 (20), 542–545.
[13] Pfeiffer M., Engel A., Gruettner H., Guenther K., Marquardt F., Reisse G., Weissmantel S. Ripple formation in various metals and super-hard tetrahedral amorphous carbon films in consequence of femtosecond laser irradiation // Appl Phys A – 2013 (110), 655–659.
[14] Dorfman V.F. Diamond-like nanocomposites (DLN) // Thin Solid Films – 1992 (212), 267-273.
[15] Shupegin M.L. Deposition of metal-containing nanocomposite films with silicon-carbon matrix // J. Ind. Lab. Mater. Diagn. – 2013 (79), 28-32. (in Russian)
[16] Scharf T.W., Ohlhausen J.A., Tallant D.R., Prasad S.V. Mechanisms of friction in diamondlike nanocomposite coatings // J. Appl. Phys. – 2007 (101), 063521.
[17] Neuenschwander B., Jaeggi B., Schmid M., Hennig G. Surface structuring with ultra-short laser pulses: Basics, limitations and needs for high throughput // Phys. Procedia – 2014 (56), 1047–1058.
[18] Jaeggi B., Neuenschwander B., Remund S., Kramer T. Influence of the pulse duration and the experimental approach onto the specific removal rate for ultra-short pulses // Proc. SPIE – 2017 (10091), 100910J.
[19] Meyer G. and Amer N.M. Simultaneous measurement of lateral and normal forces with an optical-beam-deflection atomic force microscope // Appl. Phys. Lett. – 1990 (57), 2089-2091.
[20] Ando Y. and Ino J. Friction and pull-off forces on submicron-size asperities // Wear – 1998 (216), 115–122.
[21] Stifter T., Marti O., Bhushan B. Theoretical investigation of the distance dependence of capillary and van der Waals forces in scanning force microscopy // Phys. Rev. B – 2000 (62), 13667-13672.
[22] Lee S.C., Tai F.C., Wei C.H. Correlation between sp2/sp3 ratio or hydrogen content and water contact angle in hydrogenated DLC film // Mater. Trans. – 2007 (48), 2534-2538.
[23] Pfleging W., Kohler R., Torge M., Trouillet V., Danneil F., Stüber M., Control of wettability of hydrogenated amorphous carbon thin films by laser-assisted micro- and nanostructuring // Appl. Surf. Sci. – 2011 (257), 7907–7912.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF AN ELASTIC CONTACT BETWEEN A LAYERED CYLINDRICAL HOLLOW ROLLER AND FLAT PLATE

[1]Solanki M., [1]Vakharia D.P.

E-mail: mitulsolanki.75@gmail.com

[1] S.V. National Institute of Technology, Surat, India.

A layered cylindrical hollow roller is suggested for roller type bearings, in which a small hollow cylinder is embedded into another hollow cylinder with the same percentage hollowness. This paper deals with a numerical and experimental investigation of contact analysis between two solid bodies, cylinder and flat plate. In numerical analysis Hertz theory is used for half contact width calculation. While experiments have been performed with the help of "footprint method" for contact analysis between hollow roller and flat plate and between layered cylindrical hollow roller and flat plate. Finally their contact widths values are compared.

Keywords: contact width, layered cylindrical hollow roller, footprint method, Hertz theory.

Introduction

The contact interaction between two elastic solid bodies have been an interesting topic since more than one century. Hertz [1], gave the first mathematical representation of the elastic contact between two glass lenses with minimum deformation. The contact width enlarges with the applied load, and accordingly contact pressure is distributed over a broader area. Solid cylindrical roller bearing are typical mechanical components that find its applications in almost all machines and devices such as conveyor belt rollers, turbine engines, transmissions and gearboxes, wastewater and marine industries. In cylindrical roller bearing, multibody contact exists between rollers and inner/outer races, owing to which contact stresses occurs between them. A major objective has been to reduce the Hertzian contact stresses at the roller-raceway contacting surfaces, because stresses are very high in these areas of the bearing. Roller bearings are generally preferable in applications which require heavy duty load capability, which is not possible with a ball bearing [2]. In cylindrical roller bearing, the main cause

of failure is due to the rolling contact fatigue (RCF) [3]. RCF is manifested as flaking off of metallic substances from the raceways and/or rolling element surfaces. The cracks which are generated below the surfaces propagate towards the surface, eventually producing a fatigue or spall failure [4]. In order to reduce this kind of failure, a hollow roller was suggested in the bearing [5]. Hollow cylindrical roller bearings are advantageous where higher speeds and loads are required in various applications [6-8]. Hollow rollers possess better lubrication, lighter weight and high rotational speeds as compared to solid rollers. Many researchers have found that hollow rollers have longer fatigue life than solid rollers [9, 10].

As discussed above different researchers attempted the numerical and experimental investigation of hollow cylindrical roller bearing. However, there are some problems especially bending fatigue fracture is possible to occur with the hollow rolling element under periodical alternative deformation stage [11]. The inner wall bending stress limits the life of a hollow roller [4].

Therefore, in order to reduce the hollow roller's inner wall bending stress and improve the overall performance, a layered cylindrical hollow roller was introduced by Author's in [12]. The proposed design of the layered cylindrical hollow roller is shown in Fig. 1. The finite element analysis (FEA) results carried out for an elastic contact between a layered cylindrical hollow roller and flat plate suggested that the layered cylindrical hollow roller has better performances than both the solid and hollow roller.

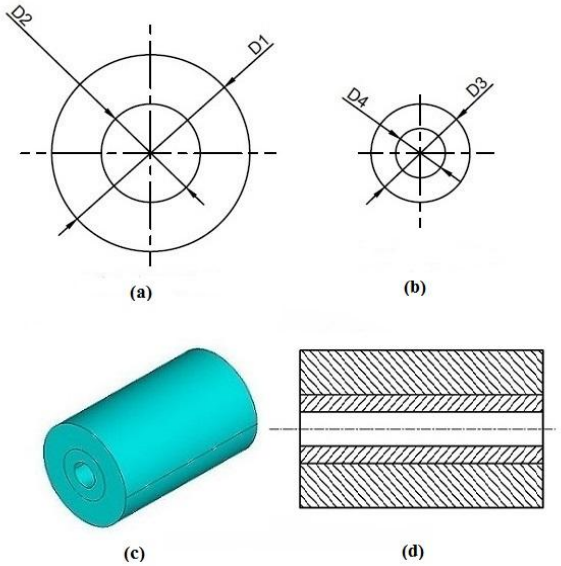


Figure. 1 **(a) Outer hollow cylinder (b) Inner hollow cylinder (c) Layered cylindrical hollow roller (d) Its sectional view**

In case of layered cylindrical hollow roller, no method is available for the calculation of contact width and other important terminologies which are available for solid roller. The contact stresses in layered cylindrical hollow roller cannot calculated by the same method as for the solid roller, because the Hertzian theory is based on several assumption, out of which one is that the two bodies profile are continuous and can be represented with good approximations by a second degree polynomial function. However, it does not consider a situation where two bodies cross section are multiply connected. Therefore, the experimental investigation of a layered cylindrical hollow roller and flat plate was carried out by Author's in [13]. The Hertz equation was extended for calculating half contact width in case of layered cylindrical hollow roller and flat plate contact. However, its contact width comparison with the hollow roller have not been done so far.

Therefore, in the present work, two hollow rollers of 61% hollowness and 37% hollowness were tested with the help of footprint method. The experimental investigation is carried out for the cylinder-on-plate type of configuration. Finally, experimentally evaluated contact width values are compared between hollow rollers and layered cylindrical hollow roller.

Footprint method

Goodelle et al., [14] acquired footprints by using etched film on the plate or bearing surfaces. This method's principle is as: when a bearing ring is immersed in dilute nitric acid solution, a thin film of carbon is formed on bearing surfaces. If a bearing with this ring is loaded, than the film in the contact area sticks firmly on ring surfaces and appears like a footprint. However due to film thickness effect, the measured dimensions on the footprints are always greater than the actual contact area.

Goodelle et al., [14] solved this problem by measuring the film thickness and obtained a set of calibration curves to modify measurement errors. But it might not be appropriate for others to use these calibration curves because of the variations in the environmental conditions and materials.

In this paper the improved footprint method developed by Cheng et al., [15], was used to calculate the contact patch between roller and flat plate. This method's principle is: before starting the test, the plate was immersed in acetone to clean its surface. Then, hot air was used to dry the surface. The plate was then placed in 10% nitric acid solution for not more than 20 seconds. Then, again hot air was used to dry the surface, leaving an etched film on the plate surface. A clean roller was gradually pressed by the applied load through UTM machine as shown in Fig. 2. A rubber eraser with water was taken for cleaning little scratch at the footprint boundaries. Then the plate was dried in hot air. The footprints were measured by a travelling microscope.

Test of solid roller and flat plate

The dimensions and mechanical properties of the solid, roller are listed in Table 1. The flat plate dimension is 200 x 80 x 20 mm^3 and made from hot die steel H11 and has a modulus of elasticity of 2.1 x 10^5 N/mm^2 and Poisson ratio of 0.3 [16]. The solid roller of NU 2206 series standard bearing was tested for validating the method. The experimental analysis is as discussed in [13]. Based on the arrangements as

described above, different loads are applied on solid roller and its contact widths are measured. Fig. 3 shows the footprint obtained from this roller on the flat plate configuration test. Table 2 shows the test results in the form of measured contact width for all these four load.

Table 1. **Dimensions and mechanical properties of solid roller**

Cylindrical roller	Diameter *D* (mm)	Length *l* (mm)	Elastic Modulus *E* (N/mm^2)	Poisson ratio *v*
Solid roller	9	12	2.058 x 10^5	0.3



Figure. 2 **Test set up for solid roller on flat plate test**

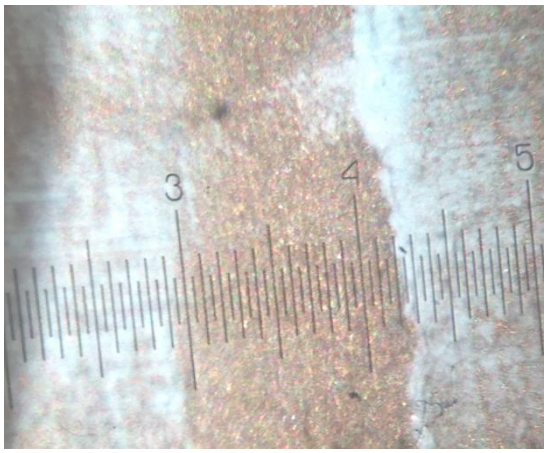


Figure. 3 **Measured contact width**

Theoretical validation

To determine the theoretical half contact width, its experimental values are compared with the solution given by Hertz.

The equation to calculate the half contact width value is:

$$b = \sqrt{\frac{2F}{\pi l} \times \frac{(1-\nu_1^2)/E_1 + (1-\nu_2^2)/E_2}{1/d_1 + 1/d_2}} \qquad (1)$$

Now, considering solid roller as Body I and flat plate as Body II;

F = 2943 N

E_1 = 2.058 x 105 N/mm^2

E_2 = 2.1 x 105 N/mm^2

ν_1, ν_2 = 0.3

d_1 = 9 mm & d_2 = ∞ and

l =12 mm

$$b = \sqrt{\frac{2\times 2943}{\pi \times 12} \times \frac{\frac{(1-0.3^2)}{205800} + \frac{(1-0.3^2)}{210000}}{\frac{1}{9}}}$$

b = 0.111 mm

Now, calculating the percentage deviation of experimental and theoretical value:

$$\frac{0.112 - 0.111}{0.112} = 0.892\%$$

Similarly, percentage deviation is carried out for all contact width values with respect to the applied load and are listed in Table 2.

Table 2. **Contact width comparison between experimental and theoretical value**

Load *F* (N)	Theoretical half contact width *b* (mm)	Experiment half contact width *b* (mm)	% Deviation
2943	0.111	0.112	0.892
4905	0.147	0.15	0.02
5886	0.161	0.165	0.024
6867	0.173	0.178	0.028

It is very clear from Table 2 that the percentage deviation for all cases are less than 1%, which shows good correlation with the numerical solution given by Hertz.

Test of hollow and layered cylindrical hollow roller

There is no established method to calculate the half contact width in case of both hollow and layered cylindrical hollow roller. Here, also the footprint method is used to calculate the half contact width. All tested rollers are shown in Fig. 4. The rollers dimensions and mechanical properties are listed in Table 3. Rest of the experimental setup and procedure is same as discussed in previous sections.

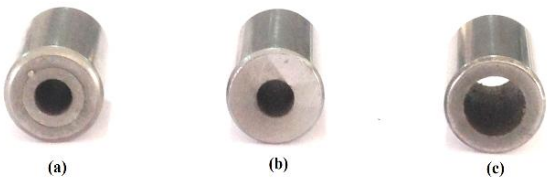


Figure. 4 **(a) Layered cylindrical hollow roller of 61% hollowness (b) hollow roller of 37% hollowness (c) hollow roller of 61% hollowness**

Table 3. **Dimensions and mechanical properties of hollow and layered cylindrical hollow roller**

Hollowness H %	Outer Diameter D_o (mm)	Inner Diameter D_i (mm)	Length l (mm)	Elastic Modulus E(N/mm^2)	Poisson ratio v
Layered cylindrical hollow roller 61%	5.4	3.3	12	2.058 x 10^5	0.3
	9	5.4	12	2.058 x 10^5	0.3
Hollow roller 61%	9	5.4	12	2.058 x 10^5	0.3
Hollow roller 37%	9	3.3	12	2.058 x 10^5	0.3

Results and discussion

Two hollow rollers were taken for the experimentation for comparison of its results with the layered cylindrical hollow roller. Hollow roller of 37% hollowness as shown in Fig. 4 (b) and hollow roller of 61% hollowness as shown in Fig. 4 (c) were manufactured using wire cut EDM process for experimentation. The test set up for hollow roller is shown in Fig. 5.



Figure. 5 **Test set up for hollow roller on flat plate test**

The experimentally evaluated contact width values for 37% hollowness hollow roller are listed in Table 4.

Similarly experimental analysis is carried out for the contact interaction between hollow roller of 61% hollowness and flat plate and its results are listed in Table 5.

Now, this experimental half contact width values of both hollow rollers are compared with the experimental half contact width of layered cylindrical hollow roller of 61% hollowness as carried out in [13].

Table 4. **Contact width values for 37% hollowness hollow roller**

Applied load F (N)	Experimental Contact width ($2b$) mm	Experimental Half contact width (b) mm
1962	0.1	0.05
2943	0.15	0.075
3924	0.2	0.1
4905	0.2125	0.10625
5886	0.225	0.1125
6867	0.2375	0.11875
7848	0.25	0.125
8829	0.2625	0.13125
9810	0.275	0.1375
10791	0.3	0.15
11772	0.325	0.1625
12753	0.3775	0.18875
13734	0.43	0.215
14715	0.4775	0.23875
15696	0.525	0.2625

Table 5. **Contact width values for 61% hollowness hollow roller**

Applied load F (N)	Experimental Contact width ($2b$) mm	Experimental Half contact width (b) mm
1962	0.175	0.0875
2943	0.2	0.1
3924	0.225	0.1125
4905	0.25	0.125
5886	0.275	0.1375
6867	0.325	0.1625
7848	0.375	0.1875
8829	0.45	0.225

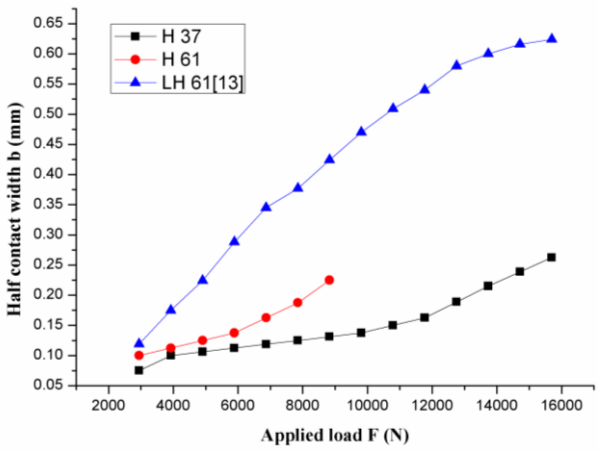


Figure 6. **Comparison of half contact width**

The main reason to take two hollow rollers is to compare the contact width values with the layered cylindrical hollow roller. The 37% hollowness hollow roller is taken because its inner diameter is same as the inner diameter of the layered cylindrical hollow roller as shown in Table 3. The 61% hollowness hollow roller is taken because of its same percentage hollowness as the layered cylindrical hollow roller. So, comparison with two different hollow rollers were carried and its results are shown in Fig. 6.

Conclusion

A novel layered cylindrical hollow roller is suggested here to reduce the contact stresses occur in case of both solid and hollow rollers. The major outcome from the present work are:

1. The footprint method was used in experimental investigation for a cylinder on plate type configuration which gave contact width values much closer to the Hertz analytical solution for solid roller.
2. For the same applied load, the contact width values for the layered cylindrical hollow roller is significantly larger as compared to both hollow rollers as shown in Fig. 6.
3. The larger the contact width values means lower the contact stresses. Therefore, life of the layered cylindrical hollow roller is more as compared to both solid and hollow roller.

