

Министерство образования Российской Федерации
Тверской государственный технический университет

*Посвящается 75-летию со
дня рождения основоположника
Тверской школы трибологии
заслуженного деятеля науки и
техники Российской Федерации,
профессора, доктора технических
наук Н.Б. Демкина*

МЕХАНИКА И ФИЗИКА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

Межвузовский сборник научных трудов

Выпуск 8

Тверь 2001

УДК 621.891

Сборник содержит результаты научных исследований механики и физики контактного взаимодействия, трения и изнашивания материалов и конструкций, фрикционных и антифрикционных материалов, смазок, новейших технологических методов повышения износостойкости оборудования. Рассмотрены фундаментальные и прикладные аспекты фрикционного взаимодействия, указываются пути повышения износостойкости, прочности, экономичности узлов трения.

Сборник предназначен для научных и инженерно-технических работников, докторантов, аспирантов, студентов машиностроительных специальностей.

Сборник подготовлен на кафедре физики Тверского государственного технического университета.

Редакционная коллегия:

Доктор техн. наук профессор Н.Б. Демкин (ответственный редактор), доктор техн. наук профессор И.И. Беркович, доктор техн. наук профессор Н.А. Буше, доктор техн. наук профессор А.Н.Болотов, доктор техн. наук профессор В.Г. Зубчанинов, доктор техн. наук профессор В.В. Измайлов (зам. ответственного редактора), Я.А. Судакова (ответственный секретарь).

Рецензенты: Зав. каф. математических и естественнонаучных дисциплин, к.т.н., доцент ТИЭМ А.С. Шевченко;
доцент кафедры магнетизма ТвеГУ, кандидат физ.-мат. наук М.Б. Ляхова.

ПРЕДИСЛОВИЕ

Повышение качества, надежности, эффективности, эргономичности и экологичности современного технологического оборудования и бытовой техники невозможно без грамотного триботехнического подхода к производству, изготовлению и эксплуатации машин и приборов.

Сложная природа фрикционных процессов требует для своего изучения интеграции усилий ученых многих специальностей: физиков, химиков, материаловедов, механиков, математиков и др. Поэтому сборник включает широкий спектр статей фундаментального и прикладного плана, содержащих как теоретические результаты, так и конкретные технические разработки в области машиностроения, приборостроения, торфяной промышленности. В ряде статей исследованы процессы контактирования с позиций механики деформированного тела, большое внимание уделено материаловедческому аспекту трения и изнашивания. Исследованы свойства современных антифрикционных покрытий, присадок к смазочным материалам, описаны некоторые другие новейшие технологические методы повышения износостойкости оборудования. Рассмотрены методики фрикционных испытаний и моделирование трения, изнашивания и других процессов в зоне контакта деталей машин и приборов в различных условиях эксплуатации. Приведен подробный анализ деформирования упрочняющихся и неупрочняющихся сред. В сборнике представлены статьи ведущих ученых и специалистов в области механики и физики контактного взаимодействия, трения и изнашивания. Содержащиеся в сборнике материалы предназначены для научных работников, конструкторов и технологов, занятых в проектировании, изготовлении и эксплуатации современного машиностроительного, энергетического, транспортного оборудования, а также докторантов, аспирантов и студентов-старшекурсников машиностроительных и приборостроительных специальностей.

И.И. Беркович
Тверской государственной технической университет

ТВОРЧЕСКИЙ ПУТЬ ПРОФЕССОРА Н.Б. ДЕМКИНА И ЕГО
ВКЛАД В РАЗВИТИЕ ТРИБОЛОГИИ
(к 75-летию со дня рождения)

Девятого апреля 2001 года исполняется 75 лет доктору технических наук, профессору, заслуженному деятелю науки и техники РСФСР Николаю Борисовичу Демкину. Он родился и вырос в городе Рязани. Там он окончил среднюю школу, с отличием – Рязанский государственный педагогический институт, получив специальность преподавателя физики.

Проработав четыре года по специальности, в 1954 году поступил в аспирантуру Института машиноведения АН СССР. В те годы российская наука и передовые отрасли производства испытывали бурный подъем. Особенно большие успехи были достигнуты в области среднего и общего машиностроения и оборонной промышленности: в космической технике, ракетно- и самолетостроении, в атомной промышленности.

Проблемы контактирования, трения и изнашивания в экстремальных условиях в силу их актуальности привлекли внимание академика С.П. Королева, по инициативе которого были развернуты обширные исследовательские работы в области трибологии. Для координации работ был создан Научный совет по трению и износу в машинах при АН СССР, главным действующим лицом в котором был научный руководитель Н.Б. Демкина, крупнейший триболог России, д. т. н., профессор И.В. Крагельский, работавший в тесном контакте с С.П. Королевым.

И.В. Крагельский поставил перед начинающим ученым сложнейшую по тем временам и ключевую для трибологии проблему: разработать методы расчета и экспериментального измерения фактической площади контакта и контактной деформации. Необходимо отметить, что предшественников на этом тернистом пути у Н.Б. Демкина практически не было. Тем не менее, он, физик по образованию, блестяще справился с задачей, решение которой лежало в области прикладной механики и было тесно связано с технологией машиностроения.

Н.Б. Демкин окончил аспирантуру и успешно защитил кандидатскую диссертацию. Дальнейшая судьба молодого перспективного ученого могла быть иной. Он получил два предложения: поступить на работу в НПО «Энергия» либо в Калининский торфяной институт (КТИ), ныне Тверской государственной технической университет (ТГТУ). Сочетание педагогической и научной работы оказалось более заманчивым, и в 1962 году он был принят в качестве преподавателя на кафедру физики КТИ.

Кафедрой физики с 1932 года (с момента основания вуза) беспрерывно руководил д. ф.-м. н., профессор М.П. Воларович, физик-универсал, основатель ряда новых научных направлений, труды которого получили международное признание. В ноябре 2000 года научная общественность отметила 100-летие со дня его рождения. Одним из давних увлечений М.П. Воларовича была наука о трении, износе и смазке, в которую он внес весомый вклад. Он состоял членом Ученого совета ИМАШ АН СССР, был хорошо знаком с работами школы И.В. Крагельского и с большим энтузиазмом принял в состав своей кафедры Н.Б. Демкина, предоставив ему полную свободу действий. Николай Борисович организовал научно-исследовательскую лабораторию и вместе с примкнувшими к нему преподавателями, аспирантами и студентами приступил к углублению и развитию основанного им научного направления «Механика и физика фрикционного контакта». Работы лаборатории финансировались солидными организациями, преимущественно оборонного профиля. Вскоре появились публикации результатов исследований в серьезных изданиях. Состоялись защиты первых кандидатских диссертаций. Научное направление окрепло и получило заслуженное признание. В 1965 году М.П. Воларович передал Н.Б. Демкину заведование кафедрой.

В 1969 году Николай Борисович защитил докторскую диссертацию «Экспериментальное и теоретическое исследование контактирования шероховатых поверхностей применительно к проблемам внешнего трения». Диссертация защищалась в Киевском институте гражданской авиации и была высоко оценена членами Ученого совета.

По материалам докторской диссертации написана монография, опубликованная в издательстве АН СССР. В монографии содержались однозначные ответы на актуальные вопросы механики фрикционного контакта. Приводились методы расчета фактической площади контакта и контактной деформации с учетом шероховатости и волнистости поверхностей деталей машин и свойств материала, описывались способы и аппаратура для измерения площади контакта и сближения, давались рекомендации по применению полученных закономерностей при расчетной оценке характеристик трения, износа, тепло-, электро-, магнитопроводности стыка деталей, фильтрации газов и жидкостей через контактный зазор и т.д.

Научная школа Н.Б. Демкина разрасталась и охватывала все большее количество проблем. Постепенно из нее стали выделяться дочерние научные школы, возглавляемые учениками Николая Борисовича. Одной из таких школ руководит д. т. н. профессор А.Н. Болотов, которому профессор Н.Б. Демкин в 1996 году передал заведование кафедрой. А.Н. Болотов основал новое научное направление, которое занимается исследованием и созданием магнитных смазок и магнитных подшипников. Д. т. н. профес-

сор В.В. Измайлов руководит научным направлением, решающим проблемы контактной электропроводности, создания новых электроконтактных материалов и устройств. Д. т. н. профессор И.И. Беркович разрабатывает научное направление «Фрикционное взаимодействие дисперсных материалов с твердыми поверхностями». К. т. н. доцент В.М. Алексеев решает проблемы массо-, тепло-, магнитопроводности контактов, содержащих твердосмазочные покрытия. К настоящему времени четверо учеников Н.Б. Демкина защитили докторские диссертации, а 36 аспирантов и соискателей стали кандидатами наук.

За 46 лет научно-педагогической работы Н.Б. Демкиным опубликовано свыше 350 печатных работ, в том числе 5 монографий и 2 учебника по трибологии. На методы исследования контактных деформаций, аппаратуру, новые узлы трения и антифрикционные композиции получено 31 авторское свидетельство и 2 патента. Труды Н.Б. Демкина (около 20 научных работ) опубликованы в Германии, США, Японии, Англии, Италии, Китае и ряде других стран.

Н.Б. Демкин – член Европейского совета по трибологии, Американского инженерного общества, Национального комитета по трибологии РАН, Координационного комитета по триботехнике, Методического совета по трибологии Минобразования РФ, член редколлегии международного журнала «Трение и износ», председатель редакционной коллегии межвузовского сборника научных работ «Механика и физика фрикционного контакта», заместитель председателя ученого совета Тверского государственного технического университета К063.22.02 по защите диссертаций.

Н.Б. Демкин – участник Великой Отечественной войны, награжден двумя орденами и девятью медалями. За успехи в области высшего образования и науки ему присвоено звание заслуженного деятеля науки и техники России.

В последние годы профессор Н.Б. Демкин занимается разработкой многоуровневых компьютерных моделей для расчета характеристик фрикционного контакта в условиях упругопластического взаимодействия. С помощью создаваемого пакета программ резко облегчаются инженерные расчеты основных параметров явлений, протекающих на контакте в реальных узлах трения. Он продолжает педагогическую деятельность, руководит работой докторантов и аспирантов. Им разработан учебный курс трибологии, лекции по которой он читает более десяти лет студентам специальности «Технология машиностроения».

Николай Борисович – скромный, чуткий и отзывчивый человек, потомственный интеллигент, пользуется уважением и любовью студентов и сотрудников кафедры и вуза. Он любит юмор, интеллектуальную беседу, песни у костра. В молодости он пешком исходил многие маршруты горно-

го Кавказа, увлекался лыжным спортом, автотуризмом. До сих пор любит бродить по лесным тропам, обожает «тихую охоту». Более двадцати пяти лет он отдал водному туризму, объездил на байдарке множество тверских рек и озер. В качестве паруса он любил использовать выдавший виды потертый немецкий гобелен с изображением замков, пастухов и пастушек, чем неизменно вызывал восторг зрителей.

В свои 75 лет он бодр и полон творческих замыслов. Коллектив кафедры физики желает юбиляру хорошего здоровья, счастья и плодотворного многолетия.

Основные научные и учебно-методические труды
Н.Б. Демкина по трибологии

1. Фактическая площадь касания твердых поверхностей. М.: АН СССР, 1962. 110 с.
2. Контактное шероховатых поверхностей. М.: Наука, 1970. 228 с.
3. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 224 с. (в соавторстве с Рыжовым Э.В.).
4. Трение, изнашивание и смазка: Справочник. 1 т. (1-я глава). М.: Машиностроение, 1979. 346 с. (с соавторами).
5. Теория трения реальных поверхностей и трибология // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С. 1003-1024.
6. Plastic contact deformation of metals // Study of metal cutting and forming processes Eurometalworking'94. Itali. 1994. С. 1-7
7. Surface topography and properties frictional contacts // Tribology international. №1. 1991. Vol. 24 (в соавторстве с Измайловым В.В.).
8. Физические основы трения и износа машин. Калинин: КГУ, 1981. 115 с. (с соавторами).
9. Основы трибологии: Учебник для вузов. М.: Наука и техника, 1995. 777 с. (с соавторами).

УДК 651.891

Н. Б. Демкин
Тверской государственной технической университет

ТЕОРИЯ КОНТАКТА РЕАЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Процессы трения и изнашивания в большой мере зависят от свойств фрикционного контакта, поскольку, вследствие дискретности контакта, касание выступов происходит только на отдельных площадках, образующих фактическую площадь контакта. Поэтому сила трения оказывается

пропорциональной фактической площади контакта, и износ также зависит от величины площади контакта, а диаметр площадок контакта при трении определяет время взаимодействия выступов.

От величины фактического давления зависит разрушение поверхностных пленок и возникновение адгезионных связей на контакте. Объем межконтактного пространства позволяет оценить максимальное количество смазки в контакте и т.д.

Свойства контакта оказывают решающее влияние на тепловую, электрическую и магнитную проводимость, жесткость и демпфирующую способность стыков деталей машин.

Расчетом характеристик контакта занимался целый ряд исследователей. Однако первая достаточно общая теория контакта шероховатых поверхностей была разработана в институте Машиноведения АН СССР И.В.Крагельским и Н.Б.Демкиным [1,2], в ней впервые были предложены формулы для расчета суммарной нагрузки на выступы и фактической площади контакта для упругих, пластических и упрочняющихся материалов. Впервые введено понятие контурной площади контакта. Сформулирован существенно облегчающий расчеты принцип замены контакта двух шероховатых поверхностей расчетом контакта эквивалентной поверхности с гладкой. Эти положения широко использовались в работах ряда исследователей (Я.А. Рудзит [3], Д. Гринвуд [4], Г. Польцер [5], Э.В. Рыжов [6], В.И. Максак [7] и др.).

В дальнейшем теория контакта реальных поверхностей разрабатывалась в лаборатории трения Тверского государственного технического университета применительно к решению задач, необходимых для расчетов в трибологии [6,8].

Отличительными особенностями теории контакта реальных поверхностей является то, что использованные для расчетов модели выбираются исходя из значений экспериментально определенных параметров, характеризующих свойства реальных поверхностей. Таким образом, удается получить модель свойства которой приближаются к имеющим место в действительности [9].

В основу теории контакта реальных поверхностей положены следующие допущения:

а/ расчет выполняется для элемента контурной площади, в пределах которого давление можно считать постоянным;

б/ для описания топографии поверхностей используются три функции распределения: распределение материала по высоте шероховатого слоя $\eta(\varepsilon)$; распределение вершин выступов $\varphi(\varepsilon)$; распределение материала по высоте единичного выступа (форма выступа) $\Psi(\varepsilon)$, где $\varepsilon = p/Rp$;

в/ выбор параметров закона распределения определяется его соответствием экспериментальным данным, полученным для реальных поверхностей в зависимости от характера технологической обработки или условий трения;

г/ в качестве модели единичной неровности используется стержень, клин, цилиндр, сферический сегмент и эллиптический сегмент. Предполагается, что для описания деформации модели выступа могут быть использованы классические решения контактных задач, полученные для изотропных материалов и макрообъемов;

д/ характер деформации единичного выступа зависит от его формы и величины сближения, причем для одного и того же выступа деформация меняется от упругой к упругопластической и пластической;

е/ расчет выполняется применительно к контакту шероховатой поверхности с гладкой твердой, а затем делается переход к контакту двух шероховатых поверхностей с использованием композиции знаков распределения;

ж/ поскольку реальная форма выступов далека от модели, в расчетах используется статистический подход, причем допустимы приближенные решения, так как точность исходных данных ограничена.