[1] K. L. Johnson. One Hundred Years of Hertz Contact. Proc. Instn Mech Engrs, 1982 (196), 363–378.
[2] Palmgren. A., Ball and Roller Bearing Engineering. Philadelphia: SKF Industries Inc. 1959.
[3] Erdemir. A. Rolling-Contact Fatigue Resistance of Hard Coatings on Bearing Steels. 1999. Argonne National Lab., IL (US); Aug 18.
[4] Harris. T. A. and Kotzalas. M. N. Rolling Bearing Analysis-Advanced Concepts of Bearing Technology. 2007b. 5th ed. CRC Press.
[5] Bowen. W. L. Murphy Jr. T. W. High Speed Testing of the Hollow Roller Bearing. ASME J. Lubr. Technol., 1981 (103), 1-5.
[6] Scott. D. Hollow Rolling Elements. Tribol. Int., 1976 (9), 261-264.
[7] Hanau. H. et al. New Concepts in Bearing Design and Applications. 1975. Chapter 7, Industrial Tectonics, Inc.
[8] Bowen. W. L. and Bhateja. C. P. The Hollow Roller Bearing. ASME J. Lubr. Technol. 1980 (102), 222–228.
[9] Abu-Jadayil. W. M. Flugrad. D. R. Fatigue Life Investigation of Solid and Hollow Rollers under Pure Normal Loading. Tribotest. 2007 (13), 165-185.
[10] Zao, H., 1998, "Analysis of Load Distributions within Solid and Hollow Roller Bearings, ASME J. Tribol., 120(1), pp. 134–139.
[11] Hong. L. and Jianjun. L. Analysis of Contact Problems on Hollow Cylindrical Rollers. Tribol. 1998 (120), 253-259.
[12] Solanki. M. T. and Vakharia. D. A Finite Element Analysis of an Elastic Contact between a Layered Cylindrical Hollow Roller and Flat Contact. Ind. Lubr. Tribol. 2017 (69), 30-41.
[13] Solanki. M. T. and Vakharia. D. Extending Hertz Equation for an Elastic Contact between a Layered Cylindrical Hollow Roller and Flat Contact through an Experimental Technique," Ind. Lubr. Tribol. 2017 (69), 312-324.
[14] Goodelle R. A. Derner W. J. and Root L. E. Determination of Static Load Distributions from Elastic Contacts in Rolling Element Bearings", ASLE Trans. 1971 (14), 275-291.
[15] Cheng W. W. Experimental and Numerical Study of Multibody Contact System with Roller Bearing–Part I: An Improved Footprint Test Method. STLE Tribol. Trans. 1996 (39), 75-80.
[16] Klobčar D. Tušek J. and Taljat B. Thermal Fatigue of Materials for Die Casting Tooling. Mater. Sci. Eng. A. 2008 (472), 198–207.

TRIBOLOGY OF CARBON-BASED POLYMERIC NANOCOMPOSITES

[1]Upadhyay R.K., [1]Kumar A.

E-mail: ramku@iitk.ac.in

[1]Mechanical Engineering Department, Indian Institute of Technology Kanpur, Kanpur, India.

In the present work, varying concentration (1, 3, and 5wt %) of graphene, fullerene C_{70}, multiwalled carbon nanotubes (MWCNT) and molybdenum disulfide (MoS_2) filler material is used to prepare polymer-based nanocomposites. The tribological, chemical and physical properties of composites are evaluated under the ambient environment. The increasing particle concentration increases thermal properties of composites with substantial modification in the tribological properties. Angle-orientation towards higher range confirms developed compressive stresses. Increased surface roughness causes composites to become hydrophilic with an increased in the amount of surface energy. Composites made from particular carbon fillers are suitable for coatings and light-weight application.

Keywords: Tribology, composite, thermal behavior, contact angle.

Introduction

Carbon-based nanoparticles have gained much attention in the recent past due to their unique tribological characteristics [1]. These materials are used in dry or liquid lubrication condition for minimizing contact forces and diffusion phenomena. Integration of carbon fillers in the form of composites can modify the desired properties for the specific application [2]. However, the exact amount of filler particles needs to be quantified before implementing in real problems. Higher particle concentration can provide accumulation and undesired physical changes to the base material such as an increase in roughness, brittleness and chemical modification [3]. On the other hand, insufficient concentration leads to lower hardness value and a decrease in the targeted operating life. Graphene and MoS_2 are 2-D materials used in an extreme temperature environment condition for modification in tribological properties [4]. However, soft materials like fullerene and MWCNT are particularly applied at low operating temperatures; however, they are able to sustain high-temperature polymerization and corresponding physical and chemical changes to the polymer matrix [5].

There are several techniques available to form a particle-based polymer composite. Particle synthesis in dispersion, emulsion, and suspension mode are quite often [6]. Every processing technique has own beneficial characteristic to modify structural, mechanical, chemical, and physical properties.

Regardless of the overall benefits, some disadvantages are likely to occur in the solution state such as non-homogenous formation, a decrease in mechanical strength, and formation of the amorphous phase [7]. Among the all carbon filler particles, it is difficult to obtain a homogenous solution of multiwalled carbon nanotubes. Upon mixing MWCNT particles tries to settle down at one place and agglomerates at the upper surface of the base solution.

Hence the following research gap is highlighted: suitability of polymer matrix with carbon fillers, homogenous distribution among the matrix, structural modification, and induced amorphous behavior [8]. Given the above critical assessment, this work aims to modify tribological, chemical, and physical properties of carbon-based polymer composites for light-weight application such as fuel tank, intake manifolds, and valve design. These composites are also suitable for coating applications where acidic environment plays an important role.

Materials and Methods

Epoxy resin (Araldite CY230, Huntsman Corporation) and hardener (Aradur HY951, Huntsman Corporation) were used as base material to form composites. Graphene (~10 µm), MoS_2 (80-100 nm), MWCNT (10-20 nm), and fullerene (~10 nm) were purchased from Reinste nano ventures, Noida. First, epoxy resin and particles of the desired material are heated up to 80 ºC for fifteen minutes. Later, the hardener is added to this mixture and again heated for further fifteen minutes. The ratio between epoxy resin and hardener was 100:10. As soon as the viscosity of solution start increases, this mixture is drop down in a circular mould to form a composite. The solution is cured at room temperature for fifteen minutes and subsequently at 100 ºC for an hour. The size of the moulded sample was dia: 20 mm and height 10 mm.

Pin-on-disk tribometer is used to test the friction behavior of composites. Bearing steel (AISI 52100: C: 0.98 wt.%, Mn: 0.25 wt.%, Cr: 1.30 wt.%, S: <0.025 wt.%, Si: 0.15 wt.%, P: <0.025 wt.%, Fe: 97.27 wt.%) ball is used as a sliding counterpart material. Tribology test conditions were; load: 2N and 4 N, sliding velocity: 0.41 m/s, rotational speed: 1000 RPM and total sliding cycle: 30000. Wear volume is calculated by the measuring cross-sectional area (optical microscope: Contour GTK, Bruker, USA) of the wear track (adding width and depth profile) and then multiplied by the total wear track length. Substituting wear volume in the Archard equation yields specific wear rate of the composites.

X-ray diffraction (Panalytical XRD, The Netherlands) is used to obtain the presence of phases in the composite. Thermal degradation of the composite is tested by a thermogravimetric analyzer (TGA, STA 8000 Perkin Elmer Ltd., USA) at temperature 30 ºC to 400 ºC with a heating rate of 10 ºC/minute. Surface hydrophilicity is measured by Goniometer (Data Physics OCA Optical Contact Angle, Germany) by using a water droplet of 0.2 µl volume. An equation of state theory is applied to calculate the surface energies of the composites. The hardness of the composite was measured by Vickers (Tinius Olsen-FH 10, The Netherland) hardness machine at 0.5 Kgf load.

Results and Discussion

The XRD pattern of pure epoxy and highest concentration of epoxy-graphene, epoxy-MoS_2, epoxy-MWCNT, and epoxy-fullerene C_{70} has been shown in Figure1. Pure epoxy has less angle orientation compare to the carbon composites. Addition of carbon particles into the epoxy resin certainly increases the peak positioning by developed compressive stresses [9]. However, a weak peak has appeared in fullerene, MoS_2, and MWCNT due to the absorb oxygen content during the composite preparation. Fullerene and MWCNT particles also had a low hardness value compare to the graphene. Curing process gives strength to the composite by closed packing of molecules in the epoxy matrix.

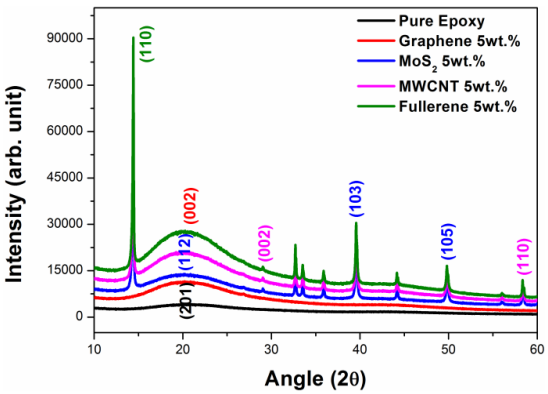


Figure 1. **XRD of pure epoxy and epoxy-carbon composites**

The thermal degradation behavior of epoxy-composites was measured in an air environment to quantify the effect of organic components (see Figure 2). Compare to all composites, pure epoxy losses its weight at a higher rate due to the absence of any binding component in the matrix. As soon as the temperature rises above 200 ºC, a stage of transition occurs, where the drastic amount of weight loss is encountered. At this temperature range, the weight loss of carbon composites is restricted to only 10%. However, due to softness in nature, fullerene C_{70} has received more weight loss among all the tested composites.

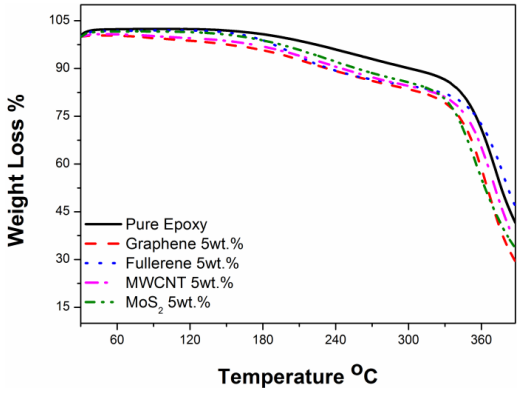


Figure 2. **TGA Weight loss % of carbon composites**

The surface roughness of pure epoxy and carbon-based epoxy composites were presented in Figure 3. As the filler concentration increases, the composite surface roughness is increased on account of pop-up phenomena. However, generated peaks were rubbed during the sliding contact and provided particle based lubrication mechanism, which is an essential requirement during the tribological tests. It is very difficult to create a stable dispersion of MWCNT nano-particles. Among all particles, MWCNT creates accumulation and tries to settle down at polymer matrix. However, continuous ultrasonication process breaks the agglomeration and helps to distribute particles over a large area of the polymer matrix.

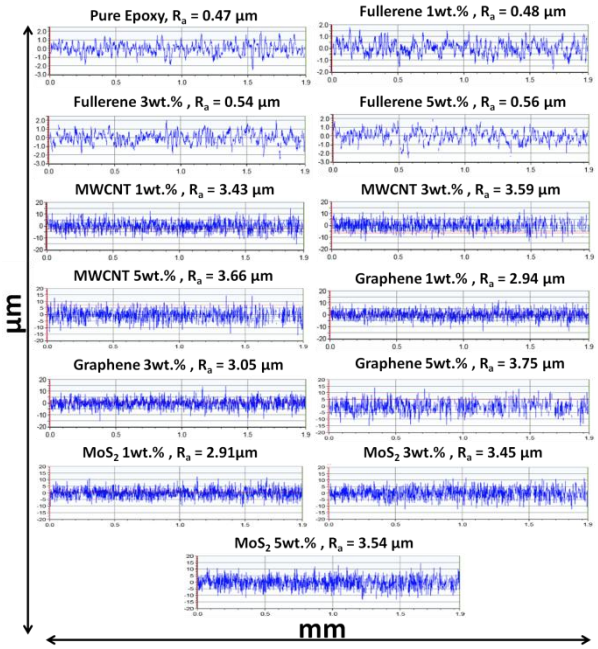


Figure 3. **Surface roughness parameter (R_a) of prepared composites with x-profile**

Vickers hardness of all the composites is presented in Figure 4. Addition of more filler particles forms a bonding between the outermost shell of polymer, which helps to strengthen the molecule packing and hence increases the hardness value. Composites made by carbon fillers are quite useful in the severe situation of load and temperature. Polymer composites can be beneficial in weight reduction compared to the modern steel.

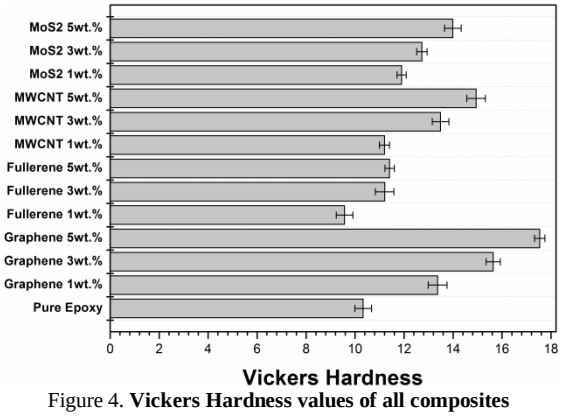


Figure 4. **Vickers Hardness values of all composites**

The water contact angle with the surface energy data of all the composites is listed in Table 1. There is a direct correlation between the surface energy and contact angle [10]. High contact angle gives low surface energy values to the system. The theoretical tribological behavior largely depends on the properties of the surface itself. However, in the present work due to hygroscopic nature of polymer surfaces, steel ball sticks towards the substrate and provides high friction coefficient. Hence, it can be said that the true tribological properties can vary according to the physical test environment. As the particle concentration reached higher values, i.e., 5wt.% epoxy-carbon composites, the contact angle drops on account of formed spaces between the rough peaks. The tendency of water molecules is stationary rather than rolling and hence decreases contact angle values.

Table 1. Contact angle and a surface energy measurement of carbon composites

Composite	Contact Angle (°)	Surface Energy (mJ/m^2)
Pure Epoxy	96.6	25.79
Graphene 1%	82.5	32.71
Graphene 3%	74.6	36.06
Graphene 5%	71.9	37.95
Fullerene 1%	67.3	43.38
Fullerene 3%	63.0	46.02
Fullerene 5%	61.0	47.23
MWCNT 1%	79.8	34.71
MWCNT 3%	76.3	37.60
MWCNT 5%	56.9	44.94
MoS_2 1%	50.0	45.30
MoS_2 3%	45.2	52.56
MoS_2 5%	41.0	58.23

The friction coefficient and wear rate data is presented in Figure 5a-d. Pure epoxy had a high friction coefficient and wear rate compared to the epoxy-carbon composites. The absence of particles in epoxy vicinity experiences more dominant forces from the steel balls, which increases the surface penetration and provides high friction values. On the other hand, particle impregnated composites are able to resist surface penetration and act as a more solid substrate than epoxy alone. Compare to all carbon composites, the friction coefficient and wear rate of graphene and MoS_2 composites are minimum. Addition of high particle concentration of these materials provides a self-lubrication mechanism to alter the hygroscopic behavior of polymers. Similarly, the dry sliding test of fullerene C_{70} and MWCNT provides a moderate effect on the tribological test. In some previous work, authors have reported high friction coefficient data of fullerene particles, which varies from 0.3-0.6 [11,12]. This is generally due to the ultra-soft nature of fullerene materials. However, in the present work values are limited between 0.18-0.29, which is a drastic enhancement in the surface tribological behavior of polymer composites.

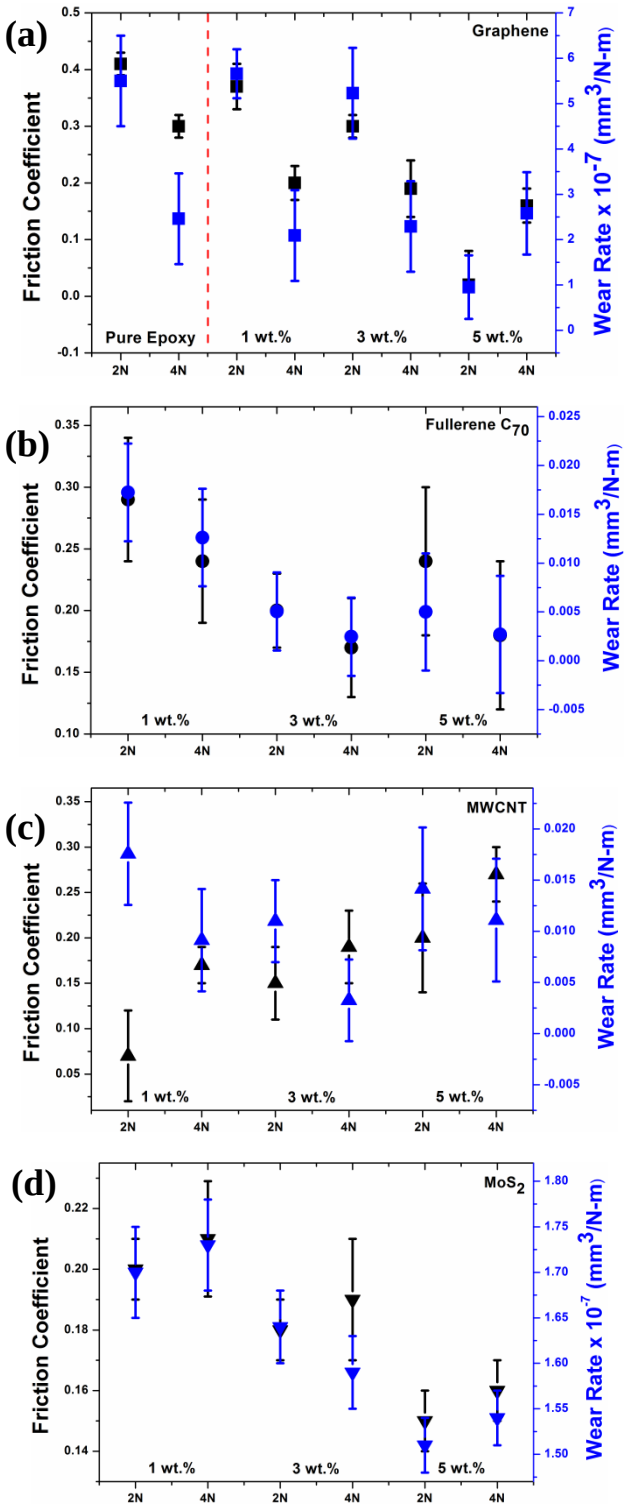


Figure 5. (a-d) **Friction coefficient and wear rate of epoxy-carbon composites at different filler concentration and load**

Some of the dominating wear tracks of composites and the pure epoxy sample are presented in Figure 6. Wear track image of the pure epoxy sample is most abrupt than other carbon composites. In pure epoxy, generated flakes from the surface are accumulated between the sliding ball and substrate sample, which affects the tribological behavior. Whereas, carbon composites are converting the generated flakes into tribo-film and hence reduces contact effects by providing a low friction coefficient and wear rate.