Теория контакта реальных поверхностей является многоуровневой, т. е. позволяет выполнять расчеты при наличии неровностей различного уровня. Так для модели поверхностей, учитывающей макроотклонения формы, волнистость, шероховатость и субмикрощероховатость, можно записать следующее выражение для относительных площадей контакта, связывающее модели различных уровней [10]:

$$\eta = \eta_1 \eta_2 \eta_3 \eta_4 ,$$

где $\eta = A_f / A_r$, $\eta_1 = A_a / A_{a \max}$, $\eta_2 = A_c / A_w$, $\eta_3 = A_r / A_c$, $\eta_4 = A_f / A_r$.

Здесь $A_{a \max}$ – максимально возможная номинальная площадь контакта, A_a – номинальная площадь контакта, A_c – контурная площадь контакта, A_w – фактическая площадь контакта, A_f – физическая площадь контакта, образуемая за счет взаимодействия нановыступов.

Для создания модели контакта приходится решать следующие задачи:

- 1) определить статистические характеристики, описывающие микротопографию поверхности;
- 2) рассмотреть деформацию единичного выступа и единичной волны;
- 3) рассчитать деформацию совокупности неровностей с учетом законов распределения материала и выступов.

Модель шероховатой поверхности можно представить набором выступов правильной геометрической формы. Для описания микротопографии надо: а/ выбрать форму выступов и волн, приближающуюся к реальной и удобную для расчетов; б/ определить закон распределения материала по высоте шероховатого слоя; в/ определить закон распределения вершин выступов по высоте.

Функцию $\Psi(\varepsilon)$, характеризующую форму единичного выступа, выразим в виде

$$\Psi(\varepsilon) = \delta A_l(\varepsilon) / \delta A_m = \varepsilon^\gamma,$$

где δA_p - площадь сечения выступов на уровне p , δA_m - площадь сечения выступов на уровне средней плоскости, γ - коэффициент, характеризующий форму выступа. Для сферического и эллиптического сегмента $\gamma = 1/2$, для клина $\gamma = 1$, для цилиндрической поверхности $\gamma = 1/2$, для стержня $\gamma = 0$.

Форму единичного выступа профиля также можно представить в виде

$$\Psi_l(\varepsilon) = \delta L_l(\varepsilon) / \delta L_m = \varepsilon^{\gamma_l},$$

где δL_l - длина сечения выступов на уровне p , δL_m - длина сечения выступов на уровне средней линии, γ_l - коэффициент, характеризующий форму выступа профиля. Для сферического и эллиптического сегмента $\gamma_l = 1/2$, для клина $\gamma_l = 1$, для цилиндрической поверхности $\gamma_l = 1/2$, для стержня $\gamma_l = 0$.

Функция распределения материала $\eta(\varepsilon)$ является важнейшей характеристикой микрогеометрии поверхности. Особая роль этой функции связана с тем, что она является единственной топографической характеристикой, которая легко определяется с помощью обычного профилографа, поскольку [8]

$$t_m(\varepsilon) = \sum \Delta l_i / l = \sum \Delta A_{pi} / A_c = \eta(\varepsilon), \quad (1)$$

где $\sum \Delta l_i$ - сумма сечений выступов профиля на уровне p , $\sum \Delta A_{pi}$ - сумма площадей сечений выступов поверхности на уровне p , l - длина профиля, A_c - контурная площадь, $\eta(\varepsilon)$ - относительная площадь. Следовательно, формула (1) выражает связь между характеристиками профиля и поверхности.

Проведенные исследования показали, что наилучшие результаты математического описания реального распределения материала позволяет

получить бета-распределение [11]. В частном случае, для части материала, расположенной выше средней плоскости, его можно представить в виде

$$\eta(\varepsilon) = A_p/A_c = t_m \varepsilon^\nu,$$

где $\varepsilon = p/Rp$, ν – параметр кривой распределения материала; t_m – относительная опорная длина по средней линии. Коэффициент ν характеризует распределение материала, выражается через характеристики шероховатости в виде [6]

$$\nu = 2 t_m (Rp / Ra) - 1 .$$

Функция распределения вершин выступов будет иметь вид

$$\varphi(\varepsilon) = n_r(\varepsilon) / n_m = \varepsilon^{\nu-\gamma},$$

где n_r – число выступов на уровне p , n_m – число выступов на уровне средней плоскости.

Поскольку функция распределения материала сохраняется неизменной для поверхности и ее профиля, имеется возможность установить взаимосвязь между характеристиками поверхности и профиля. Так, распределение вершин для поверхности и профиля, будут связаны зависимостью

$$\varphi(\varepsilon) = \varphi(\varepsilon)^{\frac{\nu-\gamma}{\nu-\gamma_l}} .$$

Для формы выступа поверхности и профиля получим

$$\Psi(\varepsilon) = \Psi(\varepsilon)^{\gamma/\gamma_l} .$$

Здесь индексом l отмечены характеристики профиля.

Таким образом, имеется возможность, пользуясь характеристиками профиля, определить микротопографию поверхности.

Модель выступов в виде сферических сегментов является наиболее удобной для расчетов, так как имеются решения контактных задач для деформации внедрения сферических тел, в то же время эта модель, для анизотропной поверхности, позволяет использовать выступы в виде эллипсоидального сегмента, для которого применяется средний геометрический радиус, определяемый по формуле

$$r = \sqrt{r_{..} \cdot r_{pp}} .$$

Поскольку в расчетах применяется постоянное значение радиуса, равное среднему арифметическому, а в действительности радиусы разных выступов неодинаковы, то для оценки влияния такого допущения на результаты расчетов было выполнено специальное исследование, которое показало, что при нормальном и бета-распределении радиусов и постоянном значении радиуса результаты практически не изменяются [9].

Для сферической модели выступов функция распределения вершин выступов будет иметь вид

$$\varphi(\varepsilon) = n_r(\varepsilon) / n_m = \varepsilon^{v-1} ,$$

а функция формы выступов выразится как

$$\Psi(\varepsilon) = \delta A_l(\varepsilon) / \delta A_m = \varepsilon .$$

Все три функции распределения взаимосвязаны зависимостью

$$\eta(\varepsilon) = t_m \int_0^\varepsilon \psi(x) \varphi'(x) dx ,$$

следовательно, достаточно располагать двумя из них.

Упругая деформация сферических выступов описывается формулами Г. Герца, а когда давление достигает $p_r = 1,1 \sigma_s$, возникает упругопластическая деформация [12], которая в определенном диапазоне нагрузок, выражается эмпирическим законом Майера

$$N = g d^\theta ,$$

где d – диаметр отпечатка, θ - коэффициент, характеризующий упрочнение материала.

При высоких нагрузках для многих материалов может быть достигнута предельная твердость H_m , которую можно рассчитать по формуле

$$H_m = \frac{2NB}{g^{9/2} (g-2)^{(g-2)/2} (g-1)^{1-g}} , \quad (2)$$

где NB – твердость по Бринеллю [13]. Если допустить, что давление, определяемое по формулам Герца, достигает $P_z = H_m$, то деформацию, соответ-

ствующую этому условию, будем называть критической P_k , она будет равна

$$Y_k = 5,35H_m^2 I^2 r, \quad (3)$$

где $I = 1/E = \{(1 - \mu_1) / E_1\} + \{(1 - \mu_2) / E_2\}$.

Тогда зависимость давления P от относительного сближения ε_k можно представить в виде

$$P = GH_m \varepsilon_k^\omega. \quad (4)$$

Здесь $\varepsilon_k = Y/Y_k$, значения коэффициентов G и ω даны в таблице.

Таблица. Значение коэффициентов в формуле (4)

Деформация	Зависимость	Коэффициенты	
		G	ω
Упругая	Формулы Герца	1	1/2
Упругопластическая	Переходная область	0,56	0,21
Упругопластическая	Закон Майера	0,64	0,14
Пластическая	Давление const.	1	0

Формула (4) почти не зависит от свойств материала и поэтому может быть положена в основу описания упругопластической деформации контакта [14, 15, 16, 9].

Расчет контурной площади контакта, на основе сферической модели волн, рассмотрен в работах [8,17]. Распределение давления при контактировании шероховатой сферы выражается в виде

$$p = p_o(1 - \chi / \rho)^\beta \quad (5)$$

где β - переменный показатель, для гладкой сферы $\beta = 1/2$, и (5) соответствует решению Герца; при значительной шероховатости, когда можно пренебречь деформацией волн, $\beta = \nu + \omega$. Такой подход позволяет найти площадь контакта и деформацию единичной шероховатой волны.

Для перехода к ансамблю выступов и волн используются ЭВМ-модели. Нагрузка определяется как сумма нагрузок на упруго, упругопластически и пластически деформируемые выступы

$$N = N_{\delta} + N_{\delta i} + N_{i\beta},$$

Эти нагрузки рассчитываются при помощи формул (2, 3, 4).

Компьютерные модели контакта шероховатых поверхностей работают по следующему алгоритму. По характеристикам микрогеометрии поверхностей определяются параметры распределения вершин выступов. При заданной нагрузке, с использованием итерационного процесса находится деформация каждого выступа и по ее величине определяется характер деформации выступов. Нагрузки, воспринимаемые отдельными выступами, суммируются, и определяется нагрузка на упруго-, упругопластически- и пластически деформируемые выступы.

Для каждого выступа, в зависимости от его деформации, определяются размеры площадок контакта и находится суммарная площадь фактического контакта при данной нагрузке. Фактическое давление определяется как отношение нагрузки к фактической площади контакта.

Эта модель позволяет рассчитать не только среднее фактическое контактное давление P_r , но и определить, какая доля выступов находится в том или ином режиме деформирования.

Расчет может выполняться для моделей с различным числом уровней.

На рис. 1 показана зависимость среднего фактического давления от приложенной нагрузки, для трех моделей контакта (шероховатость – Ш, шероховатость и волнистость – Ш+В, шероховатость, волнистость и макроотклонения – Ш+В+М).

Располагая значением фактического контактного давления, легко определить другие характеристики контакта

$$A_r = N / p_r, \quad \Delta A_r = A_r / n_r, \quad Y = R_p \left(\frac{q_c}{q_r t_m} \right)^{1/v},$$

$$n_r = n_m \left(\frac{p_c}{p_r t_m} \right)^{(v-1)/v}, \quad S = \sqrt{\frac{A_c}{n_r}}, \quad V = A_c (R_p - Y).$$

Температурно-временные свойства контакта учитываются за счет выражения твердости в виде [18,19].

$$H(\Theta, t) = H_H \left(\frac{1 - \Theta t^{2/3}}{1 - \Theta_0^{2/3}} \right) \left(\frac{t_H}{t_K} \right)^m.$$

Здесь Θ - гомологическая температура, H_i – твердость при времени ее измерения, t_i , t_ϵ – время контактирования, m – реологический коэффициент [18].

Теория реального контакта нашла применение при расчетах, связанных с решением различных технических задач, в частности, при расчетах коэффициентов трения, изнашивания при различных условиях, жесткости и демпфирующих свойств стыков [6], прессования дисперсных материалов [20], проводимости электрических контактов [19], магнитопроводов магнитных подшипников [18], теплопроводности стыков [22], прочности прессовых посадок [7] и т. д.

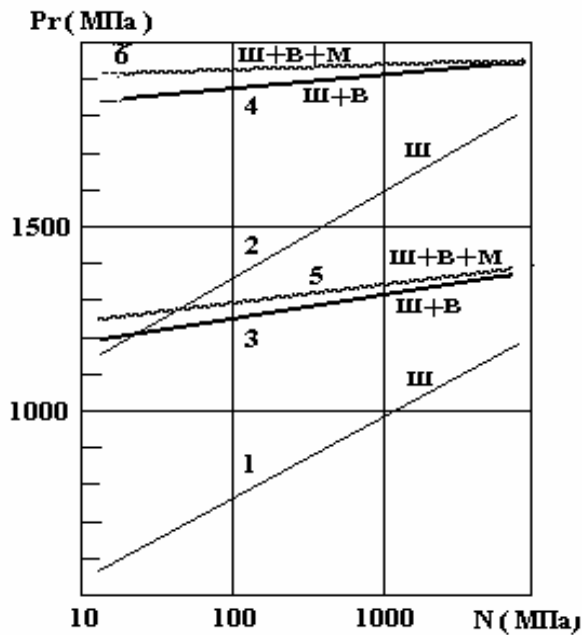


Рис. 1. Зависимость фактического давления от нагрузки для моделей с разным числом уровней

На рис. 2 представлена схема, на которой перечислены параметры, вводимые на входе ЭВМ-моделей и получаемые на выходе характеристики контакта. Здесь же показаны основные направления для расчетов, по которым используются эти характеристики.

Разработанные ЭВМ-модели позволяют прогнозировать изменение характеристик контакта в зависимости от топографии поверхностей и физико-механических свойств материалов и, следовательно, могут быть полезными для разработки узлов трения с заданными свойствами.

Разработанные ЭВМ-модели позволяют прогнозировать изменение характеристик контакта в зависимости от топографии поверхностей и физико-механических свойств материалов и, следовательно, могут быть полезными для разработки узлов трения с заданными свойствами.

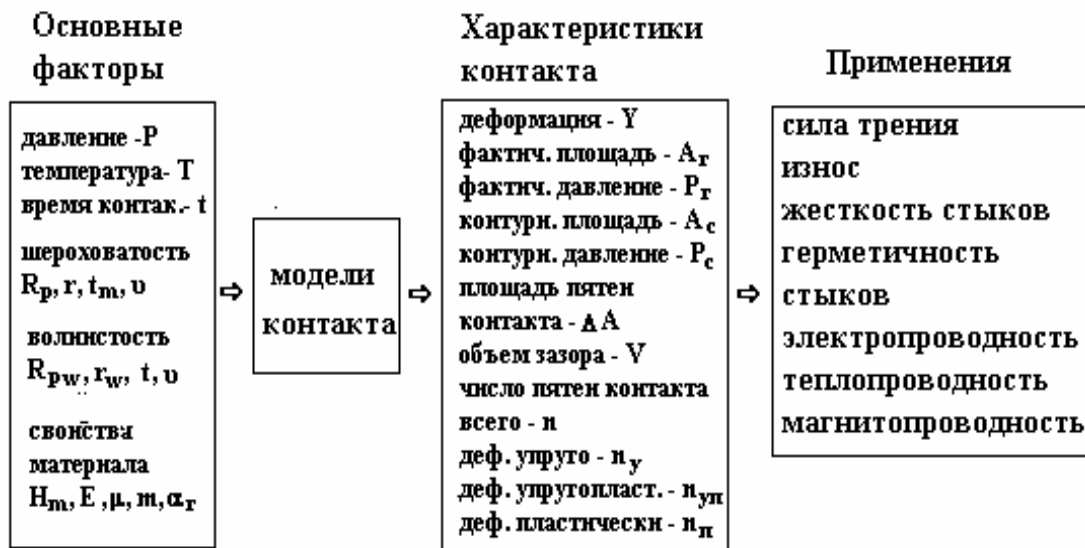


Рис. 2. Характеристики на «входе» и «выходе» модели и области применения полученных результатов.