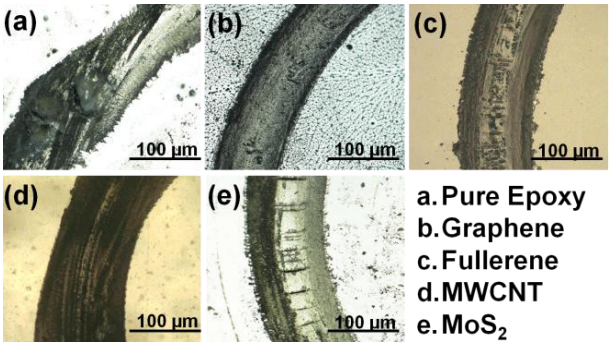


Figure 6. **Most dominant wear tracks of composites**

Carbon materials are very useful in tribological studies, where, minimum values of friction and wear rate is deemed required [2]. Results of the present study will find its practical implication in designing various light-weight components such as fuel tank, valve, outer and inner decorative parts, ball joints, polymer bearings, etc [13]. These small-scale automotive parts are carrying relatively lower loads during the working operation. Application of present composites can also be utilized in coating application for resistance against corrosion and fretting wear [14]. From the thermogram curve, it is observed that composites made from carbon had relatively lower mass loss up to 200 °C; hence, these composites are reasonably suitable under moderate temperature range.

Conclusions

In the present study, carbon-based polymeric nanocomposites were prepared, and there tribological, physical, and thermal properties were estimated. The following conclusions are drawn from this study.

1. XRD peak positioning of carbon composites was a shift from low to high angle values due to developed compressive stresses within the sample.
2. Thermal degradation temperature of carbon-epoxy composites is high, and the effective weight loss is very less compared to the epoxy alone.
3. Addition of high weight particle concentration increases the substrate hardness and provides high weight carrying capacity. However, this increases the surface roughness value.
4. All the composites have shown hydrophilic behavior. However, hydrophilicity has not affected the tribological behavior of carbon composites due to the formation of beneficial tribo-film.
5. The friction coefficient and wear rate of all the composites are minimum. The best values are estimated in the case of 5wt.% graphene and MoS_2 composites.

Acknowledgments

Authors acknowledge the financial support from the Science & Engineering Research Board (SERB), New Delhi, through Grant No. PDF/2016/001408.

[1] Zhai W. Srikanth N. Kong L.B. and Zhou K. Carbon nanomaterials in tribology. Carbon - 2017 (119), 150-171.
[2] Upadhyay R.K. and Kumar A. A novel approach to minimize dry sliding friction and wear behavior of epoxy by infusing fullerene C70 and multiwalled carbon nanotubes. Tribol. Int. - 2018 (120), 455-464.
[3] Luo Y. Zhao P. Yang Q. He D. Kong L. and Peng Z. Fabrication of conductive elastic nanocomposites via framing intact interconnected graphene networks, Compos. Sci. Technol. - 2014 (100), 143–151.
[4] Geim A.K. and Novoselov K.S. The rise of graphene. Nat. Mater. - 2007 (6), 183-191.
[5] Mercier J.P. Nucleation in Polymer Crystallization: A Physical or a Chemical Mechanism?, Polymer Engineering and Science - 1990 30(5), 270-278.
[6] Bokobza L. Multiwall carbon nanotube elastomeric composites: a review. Polymer - 2007 48(17), 4907-4920.
[7] Sherif A. Qingshi M. Liqun Z. Izzuddin Z. Peter M. and Jun M. Elastomeric composites based on carbon nanomaterials. Nanotechnology - 2015 26 (11), 112001.
[8] Antunes M. and Velasco J.I. Multifunctional polymer foams with carbon nanoparticles. Prog. Polym. Sci. - 2014 (39), 486-509.
[9] Zhang M.C. Guo B.H. and Xu J. A Review on Polymer Crystallization Theories. Crystals - 2017 7(4), 1-37.
[10] Pawlaka Z. Urbaniak W. and Oloyede A. The relationship between friction and wettability in aqueous environment. Wear - 2011 (271), 1745-1749.
[11] Zhao W. Tang J. Puri A. Sweany R.L. Li Y. and Chen L. Tribological properties of fullerenes C60 and C70 microparticles. J. Mater. Res. - 1996; 11(11), 2749-2756.
[12] Zhao W. Tang J. Li Y. and Chen L. High friction coefficient of fullerene C70 film. Wear - 1996 (198), 165-168.
[13] Gilles T. Automotive Engines: Diagnosis, Repair, Rebuilding, 2010 6th Ed., Delmar Cengage, USA.
[14] Upadhyay R.K. and Kumaraswamidhas L.A. Friction and Wear Response of Nitride Coating Deposited through PVD Magnetron Sputtering. Tribol. Mater. Surf. Interfaces 2016 (10), 196-205.

THE INVESTIGATION OF TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF MULTI WALLED CARBON NANOTUBE (MWCNT) FILLED PP POLYMER COMPOSITES

Yetgin S.H.

E-mail: shyetgin@gmail.com

Kütahya Dumlupınar University, Simav Technology Faculty, Depart. of Mechanical Engineering, Kütahya, Turkey.

In this study, the effect of multi walled carbon nanotube (MWCNT) content on coefficient of friction and wear properties of Polypropylene (PP) nanocomposites were examined. For this purpose, 0.1wt.-2.0wt.% MWCNT filled PP nanocomposites produced with twin screw extruder. And then, wear test specimens were performed using the injection molding technique. Wear tests were carried out under dry conditions against steel disc with using pin-on-disc device. Friction and wear tests were run at 0.8-1.6m/s sliding speed and 10-40N loads. As a result of the coefficient of friction and specific wear rate of PP nanocomposites decreased with addition of MWCNT. In general, the wear rate for PP and PP nanocomposites were $10^{-13}m^2/N$. The lowest wear rate was obtained for 2% MWCNT filled PP nanocomposites with a value of $1{,}15E^{-13}$ m^2/N at 0.8m/s sliding speed and 10N load.

Keywords: friction, wear, PP nanocomposites, MWCNT.

1. Introduction

Among thermoplastic materials, polypropylene (PP) polymer is used in many engineering applications because of their low density, easy processability, low cost, and reasonable mechanical strength. However, its usage areas are restricted because of low impact resistance, low service temperature range and high coefficient of friction under dry sliding conditions [1-2]. One possible solution for these drawbacks is the use of various fillers, such as clay, carbon nanotube (CNT), graphene or inorganic nanoparticles [3-6]. Among these elements, carbon nanotube (CNT) has been widely used as a potential filler owing to its larger surface area available to interact with matrix, high aspect ratio, excellent mechanical strength, and electrical and thermal conductivity [7-11]. CNT filled polymer nanocomposites have been widely studied and researchers have reported on a reduction of the wear rate and the coefficient of friction, an enhancement of the mechanical properties (modulus, yield stress, etc.). Kang et al. [12] investigated thermal, electrical, rheological, and mechanical properties of PP–CNT (carbon nanotube) (0.5–5wt%) composites prepared using the melt compounding process. The thermal conductivity and tensile strength of the composite increased as the CNT content increased. Suresha et al. [13] investigated the effect of nanofillers on the mechanical and tribological properties of polyamide 66 and PP. Improvements in the mechanical and tribological behaviors were observed with the addition of the fillers. Yang et al. [14] investigated the mechanical properties of the CNT–PP (0.5–2wt%) nanocomposites in the presence of 0.6wt% maleic anhydride prepared using the melt blending process. With the addition of the CNT, the Young's modulus, tensile strength, and toughness of the PP increased by up to 118%, 117%, and 141%, respectively. Yang et al. [15] developed CNT–PMMA (polymethyl methacrylate) composites by polymerization and investigated the tribological performance. The wear rate and coefficient of friction decreased as the CNT content increased. Scuffing and adhesion wear were observed for the pure PMMA and the wear was reduced by adding the CNTs. Yang et al. [16] developed the

polystyrene CNT composites through polymerization and investigated the wear and microhardness. The self-lubricating characteristics of the CNTs increased the wear resistance and hardness of the polystyrene (PS) composite and reduced the friction coefficient. The worn-out surface of the pure PS showed traces of adhesion and abrasive wear and the wearing was considerably reduced by adding the CNTs. Chang et al. [17] studied the friction and wear properties of short carbon fiber/CNT/PA6 hybrid composites under dry sliding conditions. It was found that CNTs significantly decreased the friction coefficient and increased the wear resistance of CF/PA6 composites. Diez-Pascual et al. [18] investigated the tribological properties of CNTs/thermoplastic nanocomposites incorporating inorganic fullerene-like WS2 nanoparticles, and the results showed that CNTs and fullerene-like WS2 nanoparticles had a synergistic reinforcement effect in improving the tribological behavior of polymer composites.

In the present study, MWCNT filled PP nanocomposites were prepared using extrusion and injection molding process. Tribological behaviour of the MWCNT filled PP nanocomposites under different test load and sliding speed were investigated by using a pin-on-disc device.

2. Experimental details

In this study, PP polymer with density of 0.9 g/cm^3, a melt flow index of 1.3 g/10 min (at 230°C and 2.16 kg of load) obtained from Lyondellbasell was used as matrix material. Multi walled carbon nanotubes (MWNTs) were purchased from Detsan A.Ş. (Turkey). The purity of MWCNT was higher than 97%. Chosen MWCNTs average outer-diameter and length are around 10-20nm and 10-30µm, respectively and its surface area >200m^2.g^{-1}. Before blending, to eliminate moisture, MWCNT powder wad dried at 80^{o}C and for 24 hours. MWCNT filled PP polymer nanocomposites were produced with two-step mixing process. Firstly, PP-MWCNT pellets were prepared by using a co-rotating twin-screw extruder at barrel temperature of 160-200^{o}C, and a screw speed 350rpm. In the second step, the pellets were moulded using injection moulding machine. The barrel temperature ranged 215-230^{o}C and the mould temperature was kept at 30^{o}C. The injection pressure and speed were 88bar and 44rev/min, respectively.

Wear tests were performed using pin-on-disc machine against steel disc under dry conditions. Samples with a diameter of 5 mm and a length of 50 mm were used for wear tests. Tribological tests were run at 0.8-1.6m/s sliding speed and 10-20-30 and 40N loads. Fig. 1 shows the pin-on-disc machine. Wear rate (K_o) was calculated using equation 1, where Δm: average weight loss (g), L: distance (m), F: the load (N) and ρ: density (g cm^{-3}).

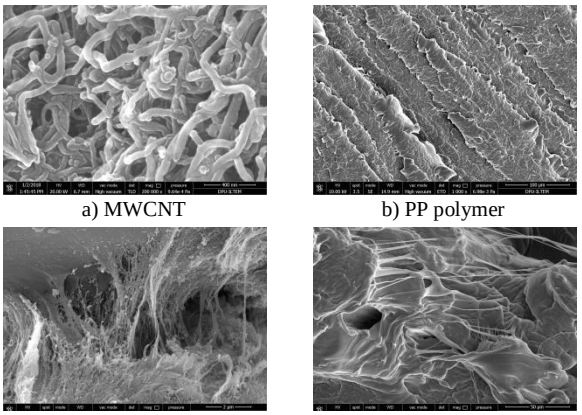
$$K_o = \frac{\Delta_m}{L * F * \rho} \quad (1)$$



Figure 1. **Wear test device**

3. Results and discussion

SEM image of MWCNT and tensile fracture structure of MWCNT filled PP polymer nanocomposites were indicated in Fig. 2. It can be seen that MWCNTs were hollow tubes in the centre and the outer diameters of most MWCNTs ranged from 30 to 50 nm, and their lengths were several micrometers. At the same time, MWCNT tubes were randomly and loosely entangled each other. From Fig. 2(c) and (d), it was clearly shown that the stretching of PP polymer was due to the strong interfacial adhesion between the PP matrix and MWCNT while pure PP polymer (Fig. 2b) did not exhibit any stretching.



a) MWCNT b) PP polymer

c) 1wt% of MWCNT d) 2wt% of MWCNT

Figure 2. **SEM images of MWCNT, PP and MWCNT/PP polymers**

Generally, tribological properties of polymer composites is described with coefficient of friction and specific wear rate. The coefficient of friction and specific wear of unreinforced PP and PP/MWCNT nanocomposites were evaluated at a load of 20N and at a sliding speed of 1.2m/s. As it is shown in Figure 3, friction of the test materials revealed two distinct friction behaviors: an initial transient run-in friction which this behavior is due to the nonuniform contact between the pin and the counter disc, and followed by a steady-state friction. Unreinforced PP showed transient run-in friction up to 100m and 0.61µm coefficient of friction. 0.1wt% MWCNT filled PP nanocomposites exhibited transient run-in friction up to 100m and 0.52µm coefficient of friction. Thus, addition of the

MWCNTs to the PP reduced the transient run-in friction. In the second stage, called steady-state, the coefficient of friction of PP polymer and PP nanocomposites attains a stable value. After a certain sliding distance (300m), the contact between the disc and specimen becomes uniform, so the coefficient of friction becomes stable. PP polymer exhibit 0.63 coefficient of friction whereas the MWCNT filled PP nanocomposites (0.1, 0.2, 0.3, 1.0 and 2.0) exhibit 0.60, 0.49, 0.46, 0.44, 0.42 coefficient of friction, respectively. 2wt% MWCNT filled PP nanocomposite has the smallest coefficient of friction and PP has the maximum coefficient of friction for the test conditions. This reduction is due to the increase in material hardness as well as lubrication characteristic of MWCNT at the sliding conditions [19]. Hardness (Shore D) of PP polymer and 0.1, 0.2, 0.3, 1.0 and 2.0wt% MWCNT filled PP nanocomposites are 68, 69, 69.5, 70, 71, 72, respectively. Increase in surface hardness and modulus of PP nanocomposites reduces resistance offered by the asperities by elastic and plastic deformation during sliding [19]. Cai et al. [20] reported that the coefficient of friction and wear volume loss of CNT reinforced polyimide (PI) composites were lower than those of the neat PI. This was due to both the formation of transfer film on the steel counter surface and the load-carrying capability of CNTs.

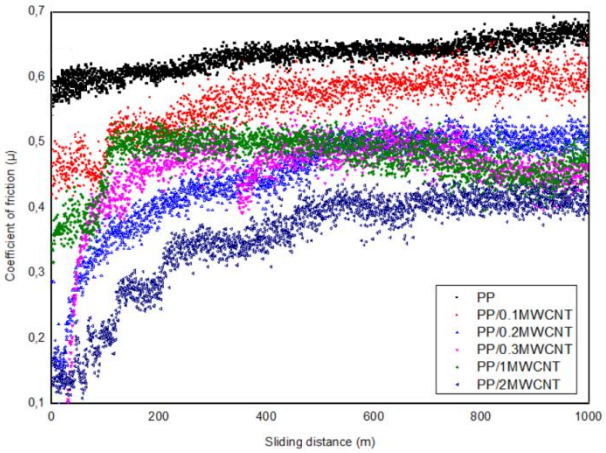


Figure 3. **Friction coefficient-sliding distance of PP polymer and PP nanocomposites (Sliding speed: 1.2 m/s, Load: 20 N)**

When the disc surface are examined in Fig. 4, it has been observed that there is a transfer film layer and wear debris on the counter surface. Wear behavior was also associated with the change in wear state. In the transient state, wear increases rapidly with sliding distance, while in the steady state, the wear rate becomes much lower. Such transition is known to affect wear behavior and to have a close relationship with the formation of transfer film on the counter surface during sliding. It is widely known that transfer films provide protection of the soft polymeric material from hard metallic material. Also, contact between the polymer surface and transfer film can further reduce wear and the coefficient of friction in contrast to metal to metal or metal to polymer contact [21].