Как видно из рис. 2, все параметры, необходимые для расчетов, могут быть легко определены.

В настоящее время теория контакта реальных поверхностей успешно развивается в работах Алексеева В. М., Берковича И. И., Болотова А. Н., Измайлова В. В., Ланкова А. А. и др.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Крагельский И. В., Демкин Н. Б. Определение фактической площади касания: Сб. Трение и износ в машинах. М.: АН СССР, 1960. Т. 14.
2. Демкин Н. Б. Фактическая площадь касания твердых поверхностей. М.: АН СССР 1962.
3. Рудзит Я.А. Микрогеометрия и контактное взаимодействие поверхностей. Рига: Зиатне, 1975.
4. Greenwood J, Williamson J. Contact of Nominally Flat Surfaces. Proc. Roy.Soc. s. A. vol 295 N 1442. 1966. P. 300.
5. Польцер Г., Майсснер Ф.. Основы трения и изнашивания. М.: Машиностроение. 1984.
6. Демкин Н. Б., Рыжов Э. В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981.
7. Максак В. И. Предварительное смещение и жесткость механического контакта. М.: Наука, 1975.
8. Демкин Н. Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей. М.: Наука, 1970. С. 227
9. Демкин Н. Б.. Теория контакта реальных поверхностей и трибология// Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С. 1003.
10. Демкин Н.Б.. Многоуровневые модели фрикционного контакта// Тр. Международного симпозиума « О природе трения твердых тел» Гомель. Беларусь. 1999.
11. Измайлов В. В., Курова М. С. Применение бета-распределения для расчета характеристик контакта шероховатых тел. // Трение и износ. 1983. Т. 4. № 5. С. 902-906.
12. Hardy S., Baronet C.N., Tordion J.V. Elastoplastic indetatic of a half-space by a rigid sphere.J.Numerical methods in Eng., 1971. V3. P.451.
13. Шапошников Н. А. Механические испытания металлов. М.: Машгиз, 1954.
14. Johnson K.L. Contact mechanics. Cambridge, .NewYork, New Rochell, Melburne, Sydney,(1987).
15. Измайлов В. В., Нетягов П. Д. Упругопластический контакт шероховатых поверхностей// Машиностроение: Известия вузов. 1974. № 17. С. 28-30.

16. Ланков А. А. Осесимметричная задача упругопластичности//Трение и износ. 1992. Т.13. № 5. С. 777-786.

17. Демкин Н. Б., Коротков М. А., Алексеев В. М.. Методика расчета характеристик фрикционного контакта//Расчет и моделирования режима работы тормозных и фрикционных устройств. М.: Наука, 1974. С. 5-15.

18. Демкин Н. Б., Нетягов П. Д., Киршин Н. Н.. Реологические свойства контакта металлических тел при различных температурах//Надежность и долговечность деталей машин. Калинин, 1974. С. 42-46

19. Измайлов В. В., Гусев А. Ф. Температурная и временная зависимости твердости конструкционных материалов//М.: Машиноведение, 1986, № 2. С. 100-104.

20. Беркович И.И. Фрикционное взаимодействие дисперсных материалов с твердой поверхностью // Трение и износ 1995. Т. 16. № 6. С. 1079.

21. Болотов А.Н., Хренов В.Л. Триботехника подшипниковых опор в направляющих скольжения с магнитной разгрузкой//Трение и износ 1995. Т. 16. № 6. С. 1048.

22. Шлыков Ю.П., Ганин Е.А., Царовский С.Н. Контактное термическое сопротивление. М.: Энергия. 1977.

УДК 621.316

М. И. Петроковец, Н. К. Мышкин
Институт механики металлополимерных систем
имени В.А. Белого
Национальной Академии наук Беларуси

ПОДХОД ДЕМКИНА К РАСЧЕТУ ХАРАКТЕРИСТИК КОНТАКТА

Механика контакта шероховатых поверхностей – один из фундаментальных разделов современной трибологии – во многом обязана своим развитием работам проф. Н.Б. Демкина. Трудно назвать какую-либо характеристику контакта и метод ее расчета, которые не были бы им проанализированы [1--5]. Подход Н.Б. Демкина базируется на степенной аппроксимации одного из основных функционалов на случайном процессе (относительной опорной кривой) с использованием двух аппроксимирующих коэффициентов

$$\eta = \alpha t_m \varepsilon^{\nu}, \quad (1)$$

где η — относительная площадь сечения профиля на уровне p , отсчитываемом от линии выступов, на единицу номинальной площади A_a ; α - коэффициент упругой осадки; $\varepsilon = p/R_p$ — безразмерный уровень сечения; t_m —

относительная опорная длина на уровне средней линии; ν — константа аппроксимации; R_p — глубина сглаживания.

Здесь следует отметить, что опорная кривая фактически является функцией распределения неровностей по высоте. В этой связи представляется неправомерным противопоставлять, как это иногда делается, метод Демкина и статистический метод расчета контактных характеристик. Более того, даже алгоритмы расчета совпадают. Показать это и является целью настоящей работы на примере расчета фактической площади касания.

Считается, что все неровности имеют сферическую форму с радиусом r . Если неровность деформируется упруго и ее сближение равно ε_i , то площадь контакта по Герцу составляет

$$A_i = \pi r \delta_i = \pi r R_p \varepsilon_i. \quad (2)$$

Далее, как это обычно делается, подсчитывается количество неровностей, вступивших в контакт. Пусть сближение контактирующих тел ε получает некоторое приращение $\Delta\varepsilon$. Согласно (1), площадь фактического контакта возрастает на

$$\Delta A_r = \alpha A_{ctm} \nu \varepsilon^{\nu-1} \Delta\varepsilon.$$

Это приращение фактической площади касания обусловлено ростом площадок отдельных пятен контакта и вступлением в контакт новых неровностей. Влиянием последних можно пренебречь, поскольку сжатие этих неровностей не превышает $\Delta\varepsilon \ll \varepsilon$. С другой стороны, уравнение (2) показывает, что приращение площади единичного пятна составляет

$$\Delta A_i = \pi r R_p \Delta\varepsilon_i$$

и не зависит от сближения. Тогда количество пятен контакта как функция сближения может быть записана в виде

$$n_r = \frac{\Delta A_r}{\Delta A_i} = \frac{\alpha A_{ctm} \nu}{\pi r R_p} \varepsilon^{\nu-1}. \quad (3)$$

Теперь определим общую нагрузку N , воспринимаемую всеми вступившими в контакт неровностями. Разобьем общее сближение контактирующих поверхностей ε на n участков (слоев) толщиной Δx и представим, что поверхности сближаются, начиная от линии выступов, скачкообразно с малым шагом Δx . Если уже достигнут некоторый уровень x , $0 \leq x \leq \varepsilon$, то

количество неровностей, которое вступит в контакт на очередном шаге Δx , определяется соотношением (3)

$$\Delta n_r = \frac{\alpha A_c t_m \nu(\nu - 1)}{\pi r R_p} x^{\nu-2} \Delta x. \quad (4)$$

После завершения сближения поверхностей эти неровности деформируются (сожмутся) на величину $\varepsilon - x$, и, согласно уравнению Герца, каждая из них будет нести нагрузку

$$N_i = \pi B r^{1/2} \delta_i^{3/2} = \pi B r^{1/2} R_p^{3/2} (\varepsilon - x)^{3/2},$$

где $B = 4E/(3\pi(1 - \mu^2))$, E - модуль упругости, μ - коэффициент Пуассона.

Тогда нагрузка ΔN_x , приходящаяся на все неровности этой группы, попавшие в слой Δx , составит

$$\Delta N_x = N_i \Delta n_r = \alpha A_c t_m B \left(\frac{R_p}{r} \right)^{1/2} \nu(\nu - 1) (\varepsilon - x)^{3/2} x^{\nu-2} \Delta x.$$

Полная нагрузка N есть сумма ΔN_x по всем разбиениям Δx сближения ε : $N = \Sigma \Delta N_x$. При уменьшении интервала разбиения, $\Delta x \rightarrow 0$, возможен переход к интегралу, в результате получаем

$$N = \alpha A_c t_m B \left(\frac{R_p}{r} \right)^{1/2} \nu(\nu - 1) \int_0^\varepsilon (\varepsilon - x)^{3/2} x^{\nu-2} dx. \quad (5)$$

Интеграл, входящий в это уравнение, запишем в общем виде

$$I(\varepsilon, \lambda, \nu) = \int_0^\varepsilon (\varepsilon - x)^\lambda x^{\nu-2} dx.$$

После замены $x = \varepsilon x_*$ интеграл приводится к виду

$$I(\varepsilon, \lambda, \nu) = \varepsilon^{\lambda+\nu-1} \int_0^1 (1 - x_*)^\lambda x_*^{\nu-2} dx = \varepsilon^{\lambda+\nu-1} J(\lambda, \nu). \quad (6)$$

Интеграл $J(\lambda, \nu)$ есть бета-функция Эйлера $B(\nu - 1, \lambda + 1)$, которая выражается через гамма-функцию $B(\nu - 1, \lambda + 1) = \Gamma(\nu - 1)\Gamma(\lambda + 1)/\Gamma(\nu + \lambda)$ [6]. Учитывая свойство гамма-функции $z\Gamma(z) = \Gamma(z + 1)$, получаем

$$J(\lambda, \nu) = \frac{\Gamma(\lambda + 1)\Gamma(\nu - 1)}{\Gamma(\lambda + \nu)}. \quad (7)$$

В нашем случае $\lambda = 3/2$ и, следовательно, $J(3/2, \nu) = \Gamma(5/2) \Gamma(\nu - 1) / \Gamma(\nu + 3/2)$. Используя обозначение $K_3 = \nu(\nu - 1) J(3/2, \nu) = \Gamma(2.5) \Gamma(\nu + 1) / \Gamma(\nu + 1.5)$, получаем после подстановки в (5)

$$N = \alpha A_c B K_3 t_m \left(\frac{R_p}{r} \right)^{0.5} \varepsilon^{0.5+\nu}. \quad (8)$$

Отсюда находим относительное сближение

$$\varepsilon = \left(\frac{p_c}{\alpha t_m B K_3} \left(\frac{r}{R_p} \right)^{1/2} \right)^{\frac{1}{\nu+1/2}},$$

где $p_c = N/A_c$.

Подставляя в уравнение (1), получаем прямую зависимость ФПК от нагрузки

$$\eta = \alpha t_m \left(\frac{p_c}{\alpha t_m B K_3} \left(\frac{r}{R_p} \right)^{1/2} \right)^{\frac{\nu}{\nu+1/2}}. \quad (9)$$

Видно, что схема рассуждений совершенно идентична той, которая используется при статистическом подходе [7]. Следует обратить внимание, что одна из первых публикаций Демкина на эту тему появилась в 1959 году.

Прямое сопоставление полученной формулы с известными уравнениями затруднительно. Однако основные результаты, полученные в рамках модели Демкина и статистического подхода, совпадают, например, пропорциональность реального контакта нагрузке, незначительное влияние нагрузки на фактическое давление и т. д.

Основным достоинством метода Демкина является тот факт, что не постулируется характер распределения ординат профиля, т. е. метод «работает» независимо от того, является ли исследуемая поверхность гауссовой (как это обычно делается в настоящее время) или нет. Кроме того, следует отметить, что коэффициенты аппроксимации опорной кривой допускают фрактальную интерпретацию, но это уже тема другой работы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Демкин Н.Б. Исследование площади касания шероховатых поверхностей // Вторая научно-техническая конференция аспирантов и младших научных сотрудников. М.: ИМАШ, 1959. Т. 1, С. 131–142.
2. Демкин Н.Б. Фактическая площадь касания твердых поверхностей. М.: Изд. Академии наук СССР, 1962. 111 с.
3. Демкин Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей. М.: Наука, 1970. 227 с.
4. Демкин Н.Б. Контакт твердых тел // Трение, изнашивание и смазка: Справочник в 2 книгах. М.: Машиностроение, 1978. Т. 1. С. 12–44.
5. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
6. Градштейн И.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм и произведений. М.: Наука, 1971. 1108 с.
7. Greenwood J.F., Williamson J.B.P.. Contact of nominally flat surfaces // Proc. Roy. Soc. (London). 1966. V. A295. P. 300–319.

УДК 621.822

А.Н. Болотов

Тверской государственный технический университет

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ МАГНИТОЖЕСТКИХ МАТЕРИАЛОВ

Применительно к различным узлам трения, в частности, для саморазгружающихся подшипников скольжения и направляющих станков были разработаны нестандартные антифрикционные материалы, одновременно обладающие хорошими магнитотвердыми свойствами [4].

Сравним характеристики разработанных антифрикционных магнитных материалов с характеристиками известных антифрикционных материалов. Сравнение будем производить по двум наиболее важным для антифрикционных материалов характеристикам: коэффициенту трения и износостойкости.

Рассмотрим две группы разработанных материалов. К первой группе относятся композиционные материалы на основе фторопласта и магнито-жесткого порошка (материалы с абривиатурой ФАМ). Материалы являются двухслойными. Первый слой, создающий разгружающую силу, обладает свойствами постоянного магнита с оптимальными геометрическими параметрами и изготавливается из порошка фторопласта Ф-4 и магнито-жесткого порошка из сплава Sm Co_5 . Второй слой, значительно более тон-

кий, обеспечивает низкое трение и малый износ материала. Он изготавливается из чистого фторопласта или наполненного графитом, дисульфидом молибдена, Sm Co_5 .

Таблица. Свойства антифрикционных магнитопластов

Фрикционные характеристики	АМ-30	АМ-12	ЭПМ-30	ФАМ-1Д	ФАМ-2С	ФАМ-3М	ФАМ-4Ф
Коэффициент трения*	0,19	0,22	0,17	0,19	0,21	0,23	0,28
Интенсивность линейного износа*, 10^{-10}	3,5	2,6	1,9	6,9	8,3	1,1	278
Эффективный коэффициент трения	0,01 ... 0,005		0,002 ... 0,0005				
Критическая температура, °С	250	150	200	250			
Разгружающее давление, МПа	1	1	0,8	0,6			

*Трение без смазочного материала и магнитной разгрузки; схема трения: шрифт – плоскость; условия трения: давление – 0,2 МПа, скорость – 1 м/с.

Ко второй группе материалов относятся материалы, полученные нанесением твердых смазочных покрытий на поверхность постоянного металлокерамического магнита (АМ-12, АМ-30) или магнитопласта (ЭПМ-30) для улучшения адгезии между основой и покрытием. Основные трибологические свойства материалов приведены в таблице.