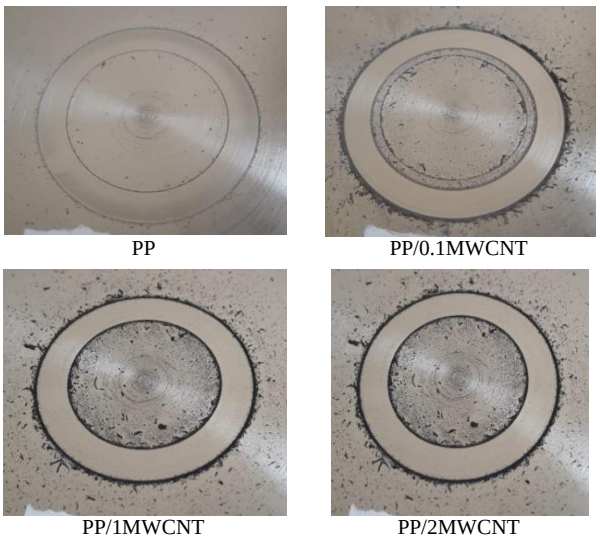


Figure 4. **Disc surface of PP and PP nanocomposites**

The variation of coefficient of friction as a function of MWCNT content and applied load under 0.8m/s sliding speed is given in Fig. 5. It is clear from this figure that the coefficient of friction of PP nanocomposites decrease linearly with the increase in MWCNT content. For 0.1%, 0.2%, 0.3%, 1.0% and 2.0% MWCNT filled PP nanocomposites, the coefficient of friction decrease by 6.2%, 20.4%, 24.6%, 33.0% and 35.3% respectively. Similar results were obtained by Victor et al. [1], Johnney ve Senthilvelan [2], Maija et al. [22], Fabrizio et al. [23]. At the same time, as can be seen from figure, the coefficient of friction of PP nanocomposites increase with the increase in applied load. There is an increase of 10.0%, 24.0%, 13.0%, 15.1%, 15.9% and 13.7% in coefficient of friction of 0.1%, 0.2%, 0.3%, 1.0% and 2.0% MWCNT filled PP nanocomposites for a 100% increase in applied load. The higher applied load resulted in a high temperature rise at the counter face, which increases the friction force and friction coefficient. The polymer surface was plasticized by the rising temperature and followed a decreasing in the carrying capacity of polymer, and facilitate to increase the wear loss and friction coefficient [1].

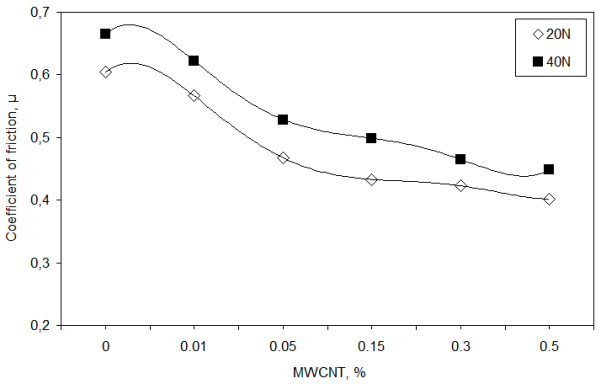


Figure 5. **Change in coefficient of friction as a function of MWCNT and load (Sliding speed:0.8m/s)**

The effect of MWCNT and sliding speed on the specific wear rate of PP and PP nanocomposites under 30N load are illustrated in Figure 6. In general, the specific wear rate for PP and PP nanocomposites were 10^{-13} m^2/N. It is clear from figure 4 that the variation in MWCNT content has significant influence on specific wear rate of PP nanocomposites. The average specific wear rates for 0.1%, 0.2%, 0.3%, 1.0% and 2.0% MWCNT filled PP nanocomposites are about lower 7.7%, 18.1%, 51.1%, 80.6% and 186.5% than that of PP polymer, respectively. On the other hand, Figure 6 show that specific wear rate of PP nanocomposites increase with the increase in sliding speed value. In the sliding speed and load range of this study, the lowest specific wear rate is for 2% MWCNT filled PP nanocomposites with a value of $1{,}5E^{-13}$ m^2/N at 0.8m/s sliding speed and 10N load. The highest specific wear rate was obtained in the PP polymer under 40N load and 1.6m/s sliding speed. The improved mechanical strength (especially Young's modulus and shear strength) of the MWCNT filled PP nanocomposites results in better wear resistance than the unreinforced PP [2, 24, 25]. Another possible reason for the wear reduction are a lubricating effect of the MWCNT which are formed transfer film on the steel counter surface. [25, 26]. Similar results were obtained by Volker et al. [25], Ramadan et al. [26] and Vail et al. [27].

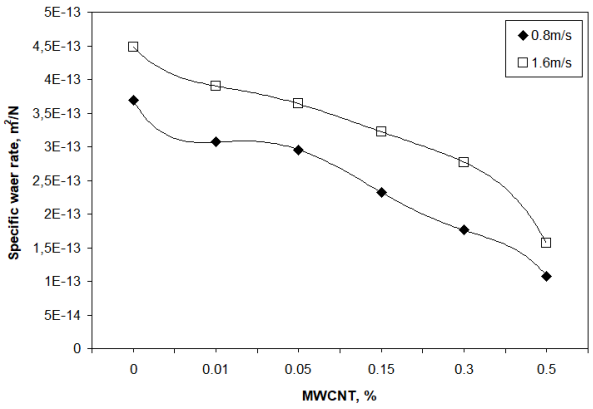


Figure 6. **Change of specific wear rate as a function of MWCNT (Load: 30 N)**

4. Conclusion

In the experimental study, the following conclusions can be drawn depend on friction and wear results;

1. The coefficient of friction of MWCNT filled PP nanocomposites increased with load and sliding speed.
2. The wear rate for PP and PP nanocomposites were 10^{-13} m^2/N.
3. Both coefficient of friction and specific wear rate of MWCNT filled PP nanocomposites are significantly reduced.
4. The best coefficient of friction and specific wear rate were obtained in 2%wt. MWCNT filled PP polymer nanocomposites.
5. The coefficient of friction and specific wear rate of PP nanocomposites was affected by formation of the transfer film on disc surface.

[1] Victor H. O., Andres F. V., Witold B., Tea D., Betty L. L., Kevin M. and Lisa S. Tribological Properties of Polypropylene Composites with Carbon Nanotubes and Sepiolite. Journal of Nanoscience and Nanotechnology-2014 (14), 4918–4929.
[2] Johnney A. M. and Senthilvelan S. Mechanical and tribological properties of carbon nanotube reinforced polypropylene composites. J Materials: Design and Applications-2014, 1-12.
[3] Mindivan F. Effect of Graphene Nanoplatelets (GNPs) on Tribological and Mechanical Behaviors of Polyamide 6 (PA6). Tribology in Industry-2017 39(3), 277-282.
[4] Kandanur S.S., Mohammad A.R., Fazel Y., Michaiel S., Zhong-Zhen Y., Thierry A.B. and Nikhil K. Suppression of wear in graphene polymer composites, Carbon-2012 (50), 3178-3183.
[5] Wang H., Xie G., Zhu Z., Zhe Y. and You Z. Enhanced tribological performance of the multi-layer graphene filled poly(vinyl chloride) composites. Composites:Part A-2014 (67), 268-273.
[6] Samyn P., and Schoukens G., Thermochemical sliding interactions of short carbon fiber polyimide composites at high pv-conditions. Materials Chemistry and Physics-2009 (115), 185-195.
[7] Barraza H.J., Pompeo F., O'Rear E.A. and Resasco D.E. SWNTfilled thermoplastic and elastomeric composites prepared by miniemulsion polymerization. Nano Letters-2002 (2/8), 797-802.
[8] Liu Y. Q., Yao Z. L. and Adronov A. Functionalization of singlewalled carbon nanotubes with well-defined polymers by radical coupling. Macromolecules-2005 (38/4), 1172-1179.
[9] Star A. and Stoddart J. F. Dispersion and solubilization of singlewalled carbon nanotubes with a hyperbranched polymer. Macromolecules-2002 (35/19), 7516-7520.
[10] Georgakilas V., Kordatos K., Prato M., Guldi D. M., Holzinger M. and Hirsch A. J. Organic functionalization of carbon nanotubes. Journal of the American Chemical Society-2002 (124/5), 760-761.
[11] Jinghui Y., Tao X., Ai L., Qin Z., Hong T. and Qiang F. Preparation and properties of poly(p-phenylene sulfide)/multiwall carbon nanotube composites obtained by melt compounding. Composites Science and Technology-2009 (69), 147-153.
[12] Kang C.H., Yoon K.H., Park Y.B., et al. Properties of polypropylene composites containing aluminium/multi-walled carbon nanotubes. Compos Part A: Applied Science Manufacturing-2010 (41), 919–926.
[13] Suresha B., Ravi Kumar B.N., Venkataramareddy M., et al. Role of micro/nano fillers on mechanical and tribological properties of polyamide66/polypropylene composites. Materials Design-2010 (31), 1993–2000.
[14] Yang B.X., Shi J.H., Pramoda K.P., et al. Enhancement of the mechanical properties of polypropylene using polypropylene-grafted multiwalled carbon nanotubes. Composite Science Technology-2008 (68), 2490–2497.
[15] Yang Z., Dong B., Huang Y., et al. A study on carbon nanotubes reinforced poly (methyl methacrylate) nanocomposites. Materials Letters-2005 (59), 2128–2132.
[16] Yang Z., Dong B., Huang Y., et al. Enhanced wear resistance and micro-hardness of polystyrene nanocomposites by carbon nanotubes. Materials Chemical Physic-2005 (94), 109–113.
[17] Chang Q.X., Wang K.S., Zhao H.J. The Friction and wear properties of short carbon/CNT/PA6 hybrid composites under dry sliding conditions. International Journal of Polymer Materials-Biomaterials-2013 (62), 540–543.
[18] Díez-Pascual A.M., Naffakh M., Marco C., Ellis G. Rheological and tribological properties of carbon nanotube/thermoplastic nanocomposites incorporating inorganic fullerene-like WS2 nanoparticles. Journal Physics Chemical-B-2012 (116), 7959–7969.
[19] Mertens J. A. and Senthilvelan S. Adhesive Wear Performance of PP/MWCNT composites, Procedia Materials Science-2014 (5), 1192-1197.
[20] Cai H., Yan F. and Xue Q. Investigation of tribological properties of polyimide/carbon nanotube nanocomposites. Materials Science Engineering A-2004 (364), 94–100.
[21] Cho M. The Flexural and Tribological Behavior of Multi-Walled Carbon Nanotube–Reinforced Polyphenylene Sulfide Composites. Materials Transactions-2008 (49/12), 2801-2807.
[22] Maija P., Sami P., Mika S., Tuula T.P. Influence of carbon nanotube-polymeric compatibilizer masterbatches on morphological,

thermal, mechanical, and tribological properties of polyethylene. Composites Science and Technology-2011 (71), 1353-1360.
[23] Fabrizio Q., Denise B., Loredana S., Felicia S. and Fetecau C. Compression Moulding of Thermoplastic Nanocomposites Filled With MWCNT. Polymers & Polymer Composites-2017, (25/8), 611-620.
[24] Li Z. The mechanical and tribological properties of a polyurethane composite filled with CNT. Advanced Materials Research-2011 (295-297), 644-647.
[25] Volker A., Philipp W., Jan S. Rheological, Mechanical and Tribological Properties of Carbon-nanofibre Reinforced Poly (ether ether ketone) Composites. Polímeros: Ciência e Tecnologia-2003 (l3/4), 218-222.
[26] Ramadan M.A. and Reda R. CNTs, Al2O3 and SiO2 Reinforced Epoxy: Tribological Properties of Polymer Nanocomposites. Tribology in Industry-2017 (39/3), 357-363.
[27] Vail J.R., Burris D.L. and Sawyer W.G. Multifunctionality of single-walled carbon nanotube - polytetrafluoroethylene nanocomposites. Wear-2009 (267), 619-624.

THE INVESTIGATION OF TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF GRAPHENE OXIDE FILLED PA6 POLYMER NANOCOMPOSITES

[1]Yetgin S.H., [2]Unal H., [3]Durmus A., [4]Colak M.

E-mail: shyetgin@gmail.com

[1]Kütahya Dumlupınar Üniversity, Simav Technology Faculty, Depart. of Mechanical Engineering, Kütahya, Turkey;
[2]Sakarya Üniversity, Technology Faculty, Department of Metallurgy and Materials Engineering, Sakarya, Turkey;
[3]İstanbul Üniversity, Engineering Faculty, Department of Chemical Engineering, Istanbul, Turkey;
[4]Bayburt Üniversity, Engineering Faculty, Department of Mechanical Engineering, Bayburt, Turkey.

In this study, the effect of graphene oxide (GO) content on friction coefficient and wear properties of Polyamide 6 (PA6) nanocomposites were examined. For this purpose, 0.01wt.% Graphene oxide filled PA6 (PA6/0.01GO), 0.05wt.% Graphene oxide filled PA6 (PA6/0.05GO), 0.15wt.% Graphene oxide filled PA6 (PA6/0.15GO) and 0.3wt.% Graphene oxide filled PA6 (PA6/0.3GO) nanocomposites produced with twin screw extruder. And then, wear test specimens were performed using the injection molding technique. Wear tests were carried out under dry conditions against steel disc with using pin-on-disc device. Friction and wear tests were run at 0.8-1.2-1.6m/s sliding speed and 20-40N loads. As a result of, friction coefficient and wear rate of PA6 nanocomposites decreased with addition of GO. In general, the wear rate for PA6 and PA6 nanocomposites were 10^{-13}-10^{-14} m^2/N. The lowest wear rate was obtained for 0.3% graphene oxide filled PA6 nanocomposites with a value of 6,6E^{-14} m^2/N at 1.6m/s sliding speed and 40N load.
Keywords: friction, wear, PA6 nanocomposites, graphene oxide.

Introduction

In recent years, the use of reinforcing materials such as carbon nanotube (CNT), multi-walled carbon nano tube (MWCNT), nanoclay (NC), graphene (G) and graphene oxide (GO) as an alternative to the traditional filler materials used in polymer materials has been a priority. Polymer nano-composites are produced by using nano-filler materials because they are used at a very low rate compared to high density conventional filling materials. There are studies in the literature on the mechanical, thermal and tribological properties of carbon nanotube multi-walled carbon nano tube, nanoclay, graphene and graphene oxide filled polymer nanocomposite materials using different polymer matrix materials and production methods Some of these studies are given below. Mindivan [1] investigated the effect of graphene filler content on the mechanical and tribological properties of graphene filled PA6 polymer composites. As a result of the study, it was determined that the modulus of elasticity increased but the tensile strength did not change depending on the graphene nano plate (GNP) content increased. It was determined that the micro-hardness value increased as the elongation at break decreased with increasing graphene nano plate filler content. The addition of graphene nano plate filler into the PA6 polymer matrix material increased the mechanical properties, while at the same time the PA6 polymer was brittle because it changed the crystal structure. When the tribological properties were examined, it was determined that graphene nano plate filler added to the PA 6 polymer decreased both the friction coefficient and the wear rate of the composite. Neha et al. [3] studied the mechanical and tribological properties of graphite and grapheme filler added acrylonitrile-butadiene rubber (NBR).

In the study, two different loads, 10 and 20N, and three speeds of 100, 300 and 500 rpm were used. As a result of the study, the tensile strength of the rubber increased as the graphite additive ratio added to the NBR rubber increased. It has been determined that the coefficient of friction and wear rate increase depending on the increased load and speed. Shah et al. [4] have investigated the mechanical and tribological properties of functionally reduced graphene oxide filled epoxy composites. Wear tests were performed using a pin-on-disk wear device. In the study, graphene oxide additive was used at 0.1, 0.2, 0.5 and 1.0 wt. As a result, the modulus of elasticity of the 0.5% graphene oxide doped composites increased by 79% while the glass transition temperature and thermal degradation temperatures improved. The graphene oxide added to the epoxy polymer reduced the coefficient of friction and wear

rate. Yanchao et al. [5] investigated the microhardness, thermal conductivity and tribological properties of nano graphene filled epoxy composites. As a result of the study, the friction coefficient and wear rate of the 4% graphene-added epoxy composite decreased by 80% and 76%, respectively. It has been stated that the friction coefficient decreases first and then increases depending on the test temperature. Kandanur et al. [6] produced PTFE polymer composites using grafen plates at different ratios and studied the tribological properties of composites. As a result of the study, it was determined that the wear rate of composite increased with increasing graphene filler content. Wang et al. [7] have investigated the tribological properties such as friction coefficient and wear rate of multi-layer graphene filled PVC composites. As a result of the study, the friction coefficient and wear rate of PVC composites decreased significantly with the addition of multilayered graphene.

In the present study, grapheme oxide filled PA6 nano-composites were prepared using extrusion and injection molding process. Tribological behaviours of the GO filled PA6 nano-composites under different test load and sliding speed were investigated by using a pin-on-disc machine.

Experimental details

In this study, PA6 polymer with density of 1.12g/cm^3 obtained from Emas Plastic (Turkey) was used as matrix material. As a reinforcement element, graphene oxide (GO) obtained from Nanografen Co (Turkey) was used. GO filled PA6 nanocomposites granules were prepared by AYSA Lab-30E model twin-screw extruder at 180-255^{o}C. The specimens for tribological tests were produced using the injection-molding machine. The injection heater temperatures are set as 205-270^{o}C. The mold temperature was fixed at 30°C. By means of this procedure, the prepared samples with measured densities and hardness Shore D values are given in Table 1.