Разработанные материалы способны саморазгружаться от определенной по величине внешней нагрузки, поэтому для них целесообразно рассматривать не фактические фрикционные характеристики, а эффективные, которые отражают дополнительно и магнитные свойства материалов. Эффективные значения коэффициента трения, интенсивности линейного износа и долговечности покрытий выражаются как функции фактические следующим образом:

$$f_3 = F_m / P = f (1 - P_z / P),$$

$$J_{h3} = J_h (P - P_z),$$

$$\Delta t_3 = \Delta t (P - P_z),$$

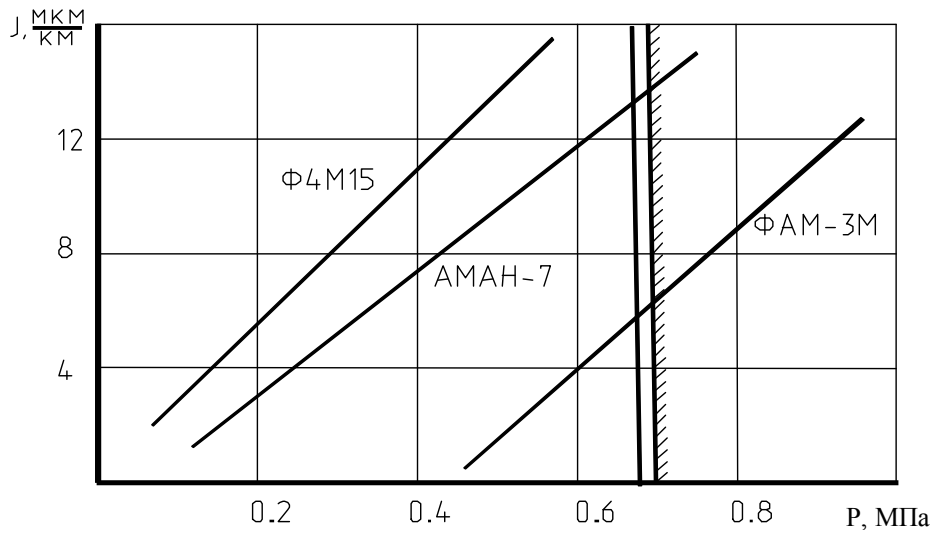


Рис. 1. Интенсивность износа материалов в зависимости от давления

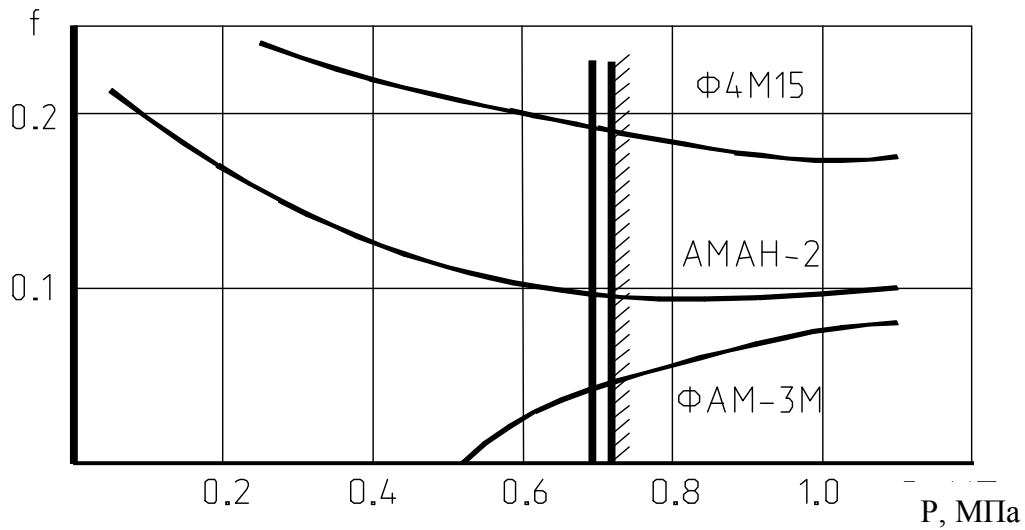


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения от давления

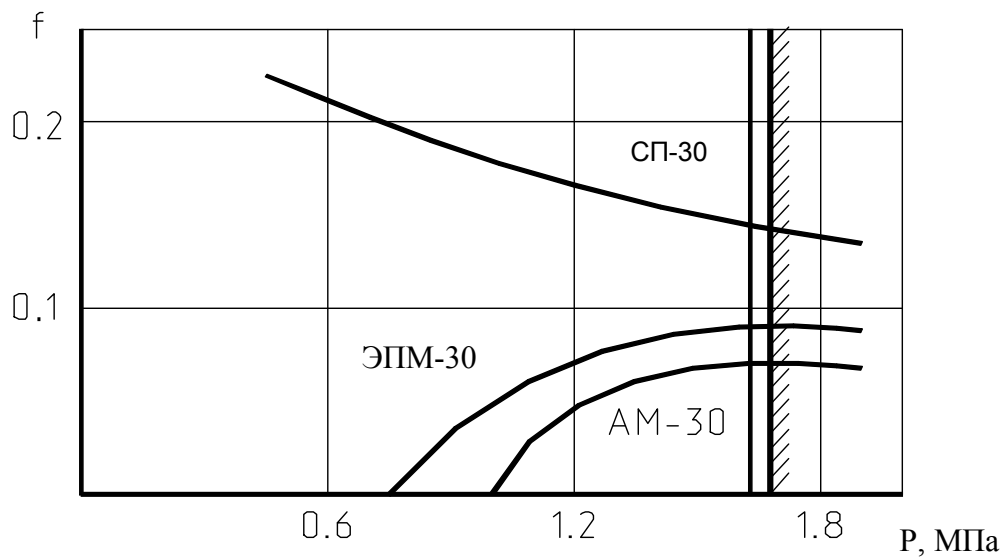


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения от давления

где P - внешняя удельная нагрузка, P_z – удельная разгружающая сила.

В приведенных формулах предполагается, что влияние нагрузки, создаваемой магнитными и гравитационными силами на характеристики трения, тождественно. Экспериментальное доказательство этого утверждения приводится в [4].

Сравним, например, материалы Ф4М15 и АМАН-2, применяющиеся в промышленности, с материалом ФАМ-3М. По допустимой рабочей температуре, скорости скольжения, нагрузке материалы приблизительно одинаковы. Фрикционные характеристики материала Ф4М15 определялись в условиях, в которых испытывался материал ФАМ-3М. Для таких же условий испытаний были взяты характеристики материала АМАН-2 [1, 2].

На рис. 1, 2 приведены графики зависимости коэффициента трения и интенсивности линейного износа от нормальной нагрузки. Так как материал ФАМ-3М способен создавать удельную разгружающую силу до 0,5 МПа, то при нагрузке меньшей, чем разгружающая сила, трение и износ материала фактически отсутствуют. На графиках вертикальные линии ограничивают область давлений, в которой трение и износ материала ФАМ-3М по крайней мере в два раза меньше, чем у других материалов. Граница области соответствует давлению $\sim 0,7$ МПа. Значит, хотя фактические фрикционные характеристики, например, материала АМАН-2 выше, чем ФАМ-3М, применение последнего при нагрузках $P < 0,7$ МПа позволяет значительно повысить эффективность работы подшипников и других трибоузлов.