Table 1. **Produced samples, abbreviations, and result of density and hardness Shore D of PA6 polymer and PA6 nanocomposites**

№	Formulation	Abbreviation	Density, g/cm^3	Hardness, Shore D
1	Polyamide 6	PA6	1.13	75.7
2	Polyamide6/0.01wt.% Graphene oxide	PA6/0.01GO	1.07	75.7
3	Polyamide6/0.05wt.% Graphene oxide	PA6/0.05GO	1.04	76.2
4	Polyamide6/0.15wt.% Graphene oxide	PA6/0.15GO	1.11	76.7
5	Polyamide 6/0.3wt.% Graphene oxide	PA6/0.3GO	1.09	76.8

Wear tests were performed using pin-on-disc machine against steel disc under dry conditions. Samples with a diameter of 5 mm and a length of 50 mm were used for wear tests. Tribological tests were run at 0.4-0.8-12 and 1.6m/s sliding speed and 10-20-30 and 40N loads. Fig. 1 shows the pin-on-disc machine. Wear rate (K_o) was calculated using equation 1, where Δm: average weight loss (g), L: distance (m), F: the load (N) and ρ: density (g cm^{-3}).

$$K_o = \frac{\Delta_m}{L * F * \rho} \quad (1)$$



Figure 1. **Wear test machine**

Results and discussion

Generally, tribological properties of polymer composites is described with friction coefficient and specific wear rate. Table 2 gives friction coefficient values which are obtained from wear tests for PA6 and PA6 nanocomposites at 20-40N loads and 0.8-1.6m/s sliding speeds. Fig. 2 shows correlation between friction coefficient and sliding distance for PA6 polymer and graphane oxide filled PA6 nanocomposites tested under 1.6m/s sliding speed and 30N load. As it is shown in the graph, change in friction coefficient of PA6 polymer and PA6 nanocomposites occurred in two stages as initial and steady-state conditions. In the first stage, the friction coefficient has increased rapidly. In the second stage, called steady-state, the friction coefficient of PA6 polymer and PA6 nanocomposites attains a stable value after about 800m sliding distance. Samyn and Schoukens [8] attributed the reduction of the coefficient of friction to geometric effects, deformation and the formation of transfer film layer.

Table 2. **Friction coefficient values for PA6 and PA6 nanocomposites tested at loads and sliding speed**

Materials	Load, N	Sliding speed, m/s		
		0.8m/s	1.2m/s	1.6m/s
		Friction coefficient, μ		
PA6	20	0,4018	0,4247	0,4854
	30	0,5311	0,5566	0,6166
	40	0,5949	0,6133	0,7026
PA6/0.01GO	20	0,3564	0,3808	0,4111
	30	0,4511	0,4906	0,5112
	40	0,5386	0,5629	0,5895
PA6/0.05GO	20	0,3382	0,3634	0,4068
	30	0,4322	0,4563	0,4731
	40	0,5025	0,5291	0,5572
PA6/0.15GO	20	0,3048	0,3215	0,3535
	30	0,3712	0,3905	0,4052
	40	0,4482	0,4861	0,5032
PA6/0.3GO	20	0,2816	0,2908	0,3276
	30	0,3512	0,3492	0,3662
	40	0,4025	0,4444	0,4653

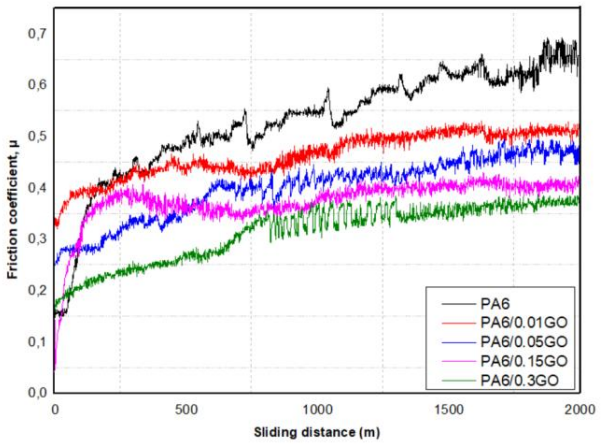


Figure 2. **Friction coefficient-sliding distance of PA6 polymer and PA6 nanocomposites (Sliding speed: 1.6 m/s, Load: 30 N)**

When the disc surface are examined in fig. 3, it has been observed that there is a transfer film layer and wear debris which reduces the friction between pin and disc. Therefore, friction coefficient of nanocomposites was decreased because of emergence of the transfer film, which reduced the direct contact between matrix and counter disc. Padenko [9] also explained that the reduction in friction coefficient is due to the self-lubrication behaviors of graphene oxide and formation of the transfer film on the disc surface under dry sliding conditions. Polymer nanocomposites have superior friction properties due to the fact that graphene oxide has small dimensions, thin layer structure and excellent self-lubrication properties. This plays an important role during friction tests in reducing the shear force and in the formation and preservation of low friction [10]. Xiaochen et al. [11] also pointed out that friction coefficient of nanoSiO2/PEEK polymer reduced depending on the amount of GO. In addition, they stated that the lowest friction coefficient was obtained with 1.0% wt. of GO content.

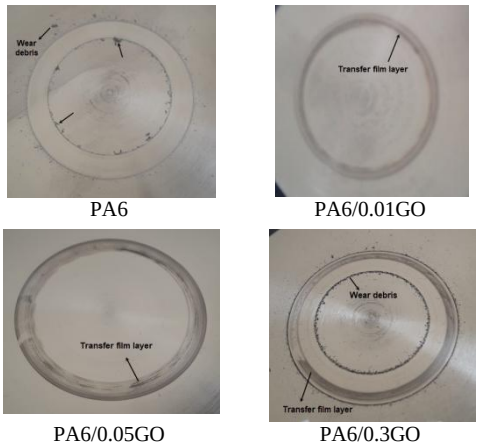


Figure 3. **Macro pictures of disc surface of PA6 and PA6 nanocomposites**

Fig. 4 shows the change in friction coefficient depending on GO under a sliding speed of 1.2m/s and a load of 30N. As can be seen, the graphene oxide added to PA6 polymer significantly reduced the friction coefficient. The addition of 0.01%, 0.05%, 0.15% and 0.3% of graphene oxide to the PA6 polymer decreased the friction coefficient by 13.4%, 21.9%, 42.5% and 53.9% respectively. Similar results were obtained by Song [12], Kandanur [6], Yan Shi [13] and Xin [14]. Shah et al. [4] have attributed the reduction in friction coefficient and wear rate is due to the formation of the transfer film layer which occurs in the pin and counter disc interface and reduces friction. Similarly, Yanchao et al. [5] have attributed the reduction in friction coefficient is due to the self-lubricating properties of graphene oxide. They pointed out that when a graphene oxide is added into the polymer matrix, a solid stabilized transfer film layer is formed that prevents dry sliding between the steel disc and the polymer, and the self-lubricating property of the polymer composite will be develop [15,16]. Li [17] reported that both friction coefficient and wear rate of GO/NBR nanocomposites were reduced at low graphene oxide content. Because the fundamental graphite lattices of Graphene Oxide consisted of loosely bound layers which intrinsically possess low shear strength. The lowest friction coefficient and wear rate were obtained at 0.5%wt.GO content, which is explained by the homogeneous distribution of graphene oxide and the excellent tribological properties of multi-layer graphene oxide [18]. In a study by Mindivan [1], the reduction in the coefficient of friction is explained by the XRD analysis results. A larger number of graphene sheets were obtained by adding more graphene nano-platelet (GNP) into the PA6 matrix. It is stated that there was a small increase in the basal spacing (peak was shifted to the right) of the composite with increasing GNP. These differences likely to influence the tribological behavior. They point out that the van der Waals forces in the high GNP filled PA6 composite will be lower than the low GNP filled PA6 composites and thus the GNP layers will slide much more easily over each other.

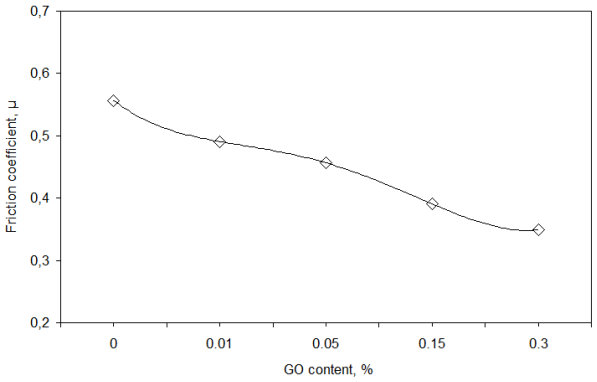


Figure 4. **Change of friction coefficient depending on graphene oxide (GO) (Sliding speed:1.2m/s, load: 30N)**

The effect of graphene oxide on the wear rate of PA6 and PA6 nanocomposites under 20-40N loads and 0.8-1.6m/s sliding speeds are illustrated in Table 3. In general, the wear rate for PA6 and PA6/0.01GO and PA6 nanocomposites were 10^{-13} m^2/N while for PA6/0.05GO, PA6/0.15GO and PA6/0.3GO nanocomposites were 10^{-14} m^2/N. In the sliding speed and load range of this study, the lowest wear rate is for

0.15% graphene oxide filled PP nanocomposites with a value of $4{,}8E^{-14}$ m^2/N at 0.8m/s sliding speed and 40N load. The highest wear rate was obtained in the PA6 polymer under 10N load and 1.6m/s sliding speed.

Table 3. **Wear rate values for PA6 and PA6 nanocomposites tested at loads and sliding speed**

Materials	Load, N	Sliding speed, m/s		
		0.8m/s	1.2m/s	1.6m/s
		Wear rate, m^2/N		
PA6	20	1,30E-13	1,50E-13	1,59E-13
	30	1,00E-13	1,12E-13	1,21E-13
	40	7,50E-14	9,51E-14	9,96E-14
PA6/0.01GO	20	1,15E-13	1,42E-13	1,50E-13
	30	8,55E-14	1,03E-13	1,09E-13
	40	6,86E-14	8,41E-14	9,07E-14
PA6/0.05GO	20	1,11E-13	1,28E-13	1,37E-13
	30	7,67E-14	9,14E-14	1,06E-13
	40	6,42E-14	7,30E-14	8,41E-14
PA6/0.15GO	20	9,69E-14	1,15E-13	1,23E-13
	30	6,75E-14	7,93E-14	9,10E-14
	40	5,51E-14	6,39E-14	7,27E-14
PA6/0.3GO	20	7,49E-14	9,25E-14	1,10E-13
	30	6,17E-14	6,75E-14	7,93E-14
	40	4,85E-14	5,73E-14	6,61E-14

Fig. 5 shows the wear rate results of PA6/GO nanocomposites depending on GO content with a sliding speed of 1.2m/s and a load of 30N. As can be seen, the wear rate of PA6 nanocomposites was decreased with graphene oxide. Similar results were obtained by An [10], Yanchao [5], Song [12], Xin [14], Wang [7] and Wang [19]. Padenko et al. [9, 20] have attributed the change in specific wear rate is due to the transfer film layer formed on the metal disc surface. Similarly, it has been reported that the transfer film layer is the most important factor in increasing wear resistance of polymer composites under dry shear conditions. Wang et al. [7] declared that increased wear rate of multi-layer graphene (MLG)/PVC nanocomposites has been linked to the formation of wear debris under dry sliding conditions with respect to the high self-lubrication properties of multilayered graphene and increased toughness of nanocomposite. Furthermore, the presence of a multilayered graphene, crack initiation is inhibited, a protective film layer is formed, micro crack initiation and growth are prevented, and as a result, under sliding conditions, wear resistance of nanocomposites is increased. Tai et al. [21] reported that the wear rate deteriorated due to the increased amount of GO in graphene oxide filled UHMWPE nanocomposites. The reason for this is explained by agglomeration of graphene oxide in UHMWPE polymer. A similar result was obtained for the CNT/UHMWPE composite. It has been reported that the wear rate worsened due to the increased amount of CNT [22].

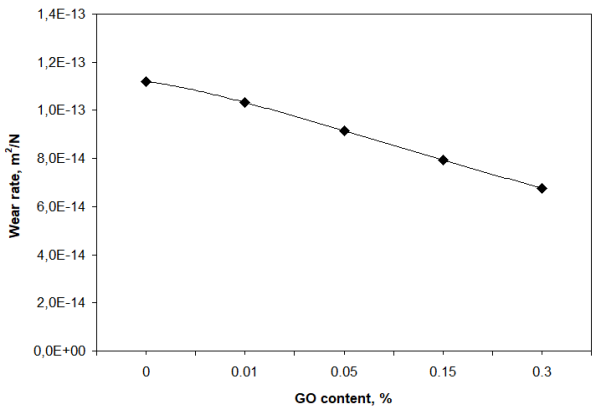


Figure 5. **Change of wear rate depending on graphene oxide (GO) (Sliding speed: 1.2 m/s, Load: 30 N)**

Conclusion

In the experimental study, the following conclusions can be drawn depend on friction and wear results:

1. The friction coefficient of graphene oxide filled PA6 nanocomposites increased with load and sliding speed.
2. The wear rate for PA6 and PA6/0.01GO and PA6 nanocomposites were 10^{-13} m^2/N while for PA6/0.05GO, PA6/0.15GO and PA6/0.3GO nanocomposites were 10^{-14} m^2/N. Both friction coefficient and wear rate of graphene oxide filled PA6 nanocomposites are significantly reduced.
3. The best friction coefficient and wear rate were obtained in 0.3%wt. GO filled PA6 polymer nanocomposites.
4. Friction coefficient and wear rate of PA6 nanocomposites was affected by formation of the transfer film on disc surface.

[1] Mindivan F. Effect of Graphene Nanoplatelets (GNPs) on Tribological and Mechanical Behaviors of Polyamide 6 (PA6). Tribology in Industry-2017 39(3), 277-282.
[2] Chatterjee S., Nüesch F.A. and Chu B.T.T. Crystalline and tensile properties of carbon nanotube and graphene reinforced polyamide 12 fibers. Chemical Physics Letters-2013 (557), 92–96.
[3] Neha A., Parihar, A.S., Singh, J.P., Goswami T.H. and Tripathi D.N. Efficient Nanocomposite formation of Acyrlo Nitrile Rubber by incorporation of Graphite and Graphene layers: Reduction in Friction and Wear Rate. Procedia Materials Science-2015 (10), 139–148.
[4] Shah R., Datashvili T., Cai T., Wahrmund J., Menard B., Menard K.P., Brostow W. and Perez J. Effects of functionalised reduced graphene oxide on frictional and wear properties of epoxy resin. Materials Research Innovations-2015 19(2), 97-106.
[5] Yanchao Z., Dongya Z., Xian W., Shanjun Z. and Jianlei W. Enhanced Tribological Properties of Polymer Composite Coating Containing Graphene at Room and Elevated Temperatures. Coatings-2018 (8), 91-103.
[6] Kandanur S.S., Mohammad A.R., Fazel Y., Michaiel S., Zhong-Zhen Y., Thierry A.B. and Nikhil K. Suppression of wear in graphene polymer composites, Carbon-2012 (50), 3178-3183.
[7] Wang H., Xie G., Zhu Z., Zhe Y. and You Z. Enhanced tribological performance of the multi-layer graphene filled poly(vinyl chloride) composites. Composites:Part A-2014 (67), 268-273.
[8] Samyn P., and Schoukens G., Thermochemical sliding interactions of short carbon fiber polyimide composites at high pv-conditions. Materials Chemistry and Physics-2009 (115), 185-195.
[9] Padenko E., van Rooyen L.J. and Karger-Kocsis J. Transfer Film Formation in PTFE/Oxyfluorinated Graphene Nanocomposites During Dry Sliding. Tribol Lett.-2017 (65), 36-47.

[10] An Y., Zhixin T., Yuanyuan Q., Xingbin Y., Bin L., Qunji X. and Jinying P. Friction and Wear Properties of Graphene Oxide/Ultrahigh-MolecularWeight Polyethylene Composites Under the Lubrication of Deionized Water and Normal Saline Solution. J. Appl. Polym. Scı.-2014, 39640-39651.
[11] Xiaochen H., Ying H., Xiyu H. and Dong J. Poly (ether ether ketone) composites reinforced by graphene oxide and silicon dioxide nanoparticles: Mechanical properties and sliding wear behavior. High Performance Polymers-2018, 30(4), 406.
[12] Song H., Na L., Yanjie L., Chunying M. and Zhen W. Preparation and tribological properties of graphene/poly(ether ether ketone) nanocomposites. J Mater Sci.-2012 (47), 6436–6443.
[13] Yan S., Dangsheng X. and Jianliang L. The Friction Properties of Polyvinyl Alcohol/Graphene Oxide Hydrogels as Cartilage Replacement. Key Engineering Materials-2007 (739), 152-156.
[14] Xin Y., Tonsheng L., Dafei G., Fanglin X. and Mingming W. Preparation and tribological properties of graphene oxide/nano-MoS2 hybrid as multidimensional assembly used in the polyimide nanocomposites. RSC Adv.-2017 (7), 6323–6335.
[15] Pan B., Zhang S., Li W., Zhao J., Liu J., Zhang Y. and Zhang Y. Tribological and mechanical investigation of MC nylon reinforced by modified graphene oxide. Wear-2012 (294–295), 395–401.
[16] Min C., Nie P., Song H.J., Zhang Z. and Zhao K. Study of tribological properties of polyimide/graphen eoxide nanocomposite films under sea water-lubricated condition. Tribol. Int.-2014 (80), 131–140.
[17] Li Y., Qihua W., Tingmei W. and Guangqin P. Preparation and tribological properties of graphene oxide/nitrile rubber nanocomposites. J Mater Sci.-2014 (47), 730–738.
[18] Lee C., Li Q.Y., Kalb W., Liu X.Z., Berger H., Carpick R.W. and Hone J. Science-2010 (328), 5974-5976.
[19] Wang X., Junwei W., Luhai Z., Xicheng W. and Wurong W. Tribological behaviors of amino functionalized graphene reinforced PTFE composite. Proc IMechE Part J: J Engineering Tribology-2018, 1–9.
[20] Padenko E., van Rooyen L.J., Wetzel B. and Karger-Kocsis J. ‘‘Ultralow’’ sliding wear polytetrafluoro ethylene nanocomposites with functionalized graphene. Journal of Reinforced Plastics and Composites-2016, 1–10.
[21] Tai Z., Yuanfeng C., Yingfei A., Xingbin Y. and Qunji X. Tribological Behavior of UHMWPE Reinforced with Graphene Oxide Nanosheets. Tribol Lett.-2012 (46), 55–63.
[22] Zoo Y.S., An J.W., Lim D.P. and Lim D.S. Effect of carbon nanotube addition on tribological behavior of UHMWPE. Tribol. Lett.-2004 (16), 305–309.

СОДЕРЖАНИЕ / LIST OF CONTENTS

Стр.

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ШКОЛЫ ИНСТИТУТА МАШИНОВЕДЕНИЯ РАН
Буяновский И.А., Данилов В.Д., Марченко Е.А., Хрущов М.М. 3

ВЛИЯНИЕ ТИПА КЕРАМИЧЕСКИХ ЧАСТИЦ НА ФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ АМг6/С60
Аборкин А.В., Евдокимов И.А., Скрябин И.О., Паникин А.Е., Архипов В.Е. 7

КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ В РОССИИ
Абрамов А.Н., Шолом В.Ю. 10

СРАВНИТЕЛЬНЫЕ СВЕДЕНИЯ ОБ ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ РАЗЛИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ТРИБОУЗЛОВ В АБРАЗИВНОЙ И БЕЗАБРАЗИВНОЙ СРЕДАХ
Авилкин Ю.М. 13

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ПОКРЫТИЙ
Албагачиев А.Ю. 15

МЕТОДЫ ОЦЕНКИ ХАРАКТЕРИСТИК СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ АЗОТИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ДЛЯ УЗЛОВ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ
Алексеева М.С., Куксенова Л.И. 18

РОЛЬ ТЕПЛООТВОДА В РАСПРЕДЕЛЕНИИ ТЕМПЕРАТУРЫ ВДОЛЬ СТАЛЬНОГО СТЕРЖНЯ-ОБРАЗЦА ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА В УСЛОВИЯХ СУХОГО СКОЛЬЖЕНИЯ ПО СТАЛИ
Алеутдинова М.И., Фадин В.В., Алеутдинов К.А. 21

ИЗМЕНЕНИЯ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СТАЛЬНОГО КОНТРТЕЛА В СУХОМ СКОЛЬЗЯЩЕМ ЭЛЕКТРОКОНТАКТЕ С ВЫСОКОЙ КОНТАКТНОЙ ПЛОТНОСТЬЮ ТОКА
Алеутдинова М.И., Фадин В.В., Алеутдинов К.А. 24

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЦИРКОНИЕВОЙ КЕРАМИКИ
Алисин В.В. 27

СМАЗКА НА ОСНОВЕ ДИСПЕРСИИ НАНОЧАСТИЦ АЛЮМОСИЛИКАТОВ ДЛЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА
Алисин В.В., Покидько Б.В., Рощин М.Н. Симакова Г.А. 29

МОТОРНЫЕ МАСЛА АРКТИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ, ПОЛУЧЕННЫЕ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ФРАКЦИИ НИЗКОЗАСТЫВАЮЩЕЙ ОСНОВЫ
Антонов С.А., Косарева О.А., Кашин Е.В., Заглядова С.В. 33

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧЕННЫХ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИМ НАПЫЛЕНИЕМ
Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачев М.С. 35

РАСЧЕТНЫЕ МОДЕЛИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ВЯЗКОУПРУГОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА, ОБРАЗУЮЩЕГОСЯ ПРИ ПЛАВЛЕНИИ ПОВЕРХНОСТИ ПОДШИПНИКОВОЙ ВТУЛКИ, ПОКРЫТОЙ МЕТАЛЛИЧЕСКИМ ЛЕГКОПЛАВКИМ ПОКРЫТИЕМ
Ахвердиев К.С., Лагунова Е.О., Мукутадзе М.А. 37

ОПТИМАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ФРИКЦИОННОЙ ПАРЫ «ВТУЛКА-ПЛУНЖЕР» С МИНИМАЛЬНЫМ ИЗНОСОМ
Ахундова П.Э. 42

К ВОПРОСУ О ВЛИЯНИИ ФАКТОРА ТРЕНИЯ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ БУРЕНИЯ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ СКВАЖИН БОЛЬШОЙ ПРОТЯЖЁННОСТИ
Басович В.С., Басович Д.В., Буяновский И.Н. 46

Стр.

РЕОМОДИФИКАТОРЫ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ РЕЖИМОВ ГРАНИЧНОГО ТРЕНИЯ
Бердичевский Е.Г. 50

ВЛИЯНИЕ СОСТАВА СОТС, СОДЕРЖАЩИХ ПРОИЗВОДНЫЕ ФТАЛОЦИАНИНА, НА ПРОЦЕСС СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ
Березина Е.В., Годлевский В.А., Волков А.В., Парфенов А.С. 52

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПРИСАДКАМИ НАНОСТРУКТУРНОГО ДЕЙСТВИЯ
Березина Е.В., Корчагин А.М., Смирнова А.И., Парфенов А.С., Усольцева Н.В., Шилов М.А., Гвоздев А.А. 55

ОЦЕНКА ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОКРЫТИЙ НАПЛАВЛЕННЫХ ЛАЗЕРНЫМ ЛУЧОМ
Бирюков В.П., Гудушаури Э.Г., Чурляева О.Н. 57

ПОЛУЧЕНИЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКЕ
Бирюков В.П., Фишков А.А. 58

О КРИТЕРИЯХ РАБОТОСПОСОБНОСТИ РОЛИКОВИНТОВЫХ МЕХАНИЗМОВ
Блинов Д.С. 62

ЧИСЛЕННАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ АЛГОРИТМА УЗАВЫ ДЛЯ РЕШЕНИЯ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНТАКТНЫХ ЗАДАЧ С ТРЕНИЕМ
Бобылев А.А. 66

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ И КИНЕТИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ЗОНЕ ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА
Бойко М.В., Колесников В.И., Булгаревич С.Б. 70

СИНТЕЗ И АБРАЗИВНЫЕ СВОЙСТВА АЛМАЗОСОДЕРЖАЩИХ МАТЕРИАЛОВ С КЕРАМИЧЕСКОЙ МАТРИЦЕЙ
Болотов А.Н, Новиков В.В., Новикова О.О. 74

О ФИЗИЧЕСКОЙ СУЩНОСТИ ПОНЯТИЯ ФРИКЦИОННОЙ СВЯЗИ
Бородай А.В. 76

О МЕХАНИЗМЕ СЦЕПЛЕНИЯ ТЕЛ ПРИ ФРИКЦИОННОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ
Бородай А.В., Скринников Е.В., Васильев Б.Н. 81

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СИЛЫ ТРЕНИЯ НА ПРЕДЕЛЬНУЮ ВЕЛИЧИНУ СТЕПЕНИ ДЕФОРМАЦИИ И НАПРЯЖЕНИЯ ВОЛОЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ СПЛАВА АД-31
Боткин А.В., Абрамов А.Н. 84

ТРИБОЛОГИЯ И МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ
Броновец М.А. 87

ОЦЕНКА ИЗНОСА ДЕРЕВОРЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ
Буглаев А.М. 90

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПАРЫ ТРЕНИЯ ЛАТУНЬ-СТАЛЬ В ВОДНЫХ РАСТВОРАХ ОРГАНИЧЕСКИХ КИСЛОТ
Бурлакова В.Э., Дроган Е.Г., Геращенко Д.Ю. 92

ПОЛУЧЕНИЕ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОКСИДА НИКЕЛЯ КАК МЕТАЛЛОПЛАКИРУЮЩЕЙ ПРИСАДКИ К СМАЗОЧНЫМ МАТЕРИАЛАМ
Бурлакова В.Э., Таутиева М.А., Остапенко Д.А. 95

Стр.

ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПРИСАДКАМИ П-Н-ПРОПИЛОКСИБЕНЗОЙНОЙ КИСЛОТЫ И П-Н-ПРОПИЛОКСИ-П'-ЦИАНОБИФЕНИЛА ПРИ ГРАНИЧНОМ ТРЕНИИ
Бурченков К.С., Новиков В.В., Сырбу С.А. 97

ОПЫТ ПРИМЕНЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОГО ОРГАНОПЛАСТА «ОКСАФЕН» В ТЯЖЁЛЫХ УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИИ
Буяев Д.И., Краснов А.П. 101

ВЛИЯНИЕ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ НА ПОВЕДЕНИЕ ТРИБОКОНТАКТА В СИСТЕМЕ ВТУЛКА-КОНУС
Вавилин С.А., Яресько С.И. 105

РАЗРАБОТКА РАСЧЕТНОЙ МОДЕЛИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА, ОБРАЗУЮЩЕГОСЯ ПРИ ПЛАВЛЕНИИ ПОДПЯТНИКА, ПРИ НАЛИЧИИ СЖИМАЕМОГО ПРИНУДИТЕЛЬНОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА
Василенко В.В., Черняев С.С. 109

НЮАНСЫ В ТРИБОЛОГИИ
Войнов К.Н. 113

РАЗРАБОТКА И АНАЛИЗ МОДЕЛЬНОЙ ДИАГРАММЫ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ВНЕДРЕНИЯ В ТОПОКОМПОЗИТ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ
Воронин Н.А. 117

НОВЫЙ РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ МОДУЛЯ УПРУГОСТИ ПОКРЫТИЯ ТОПОКОМПОЗИТА НА ОСНОВЕ МОДЕЛЬНОЙ ДИАГРАММЫ ВНЕДРЕНИЯ
Воронин Н.А. 120

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ ТИПА СТАКАНОВ С ФЛАНЦЕМ В ДОННОЙ ЧАСТИ ПУТЁМ ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КОНТРПУАНСОНА
Воронцов А.Л., Никифоров И.А. 123

ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПОЛЫХ ДЕТАЛЕЙ С ВНУТРЕННИМ ВЫСТУПОМ С ПОМОЩЬЮ ВНУТРЕННЕГО РАДИАЛЬНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ
Воронцов А.Л., Рещиков Е.О. 126

МОЛЕКУЛЯРНАЯ ИНЖЕНЕРИЯ В ТРИБОЛОГИИ
Гайдар С.М., Лагузин А.Б. 128

НЕКОТОРЫЕ ПРИНЦИПЫ ПОСТРОЕНИЯ МОЛЕКУЛЯРНЫХ МОДЕЛЕЙ ТРИБОСИСТЕМ СО СМАЗОЧНЫМ СЛОЕМ
Годлевский В.А., Блинов О.В., Харламов Р.И., Парфенов А.С. 132

ЭКПЛУАТАЦИОННАЯ ОБКАТКА - ФИНИШНЫЙ ЭТАП ПРИРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ ДЕТАЛЕЙ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ
Голубев А.П., Прокопенко А.К., Голубев А.А. 136

КАРДОВЫЕ ПОЛИМЕРЫ КАК ТЕПЛО- И ТЕРМОСТОЙКИЕ АНТИФРИКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ И СВЯЗУЮЩИЕ
Горошков М.В., Шапошникова В.В., Полунин С.В., Донсков Е.А. 139

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОТИВОИЗНОСНЫХ И АНТИФРИКЦИОННЫХ СВОЙСТВ ТОПЛИВ ДЛЯ РЕАКТИВНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ, СОДЕРЖАЩИХ ТОВАРНЫЕ И ОПЫТНЫЕ ПРОТИВОИЗНОСНЫЕ ПРИСАДКИ
Горюнова А.К., Селезнев М.В., Шаталов К.В., Лихтерова Н.М. 143

Стр.

МОДЕЛИРОВАНИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ТРЕНИЯ ЭЛАСТОМЕРОВ
Горячева И.Г. 144

ИССЛЕДОВАНИЕ И МОДЕЛИРОВАНИЕ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ КОНТАКТНО-УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ В РЕЛЬСАХ
Горячева И.Г., Борц А.И., Захаров С.М., Заграничек К.Л, Шур Е.А. 146

СТРУКТУРА И МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ РАСТИТЕЛЬНЫХ МАСЕЛ
Григорьев А.Я., Ковалева И.Н. 149

АНТИФРИКЦИОННЫЕ СМАЗКИ
Гришин Н.Н., Орешенков А.В., Степанова С.Е. 152

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНАШИВАНИЯ ХРОМОВАНАДИЕВЫХ СПЛАВОВ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ С УДАРОМ ПО АБРАЗИВНОЙ ПОВЕРХНОСТИ
Грядунов С.С., Капустин В.В. 154

ДЕФОРМАЦИОННО-ТОПОГРАФИЧЕСКИЙ МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СТРОИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ
Густов Ю.И., Воронина И.В. 157

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ ТРЕНИЯ УПРУГИХ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С ПОЗИЦИИ ЭЛАСТОГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ СМАЗКИ
Данилов В.Д., Усов П.П., Шитов Г.М. 159

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ТЕРМОСТОЙКИХ ПОЛИМЕРОВ И РАЗНОМАСШТАБНЫХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ
Данилов В.Д., Олифиров Л.К., Шитов Г.М. 163

ОСОБЕННОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО РЕЖИМА НА МАШИНАХ ТРЕНИЯ ТИПА «АМСЛЕР»
Даровской Г.В., Езупова М.Н. 165

РЕЗУЛЬТАТЫ ОПЫТНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ И СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ОТЕЧЕСТВЕННОГО СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА «РОСОЙЛ-МГП» В ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ГОРЯЧЕГО ПРОКАТА
Дема Р.Р., Харченко М.В. 168

ВЫСОКИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ВОДНОГО КОНЦЕНТРАТА СФЕРИЧЕСКИХ ЧАСТИЦ ВОЛЬФРАМА ДИСУЛЬФИДА. ПРИМЕНЕНИЕ В МЕТАЛЛООБРАБОТКЕ
Дилоян Г.А., Чаубей Г.Ш. 172

ВВОД В МАСЛА ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЗАРЯДОВ И ТРИБОСОСТАВОВ
Дунаев А.В., Любимов Д.Н., Пустовой И.Ф., Рыжов В.Г., Тришкин И.Б. 175

ЭКОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОБЛЕМЫ ТРИБОЛОГИИ В КОНТЕКСТЕ КРУГОВОРОТА УГЛЕРОДА
Евдокимов А.Ю. 177

ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЛИТИЕВЫХ ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОК С ЖИДКОКРИСТАЛЛИЧЕСКИМИ ПРИСАДКАМИ
Ельникова Л.В., Пономаренко А.Т., Шевченко В.Г., Акопова О.Б., Терентьев В.В. 179

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЭКОЛОГИЧЕСКИ ЧИСТЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ РАСТИТЕЛЬНЫХ МАСЕЛ
Ермаков С.Ф., Чмыхова Т.Г., Тимошенко А.В., Шершнев Е.Б. 183

Стр.

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ ДИСПЕРСНОЙ ФАЗЫ ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОК НА ИХ МЕХАНИЧЕСКУЮ СТАБИЛЬНОСТЬ
Жорник В.И., Ивахник А.В., Ивахник В.П., Запольский А.В. 185

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЛАСТИЧНОЙ СМАЗКИ С НАНОМОДИФИКАТОРАМИ ТРЕНИЯ
Задошенко Е.Г., Бурлакова В.Э. 188

УСКОРЕНИЕ ВНЕДРЕНИЯ ИННОВАЦИЙ В ОБЛАСТИ ТРИБОЛОГИИ И ТРИБОТЕХНИКИ
Зайнетдинов Р.И., Гадолина И.В. 190

АКТУАЛЬНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ТРИБОЛОГИИ НА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОМ ТРРАНСПОРТЕ
Захаров С.М. 194

МЕТОДИКИ РАСЧЕТНОЙ ОЦЕНКИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ТРИБОУЗЛОВ ПО СИСТЕМЕ КРИТЕРИЕВ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ И ПОВРЕЖДЕНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ
Зернин М.В. 196

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ КОМПОЗИЦИЙ БЕЗЗОЛЬНЫХ ДИТИОФОСФАТОВ И ДИТИОКАРБАМАТОВ В СРЕДЕ УГЛЕВОДОРОДНОГО МАСЛА
Золотов В.А., Селезнев М.В., Матвеев П.В. 200

К ВОПРОСУ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СЕГМЕНТНЫХ УПЛОТНЕНИЙ ТНА ЖРД
Иванов А.В. 203

ЗАКОНОМЕРНОСТЬ ИЗМЕНЕНИЯ ЭНТРОПИИ ИНФОРМАЦИОННОГО ПОСЛЕДЕЙСТВИЯ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ
Ивасышин Г. С. 207

О ПАРАМЕТРАХ НАНОШЕРОХОВАТОСТИ И НЕКОТОРЫХ КОРРЕЛЯЦИОННЫХ СООТНОШЕНИЯХ
Измайлов В.В., Новоселова М.В. 210

МОДЕЛЬ ИЗНАШИВАНИЯ ТОРЦОВЫХ УПЛОТНЕНИЙ
Измеров М.А., Тихомиров В.П. 214

К ВОПРОСУ ОБ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ УГЛЕРОДНЫХ ПЛЕНОК
Илясов В.В., Ашканов А.В., Холодова О.М. 218

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТРИБОЛОГИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ МАТЕРИАЛОВ ПАР ТРЕНИЯ
Исмаилов Г.М., Тюрин А.Е. 221

РЕЗУЛЬТАТЫ РАЗРАБОТКИ И ПРИМЕНЕНИЯ КОНСЕРВАЦИОННЫХ И ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ МАСЕЛ «РОСОЙЛ»
Казаков А.М., Фазлиахметов Ф.Н. 224

ПРОБЛЕМЫ УДАЛЕНИЯ ЛЕДЯНОГО НАЛЕТА НА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ РЕЛЬСАХ В УСЛОВИЯХ АРКТИКИ И КОНТИНЕНТАЛЬНОГО ШЕЛЬФА
Керопян А.М., Албул С.В., Зарапин А.Ю. 228

ОЦЕНКА КОРРОЗИОННОЙ АКТИВНОСТИ И ОКИСЛИТЕЛЬНОЙ СТАБИЛЬНОСТИ РАСТИТЕЛЬНЫХ МАСЕЛ
Ковалева И.Н., Григорьев Ф.А. 232

Стр.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НЕКОТОРЫХ ОРГАНИЧЕСКИХ ВЕЩЕСТВ НА ПРОЦЕСС ФОРМИРОВАНИЯ АНТИФРИКЦИОННОЙ ПЛЕНКИ В БИОРАЗЛАГАЕМЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛАХ
Колесников И.В., Лебединский К.С. 234

СТЕНД ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ В УСЛОВИЯХ БЫСТРЫХ ТЕМПОВ НАГРЕВА
Коломийцев И.А., Михайловский К.В., Голубев А.П. 236

ПОВЕРХНОСТНОЕ РАЗРУШЕНИЕ ЭЛАСТОМЕРА КОСЫМ УДАРОМ АБРАЗИВНЫХ ЧАСТИЦ
Копченков В.Г., Пенкин Н.С. 239

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЙ СРЕД СЛОЖНОЙ РЕОЛОГИИ В ТОНКИХ КОЛЬЦЕВЫХ КАНАЛАХ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ
Корнаев А.В. 242

О РАЗРУШЕНИИ УДАРНО НАГРУЖЕННЫХ ПОДШИПНИКОВ
Корнеев С.В., Жигадло А.П., Буравкин Р.В., Ярмович Я.В., Петухова Ю.Д., Пермяков В.Б. 246

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОНТАКТНОЙ ЗАДАЧИ ПРОТЕКТОРА ПНЕВМАТИЧЕСКОЙ ШИНЫ ПРИ КАЧЕНИИ С УЧЕТОМ ФОРМЫ РИСУНКА В ПРОГРАММНОМ КОМПЛЕКСЕ ABAQUS
Королёв П.В., Шилов М.А., Маслов Л.Б. 247

ИОННО-ПЛАЗМЕННОЕ ИМПЛАНТИРОВАНИЕ, КАК МЕТОД СОЗДАНИЯ ИНТЕРМЕТАЛЛИДОВ
Костылев А.Г., Смирнов Г.В., Курочкина А.Р. 250

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ПЛАЗМЕННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В МАШИНОСТРОЕНИИ
Кравченко И.Н., Ерофеев М.Н., Глинский М.А. 253

ОПРЕДЕЛЕНИЕ АДГЕЗИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ТОНКИХ ПОКРЫТИЙ МЕТОДОМ ИНСТРУМЕНТАЛЬНО ИНДЕНТИРОВАНИЯ
Кравчук К.С. 257

АНТИФРИКЦИОННОСТЬ И АНТИФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ТЕРМОСТОЙКИХ ТЕРМОПЛАСТОВ
Краснов А.П., Наумкин А.В., Горошков М.В. 259

ФРИКЦИОННЫЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ СИНТЕТИЧЕСКИХ И ИСКУССТВЕННЫХ ВОЛОКОН
Криволапов П.Н., Савич В.В., Лешок А.В. 261

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ НАНОКЛАСТЕРОВ ЗОЛОТА В СОСТАВЕ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ
Кужаров А.А., Неверов И.Ю., Герасина Ю.С., Коломийцев А.С., Федотов А.А., Солдатов М.А., Солдатов А.В. 265

ВЛИЯНИЕ ВТОРИЧНЫХ СТРУКТУР НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ СТАЛЬНОГО КОНТРТЕЛА ПРИ РАБОТЕ С ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМИ АЛЮМИНИЕВЫМИ ПОДШИПНИКОВЫМИ СПЛАВАМИ
Кузнецова Е.В., Гершман И.С., Миронов А.Е., Подрабинник П.А. 267

АБРАЗИВНАЯ СТОЙКОСТЬ ДИСПЕРСИОННО-ТВЕРДЕЮЩИХ СПЛАВОВ НА НИКЕЛЬ-ХРОМОВОЙ И МЕДНО-БЕРИЛЛИЕВОЙ ОСНОВАХ
Кукареко В.А. 271

Стр.

МЕТОДИКА СИНТЕЗА ТОНКИХ ПЛЕНОК ZnO МЕТОДОМ МОЛЕКУЛЯРНОГО НАСЛАИВАНИЯ
Кулаков О.И. 275

МЕТОДИКА ОЦЕНКИ КАЧЕСТВА АЛМАЗОПОДОБНОГО ПОКРЫТИЯ РАМАНОВСКОЙ СПЕКТРОСКОПИЕЙ
Кулаков О.И., Албагачев А.Ю. 278

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ КАЧЕСТВА СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА НА РЕСУРС ЧЕРВЯЧНОЙ ПЕРЕДАЧИ
Кулешова Е.М., Поляков С.А., Лычагин В.В., Куксенова Л.И., Хренникова И.А. 280

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ РАСЧЕТОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ИЗМЕРЕНИЙ ПАРАМЕТРОВ ПОВЕРХНОСТИ НА СОВРЕМЕННЫХ ПРОФИЛОМЕТРАХ
Курапов П.А., Новиков В.С., Караванова А.Г. 282

ВЛИЯНИЕ НА УСТАЛОСТНУЮ ПРОЧНОСТЬ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО НАГРУЖЕНИЯ МАТЕРИАЛА ЛИТЫХ ДЕТАЛЕЙ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОНСТРУКЦИЙ
Лебединский С.Г., Москвитин Г.В., Пугачев М.С., Поляков А.Н. 284

СИНТЕЗ НАНОКОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СИММЕТРИЧНЫХ СТРУКТУР, ИМЕЮЩИХ ПОЛЮСНОЕ СТРОЕНИЕ
Левченко В.А., Буяновский И.А., Самусенко В.Д., Матвеенко В.Н. 286

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТВЕРДЫХ СМАЗОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ СИСТЕМЫ TiN-Pb С РАЗЛИЧНОЙ МОРФОЛОГИЕЙ
Лесневский Л.Н., Ляховецкий М.А., Лозован А.А., Ушаков А.М., Ионов А.В. 289

ФРИКЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ НА ОСНОВЕ БРОНЗЫ НАПОЛНЕННЫЙ СТЕКЛОУГЛЕРОДОМ ДЛЯ РАБОТЫ В УСЛОВИЯХ СМАЗКИ
Лешок А.В., Роговой А.Н. 292

ВЛИЯНИЕ МИКРОНАПРЯЖЕНИЙ И ВЕЛИЧИНЫ ЗЕРНА ПОВЕРХНОСТИ ОСНОВЫ НА ФОРМИРОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПОКРЫТИЙ ДИСЕЛЕНИДА МОЛИБДЕНА ($MoSe_2$)
Лобова Т.А., Марченко Е.А. 295

ПРОБЛЕМЫ ИНТЕНСИВНОГО ИЗНОСА КОЛЕС И РЕЛЬСОВ, РЕАЛЬНЫЕ И ЭФФЕКТИВНЫЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИХ РЕШЕНИЙ
Лужнов Ю.М., Керопян А.М., Петраковский С.С. 299

ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫЙ СИНТЕЗ САМОСМАЗЫВАЮЩИХСЯ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИХ КОМПОЗИТОВ
Лукьянов А.И. 301

ВЛИЯНИЕ ДОБАВОК ДИХАЛЬКОГЕНИДОВ ТУГОПЛАВКИХ МЕТАЛЛОВ НА ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОК
Любинин И.А. 303

ВЛИЯНИЕ АДГЕЗИОННОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА КОНТАКТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИ ИНДЕНТИРОВАНИИ ВЯЗКОУПРУГИХ ТЕЛ С РАЗГРУЗКОЙ
Любичева А.Н. 306

АНАЛИЗ МОМЕНТА СОПРОТИВЛЕНИЯ ПРИ КОЛЕБАНИЯХ В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ
Малафеев С.И., Копейкин А.И., Малафеев С.С. 309

Стр.

КОНТРОЛЬ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ НА МНОГОКЛЕТЬЕВОМ СТАНЕ
Малафеев С.И., Малафеева А.А., Коняшин В.И. 312

МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕТОДОМ МОЛЕКУЛЯРНОЙ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССОВ ЭВОЛЮЦИИ ТРЕЩИН И ПОР В ПОВЕРХНОСТНОЙ ЗОНЕ СТАЛЕЙ С ПОКРЫТИЕМ ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИЯ С РЕСУРСНЫМ СМАЗЫВАНИЕМ
Маленко П.И., Леонов А.Ю., Релмасира К.Д. 315

ТРИБОХИМИЯ ЭПИЛАМА
Малкин А.И., Клюев В.А., Лознецова Н.Н., Попов Д.А., Рязанцева А.А., Топоров Ю.П. 319

ОБ ОДНОЙ ВОЗМОЖНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ ТРЕНИЕМ В ПАРАХ ТРЕНИЯ
Мандель А.М., Ошурко В.Б., Соломахо К.Г., Шарц А.А. 321

ТРИБОДИАГНОСТИКА ДВС МЕТОДАМИ ВСТРОЕННОГО КОНТРОЛЯ
Матвеевский В.Р. 323

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТРЕНИЯ МНОГОУРОВНЕВОЙ ВОЛНИСТОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПО ВЯЗКОУПРУГОМУ ОСНОВАНИЮ
Маховская Ю.Ю. 326

ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННОГО РАЗОГРЕВА ТЕЛ С ПОКРЫТИЯМИ
Маховская Ю.Ю., Торская Е.В. 330

ИССЛЕДОВАНИЕ СРУКТУРНО-ФАЗОВЫХ ИЗМЕНЕНИЙ И ИЗНОСТОЙКОСТИ НАНОСТРУКТУРНЫХ МНОГОКОМПОНЕНТНЫХ ПОКРЫТИЙ
Мигранов М.Ш., Мухамадеев В.Р., Мигранов А.М. 334

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАТЕРИАЛОВ И ПОКРЫТИЙ ДЛЯ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА
Мигранов М.Ш., Мухамадеев В.Р., Мигранов А.М. 338

ИЗНОСОКОНТАКТНАЯ ЗАДАЧА О ВДАВЛИВАНИИ КОЛОДКИ С ФРИКЦИОННОЙ НАКЛАДКОЙ В ПОВЕРХНОСТЬ БАРАБАНА
Мирсалимов В.М., Гасанов Ш.Г., Гейдаров Ш.Г. 342

ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ И СПЕКТРАЛЬНАЯ ОЦЕНКА ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ЭЛАСТОМЕРОВ, ПОДВЕРГШИХСЯ ИСПЫТАНИЯМ НА ИЗНОС
Морозов А.В., Цуканов И.Ю., Миньков К.Н. 344

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕКИХ СВОЙСТВ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ КАРБИДА ТИТАНА ПРИ КОНТАКТНОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С МЕДЬЮ
Муканов С.К., Петржик М.И. 347

ПРОБЛЕМЫ АНАЛИЗА МЕХАНИЗМОВ ТРЕНИЯ
Мышкин Н.К., Григорьев А.Я. 350

РАСЧЕТ КИНЕТИКИ ФОРМИРОВАНИЯ СМАЗОЧНОЙ ПЛЕНКИ ПРИ РЕЗАНИИ СТАЛИ В КОНТРОЛИРУЕМОЙ АТМОСФЕРЕ
Новиков В.В., Наумов А.Г., Раднюк В.С. 354

ТЕХНОЛОГИЯ БЕЗЫЗНОСНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ - ИТОГИ 15 ЛЕТ ПРИМЕНЕНИЯ
Новиков В.И. 357

НАУКА - ГЛАВНАЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНАЯ СИЛА РОССИЙСКОЙ ЭКОНОМИКИ - МЕЧТЫ ИЛИ РЕАЛЬНОСТЬ
Новиков В.И. 361

Стр.

СВЕРХНИЗКОЕ ТРЕНИЕ ЛЕГИРОВАНЫХ КОМПОЗИЦИЙ
Ноженков М.В. 363

ТРИБОДИАГНОСТИКА И ВИБРОДИАГНОСТИКА МАШИННО-ТРАКТОРНОГО ПАРКА
Овчинникова М.С. 365

РОЛЬ КОНТАКТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК В ОБЕСПЕЧЕНИИ ГЕРМЕТИЧНОСТИ МЕТАЛЛО-ПОЛИМЕРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ
Огар П.М., Кожевников А.С., Хаертдинов К.В. 367

КОНТАКТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ И ПОСЛЕДУЮЩЕЙ РАЗГРУЗКЕ СТЫКА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ
Огар П.М., Угрюмова Е.В. 371

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ УПРУГОДЕФОРМИРУЕМОГО УПОРНОГО ПОДШИПНИКА С УЧЕТОМ ЗАВИСИМОСТИ ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТИ, ВЯЗКОСТИ СМАЗОЧНОГО МАТЕРИАЛА И ПРОНИЦАЕМОСТИ ПОРИСТОГО СЛОЯ ОТ ДАВЛЕНИЯ
Опацких А.Н., Черняев С.С., Солоп С.А. 375

ОЦЕНКА СМАЗЫВАЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ РЕАКТИВНЫХ ТОПЛИВ
Орешенков А.В., Гришин Н.Н., Степанова С.Е. 379

ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПАР ТРЕНИЯ ПЬЕЗОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ
Падгурскас Ю., Андрюшис А., Жунда А. 382

ВЛИЯНИЕ ТСМ НА ТЕМПЕРАТУРУ ПРИ ЗАТОЧКЕ ИНСТРУМЕНТА ЭЛЬБОРОВЫМИ КРУГАМИ РАЗЛИЧНОЙ ЗЕРНИСТОСТИ
Панайоти В.А., Богомольная Г.В., Копытова Е.В. 385

ТРЕНИЕ СШИТОГО ФЕНОЛОФОРМАЛЬДЕГИДНОГО ПОЛИМЕРА
Панова М.О., Буяев Д.И., Романченко Е.С., Наумкин А.В. 387

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА НАНОЧАСТИЦ СУЛЬФИДОВ МЕТАЛЛОВ
Паренаго О.П., Оганесова Э.Ю, Лядов А.С., Бордубанова Е.Г. 390

ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ДОБАВОК АСТРАЛЕНОВ К СМАЗОЧНЫМ МАТЕРИАЛАМ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ И ПОКАЗАТЕЛИ КАЧЕСТВА ДЕТАЛЕЙ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ МАШИН
Петров В.М., Петров Ю.В., Федосов А.В. 394

ВЛИЯНИЕ ИЗНОСА НА НАКОПЛЕНИЕ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ И УВЕЛИЧЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ ОТКАЗА МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ
Петрова И.М., Филимонов М.А. 398

МЕТОДОЛОГИЯ ИСПЫТАНИЙ СЛОЖНЫХ ТРИБОСИСТЕМ
Пилюшина Г.А., Памфилов Е.А. 401

МЕХАНИЗМЫ ОБРАЗОВАНИЯ ВТОРИЧНЫХ СТРУКТУР НА ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ МОНОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ
Подрабинник П.А., Гершман И.С., Миронов А.Е., Кузнецова Е.В. 405

СРАВНЕНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МДО-ПОКРЫТИЙ СФОРМИРОВАННЫХ НА СПЛАВАХ Д16 И В95 ПРИ ИСПЫТАНИИ В ЭКОЛОГИЧЕСКИХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛАХ
Почес Н.С., Малышев В.Н., Дёрр Н. 409

Стр.

УЧЕТ СИЛ ТРЕНИЯ В КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАХ МЕХАНИЗМОВ ПРИ ОЦЕНКЕ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ
Правоторова Е.А. 413

ИССЛЕДОВАНИЕ И ПРОМЫШЛЕННЫЕ ИСПЫТАНИЯ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ВОЛОЧЕНИЯ МЕДНОЙ И АЛЮМИНИЕВОЙ ПРОВОЛОКИ
Пузырьков Д.Ф., Саранцева С.А. 415

ОЦЕНКА УСИЛИЙ ЗАТЯЖКИ АВИАЦИОННЫХ БОЛТОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ
Пучков В.Н., Дунаев В.В. 418

ИССЛЕДОВАНИЕ МАГНИТНЫХ ИНДУКЦИОННЫХ ЭФФЕКТОВ ПРИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ УПРАВЛЕНИИ ИЗНОСОСТОЙКОСТЬЮ СТАЛЕЙ
Пыриков П.Г., Данилюк А.Я. 422

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ ДЛЯ ПОИСКА И ИССЛЕДОВАНИЯ ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМОВ ТРЕНИЯ И ИЗНАШИВАНИЯ
Растегаев И.А., Мерсон Д.Л., Виноградов А.Ю., Данюк А.В., Растегаева И.И. 425

АБРАЗИВНАЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ УПРОЧНЁННОЙ ЛАЗЕРНОЙ ЗАКАЛКОЙ И КРОТКОВРЕМЕННЫМ ОТПУСКОМ
Раткевич Г.В., Барабонова И.А., Афанасьева Л.Е., Новоселова М.В. 429

ИССЛЕДОВАНИЕ МИКРОСТРУКТУРЫ И МИКРОТВЕРДОСТИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ
Родичев А.Ю., Горин А.В., Токмаков Н.В. 432

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ТРИБОСИСТЕМ НА ИХ ЭКОЛОГО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ
Романова А.Т., Лужнов Ю.М., Попова М.В. 435

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НА КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНОГО МАТЕРИАЛА ПРИ СКОЛЬЖЕНИИ ПО СТАЛИ
Рощин М.Н. 439

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ УПРУГОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ЗАДАЧ ДЛЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ
Рыбкин Н.Н, Зернин М.В. 440

ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ВКЛАДА ОКИСЛИТЕЛЬНЫХ РЕАКЦИЙ В ИЗНОС СИСТЕМЫ РЕЗАНИЯ
Рыжкин А.А., Боков А.И., Моисеев Д.В., Голованев В.А. 444

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНОГО РЕЖИМА ПРИ ТОЧЕНИИ
Рыжкин А.А., Моисеев Д.В., Алиев М.М., Климов М.М., Олейникова Ю.А., Тороп Ю.А. 448

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ДИССИПАЦИИ ЭНЕРГИИ ПРИ КВАЗИУПРУГОМ КАЧЕНИИ
Савенко В.И. 450

НЕКОТОРЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ СМАЗКИ
Савин Л.А., Корнаев А.В. 455

АНТИФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА DLC ПОКРЫТИЯ С ПОДСЛОЕМ AlTiN В МОДЕЛЬНЫХ СМАЗОЧНЫХ СРЕДАХ
Самусенко В.Д., Буяновский И.А., Левченко В.А., Матвеенко В.Н. 457

Стр.

ОЦЕНКА НЕСТАБИЛЬНОСТИ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ВАЛЬЦОВАННЫХ ФПМ ПРИ НИЗКИХ ДАВЛЕНИЯХ
Сафронов Е.В., Носко А.Л. 459

КИНЕТИКА ИЗНАШИВАНИЯ МОДИФИЦИРУЮЩИХ НАПЫЛЁННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ МЕДИ
Сачек Б.Я., Мезрин А.М., Муравьёва Т.И., 461

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ВЫСОКОНАПОЛНЕННЫХ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ
Севостьянов Н.В., Ефимочкин И.Ю., Болсуновская Т.А. 464

ВЛИЯНИЕ ЛЕГИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ И КОНТАКТНЫХ ТЕМПЕРАТУР НА ДИАПАЗОН РАБОЧИХ НАГРУЗОК ПАР ТРЕНИЯ ПОЛИМЕР - СТАЛЬ
Седакова Е.Б., Козырев Ю.П., Бураков И.С. 466

СОВРЕМЕННЫЕ МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ШНЕКОВЫХ МАШИН, ПРИМЕНЯЕМЫХ В ПРОЦЕССАХ РУДОПОДГОТОВКИ
Сербин В.М. 469

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ОБРАЗЦОВ ИЗ СТАЛИ С МИНЕРАЛЬНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИИ С БУРОВЫМ РАСТВОРОМ
Сказочкин А.В., Бондаренко Г.Г., Кислов С.В. 471

ВЛИЯНИЕ СХЕМЫ ИСПЫТАНИЯ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ ИЗНАШИВАНИЯ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА ПРИ СУХОМ ТРЕНИИ
Скоренцев А.Л., Русин Н.М., Власов И.В. 475

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ЛЕГИРОВАННЫХ ГИБРИДНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ПОРОШКОВОЙ ОСНОВЕ ИЗГОТОВЛЕННЫХ ПО ТЕХНОЛОГИИ КАРБУЛ
Смирнов Н.И., Прожега М.В., Смирнов Н.Н., Зеленская М.Н., Пятов И.С., Шапошникова К.В., Ладанов С.В. 479

ВЛИЯНИЕ ЧАСТОТЫ ВРАЩЕНИЯ НА ИЗНАШИВАНИЕ НАСОСНЫХ СТУПЕНЕЙ УЭЦН
Смирнов Н.И., Смирнов Н.Н. 481

ОСОБЕННОСТИ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ В НАНОСТРУКТУРНЫХ МАТЕРИАЛАХ
Столяров В.В. 485

ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЁЖНОСТИ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ НА ЭТАПЕ ОПЫТНО-КОНСТРУКТОРСКИХ РАБОТ
Сутягин О.В., Рачишкин А.А. 489

КОНСТРУИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ ЛЕПЕСТКОВЫХ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ С ЦЕНТРАЛЬНЫМ КРЕПЛЕНИЕМ ЛЕПЕСТКОВ
Сытин А.В., Тюрин В.О., Решетов М.М. 492

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МАТЕРИАЛОВ, ИЗГОТОВЛЕННЫХ МЕТОДАМИ АДДИТИВНОГО ПРОИЗВОДСТВА
Тарасова Т.В., Филатова А.А., Аксененко А.Ю. 494

ПУТИ СОЗДАНИЯ НОВЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ, СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ И АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ МАНЕВРЕННЫХ САМОЛЕТОВ
Титов В.В. 497

Стр.

АЛМАЗОПОДОБНОЕ ПОКРЫТИЕ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ И ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЫ
Тополянский П.А., Ермаков С.А., Тополянский А.П. 499

УПРОЧНЕНИЕ РЕЗЬБОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕНТАЛЬНЫХ ИМПЛАНТАТОВ И ВИНТОВ АБАТМЕНТОВ
Тополянский П.А., Ермаков С.А., Тополянский А.П. 503

МОДЕЛИРОВАНИЕ СКОЛЬЖЕНИЯ ЖЕСТКИХ ТЕЛ ПО ВЯЗКОУПРУГОМУ ПОКРЫТИЮ
Торская Е.В., Степанов Ф.И. 507

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОХЛАЖДАЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ
Тюленев Д.Г., Корнилова О.В. 511

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОИЗВОДСТВА ДЕТАЛЕЙ ТИПА СТАКАНОВ С КОНИЧЕСКОЙ ДОННОЙ ЧАСТЬЮ С ПОМОЩЬЮ КОМБИНИРОВАННОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ
Тялина Д.А. 514

КОНТАКТНЫЕ ЗАДАЧИ ДЛЯ УПРУГОГО СЛОЯ
Усов П.П. 517

ТРИБОАНАЛИЗ И СИНТЕЗ МАШИНЫ КАК ТРИБОНАДСИСТЕМЫ
Федоров С.В. 521

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ЭВОЛЮЦИИ ТРИБОКОНТА.
НАНОСТРУКТУРНАЯ МОДЕЛЬ КОНТАКТА ТРЕНИЯ
Федоров С.В. 525

РЕЛАКСАЦИЯ РАЗРУШЕНИЯ СМАЗОЧНОГО СЛОЯ НА ПОВЕРХНОСТЯХ ТРУЩИХСЯ ТЕЛ В ПРОЦЕССЕ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ
Фейзова В.А. 529

ДИАГРАММЫ СОСТОЯНИЯ МОМЕНТ ТРЕНИЯ – СОСТАВ ДЛЯ НЕКОТОРЫХ ЖИДКИХ СМАЗОЧНЫХ СИСТЕМ ПРИ ТРЕНИИ КАЧЕНИЯ С ПРОСКАЛЬЗЫВАНИЕМ
Фейзова В.А., Булгаревич С.Б., Фейзов Э.Э., Бойко М.В. 531

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ТРЕНИЯ ПРИ ДОРНОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ НИТИНОЛА
Хасьянова Д.У. 533

ОЦЕНКА ТРИБОТЕХНИЧЕКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СОПРЯЖЕНИЙ С ТВЁРДОСМАЗОЧНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ РАЗЛИЧНЫХ СОСТАВОВ
Хопин П.Н. 537

СМАЗОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ В МАШИНОСТРОЕНИИ, СОВРЕМЕННОСТЬ И ТЕНДЕЦИИ
Цветков О.Н. 540

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ НА ПРОЦЕСС ПРИРАБОТКИ АНТИФРИКЦИОННЫХ СПЛАВОВ
Цуканов И.Ю., Щербакова О.О., Мезрин А.М., Шкалей И.В. 541

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КЕРАМИКО-МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ С ИЗНОСОСТОЙКИМИ ПОКРЫТИЯМИ
Чертовских С.В., Камалетдинова Р.Р. 544

Стр.

АДГЕЗИОННЫЕ ПАРАМЕТРЫ ТРЕНИЯ КРУПНОЗЕРНИСТОГО И УЛЬТРАМЕЛКОЗЕРНИСТОГО ТИТАНОВОГО СПЛАВА GRADE4 С ПОКРЫТИЯМИ В КОНТАКТЕ С БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛЬЮ Р6М5
Чертовских С.В., Семенов В.И. 546

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТЕЙ КОЭФФИЦИЕНТОВ ТРЕНИЯ ОТ ЧАСТОТ ВРАЩЕНИЯ ВАЛА, В КОНСТРУКЦИИ ТИПА «РАДИАЛЬНЫЙ ШАРИКОПОДШИПНИК В РАДИАЛЬНОМ ШАРИКОПОДШИПНИКЕ»
Чхетиани П.Д. 549

ТРИБОХАРАКТЕРИСТИКИ ПЕРСПЕКТИВНЫХ СОЖ (СОТС) ДЛЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ
Чхетиани П.Д. 552

КОНТРОЛЬ СОСТОЯНИЯ И ТРИБОДИАГНОСТИКА ДЕТАЛЕЙ УЗЛОВ ТРЕНИЯ ГЛАВНЫХ РЕДУКТРОВ СРЕДНЕГО И ТЯЖЕЛОГО ВЕРТОЛЕТОВ
Шабалинская Л.А., Милинис Л.В., Лопонос С.В., Маслов А.А., Фролов Д.О. 555

СВОЙСТВА МАТЕРИАЛА И СУБШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ
Шалыгин М.Г. 558

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ МЕТАЛЛОПЛАКИРОВАНИЯ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ТЯГОВО-СЦЕПНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛОКОМОТИВОВ
Шаповалов В.В., Харламов П.В., Носков В.Н., Ананко А.М. 560

ИССЛЕДОВАНИЕ БЛОКА УПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОЙ БАЛАНСИРОВКИ С ИМПУЛЬСНЫМИ ИСТОЧНИКАМИ ЭНЕРГИИ
Шаталов Л.Н., Угурчиев У.Х., Голованов Б.О., Михеев А.В. 564

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ИЗНАШИВАНИЯ ЦЕПНЫХ ПИЛЬНЫХ АППАРАТОВ ЛЕСОЗАГОТОВИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ
Шевелева Е.В., Памфилов Е.А. 566

ВЛИЯНИЕ УГЛЕРОДНЫХ НАНОЧАСТИЦ РАЗЛИЧНОЙ ПРИРОДЫ НА РЕОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЛАСТИЧНЫХ СМАЗОК
Шилов М.А., Смирнова А.И., Гвоздев А.А., Рожкова Н.Н., Ткачев А.Г., Бурков А.А., Усольцева Н.В. 569

АНАЛИЗ ТОЧНОСТИ СРАБАТЫВАНИЯ АДАПТИВНЫХ ФРИКЦИОННЫХ МУФТ С ДИФФЕРЕНЦИРОВАННЫМИ ПАРАМИ ТРЕНИЯ
Шишкарев М.П. 571

КОМПЛЕКСНАЯ ОЦЕНКА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК И СИНТЕЗ ПРИНЦИПИАЛЬНОЙ СХЕМЫ АДАПТИВНОЙ ФРИКЦИОННОЙ МУФТЫ С АВТОНОМНЫМ СИЛОВЫМ ЗАМЫКАНИЕМ
Шишкарев М.П. 574

УСТАЛОСТНЫЕ ИСПЫТАНИЯ СТАЛЬНЫХ ПРОВОЛОЧНЫХ КАНАТОВ
Шолом В.Ю. 577

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПРИПОВЕРХНОСТНЫХ ВКЛЮЧЕНИЙ МЯГКОЙ ФАЗЫ НА ТРЕНИЕ АНТИФРИКЦИОННЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ АЛЮМИНИЯ
Шпенев А.Г. 580

Стр.

ВОДОРАСТВОРИМЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СМАЗОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ, СОДЕРЖАЩИЕ ФРАКТАЛЬНЫЕ СТРУКТУРЫ, С ДОБАВКАМИ НАНОКЛАСТЕРОВ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ В ПРОЦЕССАХ ВЫТЯЖКИ ЛИСТОВЫХ СТАЛЕЙ
Шульга Г.И., Колесниченко А.О., Сиротин П.В., Лебединский И.Ю., Скринников Е.В., Васильев М.А. 584

КОМПЛЕКСНЫЙ ИНДЕКС ЭКОЛОГИЧНОСТИ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ ТРАНСПОРТНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА
Шульга Г.И., Колесниченко А.О., Скринников Е.В., Шульга Т.Г., Васильев М.А. 588

О СВЯЗИ СТРУКТУРНЫХ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК БЫСТРОРЕЖУЩИХ СТАЛЕЙ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ БЕЗ СМАЗКИ
Шучев К.Г., Фоминов Е.В. 592

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЙ СТРУКТУРЫ И СВОЙСТВ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ПОСЛЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ
Щербакова О.О., Муравьева Т.И., Загорский Д.Л., Шкалей И.В. 595

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ТРЕНИЯ ГЕОМОДИФИКАТОРОВ НА ОСНОВЕ СЕРПЕНТИНИТОВ
Щербаков Ю.И. 598

ВНЕДРЕНИЕ СФЕРИЧЕСКОГО ИНДЕНТОРА В ВЯЗКОУПРУГОЕ ПОЛУПРОСТРАНСТВО
Яковенко А.А. 600

SOLID PARTICLE EROSION OF GF/EP COATING FILLED WITH H-BN NANOPARTICLES
Bagci M., Ozcan F. 604

INVESTIGATION OF THERMAL BARRIER COATINGS BOND AND TOP COAT HIGH TEMPERATURE SOLID PARTICLE EROSION RESISTANCE
Demirci M., Bagci M. 608

WEAR RESISTANCE OF DECORATIVE COATINGS OBTAINED ON 2024 ALUMINUM ALLOY BY PLASMA ELECTROLYTIC OXIDATION
Gladkova A.A., Vorozhtsova V.V., Rakoch A.G., Prozhega M.V., Kamper S., Wesling V. 611

EFFECT OF HERTZIAN CONTACT PRESSURE ON TRIBOLOGICAL BEHAVIOUR OF MILD CARBON STEEL
Gulesen M., Kılıcay K., Kaya E. 613

THE NUMERICAL STUDY OF COUPLING BETWEEN ECCENTRICITY AND TILTING OF THE PARTIAL ARC ANNULAR-THRUST AEROSTATIC POROUS JOURNAL BEARING
Hwang P., Khan P.V. 616

MINING MACHINES ELEMENTS LONGEVITY ESTIMATION IN CASE OF ABRASIVE WEAR
Kritskij D.Y., Gadolina I.V., Papich L., Pobegailo P.A. 619

INVESTIGATION OF INFLUENCE OF THE REGIMES OF COMPONENT ACTIVATION ON THE PROPERTIES OF COMPOSITES BASED ON PTFE AND UVIS-AK-P CARBON FIBERS
Markova M.A., Petrova P.N. 622

LASER SURFACE TEXTURING TO IMPROVE TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF DIAMOND-LIKE NANOCOMPOSITE FILMS
Pimenov S.M., Zavedeev E.V., Zilova O.S., Barinov A.D., Shupegin M.L., Jaeggi B., Neuenschwander B. 625

Стр.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF AN ELASTIC CONTACT BETWEEN A LAYERED CYLINDRICAL HOLLOW ROLLER AND FLAT PLATE
Solanki M., Vakharia D.P. 629

TRIBOLOGY OF CARBON-BASED POLYMERIC NANOCOMPOSITES
Upadhyay R.K., Kumar A. 633

THE INVESTIGATION OF TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF MULTI WALLED CARBON NANOTUBE (MWCNT) FILLED PP POLYMER COMPOSITES
Yetgin S.H. 637

THE INVESTIGATION OF TRIBOLOGICAL PROPERTIES OF GRAPHENE OXIDE FILLED PA6 POLYMER NANOCOMPOSITES
Yetgin S.H., Unal H., Durmus A., Colak M. 641

ТРИБОЛОГИЯ – МАШИНОСТРОЕНИЮ

Труды XII Международной научно-технической конференции,
посвященной 80-летию ИМАШ РАН

Москва, 19 - 21 ноября 2018 года

Компьютерная верстка составителя
Подписано в печать 29.10.2018. Формат 60×84 1/8. Бумага офсетная.
Печать электрографическая. Гарнитура «Таймс».
Усл. печ. л. 76,96. Тираж 25 экз. Заказ № 185.

АНО «Ижевский институт компьютерных исследований»
426057, г. Ижевск, ул. К. Маркса, д. 250, кв. 55
E-mail: mail@rcd.ru Тел./факс: +7 (3412) 50-02-95