Наиболее близким прототипом разработанных материалов АМ-30, ЭПМ-30Э АМ-12 является материал, полученный нанесением ТСП на стальную поверхность [2]. Поэтому сравним коэффициент трения материалов АМ-30, ЭПМ-30 и материала СП-30, полученного нанесением покрытия ВНИИ НП-230 на подложку из стали 45 (HRC 21). Зависимость коэффициента трения от нагрузки для сравниваемых материалов показано на рис.3. Из графика видно, что при давлении менее 1,6 МПа материалы АМ-30 и ЭПМ-30 обеспечивают потери на трение приблизительно в два раза меньше, чем материал, выбранный за прототип. Следовательно, при таких давлениях целесообразно использовать рассматриваемые материалы.

Максимальная степень разгрузки антифрикционных магнито жестких материалов зависит от величины остаточной намагниченности в квадрате. Поэтому минимальный эффективный коэффициент трения магнитоэластических материалов (ЭПМ-12, ФАМ, КАСМ) приблизительно равен 0,002 ... 0,0005, металлокерамических (АМ-12, 30) 0,01 ... 0,005.

Таким образом, рациональное применение новых материалов с магнито жесткими свойствами позволяет добиться существенного улучшения работы трибоузлов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Вайнштейн В.Э., Трояновская Г.И. Сухие смазки и самосмазывающие материалы. М.: Машиностроение, 1968. 180 с.
2. Воронков В.Д. Подшипники сухого трения. Л.: Машиностроение, 1979. 224 с.
3. Трение и износ в экстремальных условиях. Справочник / Дроздов Ю.Н., Павлов В.Г., Пучков В.Н. М.: Машиностроение, 1986. 224 с.
4. Болотов А.Н. Триботехника магнитопассивных и магнитоожидко-стных подшипниковых опор: Дис. ... д-ра техн. наук. Москва, 1992. 540 с.

УДК 621.891

В.Н. Скворцов, А.В. Чичинадзе,
Э.Д. Браун, В.М. Синайский
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН

ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МИКРОТВЕРДОСТИ
ПО ПОВЕРХНОСТИ КОНТАКТА УГЛЕРОДНОГО ФРИКЦИОННОГО
КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА

Углеродные фрикционные композиционные материалы (УФКМ) представляют собой композиты системы углерод-углерод, в которых армирующими элементами являются высокомолекулярные и высокопрочные углеродные волокна, ленты и ткани, связанные каменноугольными пеками и пиролитическим углеродом.

Механические и фрикционные свойства УФКМ обеспечиваются их составом и соответствующим структурным состоянием. При постоянстве состава изменение этих свойств вызывается изменением структуры. В процессе нестационарного трения, имеющего место в нагруженных фрикционных устройствах, и в процессе самого трения существенно и непрерывно изменяются как физико-механические, так и фрикционно-износные свойства материалов пары. Изменения происходят взаимнообусловлено и связаны с образованием нового слоя, пленок, третьих тел, выгоранием и разложением связующего, окислением, структурными превращениями, температурной нестабильностью контакта, потерей контактом несущей способности [1,2,3].

В этой связи большое значение приобретают вопросы изучения распределения микротвердости по поверхности контакта. В практическом отношении эта оценка необходима, но не достаточна для исчерпывающего представления о состоянии поверхности как до, так и после ее работы в узле трения. Анализ кинетики формоизменения материала под индентором в процессе вдавливания, оценка способности поверхности трения к необра-

тимым пластическим деформациям при выдержке под определенной силой, релаксационная способность при разгрузке существенно дополняют и расширяют информативность метода микротвердости при оценке работоспособности углеродных фрикционных материалов в узлах нестационарного трения. Подобная оценка стала возможной благодаря разработке метода и приборов для изучения микротвердости по глубине отпечатка.

Кроме этого, метод микротвердости по глубине отпечатка дает возможность в первом приближении оценить способность материалов пары трения, находящейся в контакте, сопротивляться разрушению поверхности. При этом мы исходим из гипотезы, что износ поверхности связан со способностью материала элемента пары трения аккумулировать энергию до момента разрушения.

1. ЦЕЛЬ ИССЛЕДОВАНИЯ

Целью настоящей работы является использование метода микротвердости по глубине отпечатка для оценки работоспособности пары трения из УФКМ в условиях нестационарного трения.

Известны работы, выполненные применительно к металлам, в которых устанавливается связь между механическими свойствами поверхностей и износостойкостью [4]. Достаточно широко в отечественной литературе отражены вопросы микротвердости по глубине отпечатка широкого класса материалов и ее корреляционной связи с износостойкостью, модулем Юнга и другими классическими механическими свойствами [5,6]. Работ, касающихся вопроса микротвердости композиционных материалов, практически нет. Это становится понятным, если учесть специфические особенности материалов этого типа. Высокая релаксационная и низкая отражательная способности поверхности являются основными причинами невозможности оценки под микроскопом стандартных микротвердометров (например, ПМТ-3М) основного параметра микротвердости-диагонали отпечатка.

В настоящей публикации сделана попытка устранить этот пробел. В ней представлены результаты исследования микромеханического состояния поверхности образца из материала композиционной системы углерод-углерод методом микротвердости по глубине невосстановленного отпечатка.

Экспериментальный материал представлен как для исходной поверхности композита, так и для поверхности, прошедшей трибологические испытания в режиме теплоимпульсного трения (торможения) со статическим и вибрационным динамическим нагружениями. Условное обозначение композита – УФКМ-21. Область применения: например, тормозные устройства в авиационной технике.

2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ТЕХНИКА МАШИНА ТРЕНИЯ ИМ-58М

Модельные испытания образцов фрикционных пар в режиме торможения со статическим и нормальным вибрационным нагружением проводились на машине трения ИМ-58М, в соответствии с рациональным циклом триботехнических испытаний (РЦИ) [2,3]. Параметры испытания соответствовали основному режиму работы дискового тормоза шасси самолета. Желательная продолжительность времени торможения $t_T=36,6$ секунд. Кинетическая энергия, рассеиваемая тормозом на одной поверхности трения, составляла $W_{тр}=1678$ кДж. Начальная скорость скольжения $v_0=19,9$ м/с и время нарастания давления $t_m=0,5$ с. Частоты приложения постоянной модельной нагрузки $P=0,35$ МПа на фрикционную пару изменялись ступенями: 0, 5, 10 и 15 Герц. Общее число торможений – 50. В процессе испытания контролировались объемная температура и коэффициент трения f . Линейный износ образцов оценивался с помощью оптиметра, а массовый - аналитических весов. Размеры кольцевого образца (как ротора, так и статора): наружный диаметр – 75 мм, внутренний – 53 мм, высота – 14 мм.

Таблица 1. Параметры процесса торможения образца-ротора материала

УФКМ-21 после испытания на машине трения ИМ-58М.				
<i>Трибологические параметры процесса торможения *</i>	Частота вибрации ν , Герц			
	0	5	10	15
Время торможения t_T , с.	39,8	47,4	35,2	31,6
Усредненный коэффициент трения f	0,33	0,287	0,366	0,424
Максимальный коэффициент трения f_{max}	0,412	0,318	0,489	0,544
Коэффициент стабильности $\alpha_{ст.}$	0,809	0,785	0,747	0,785
Эффективность торможения $\beta_{эф.} \cdot 10^4$, $1/c^2$	5,22	4,51	7,04	9,22
Износ ротора Δh , мкм/торм.	3,8	1,8	5,2	6,9

* Усреднение по 50 торможениям на каждом режиме

В табл. 1 приведены результаты модельных испытаний образца-ротора в режиме теплоимпульсного трения (торможения) со статическим ($\nu=0$) и вибрационным динамическим ($\nu=5,10$ и 15 Герц) нагружениями. Все приведенные в таблице 2 параметры получены усреднением по 50 торможениям. Расчет и физический смысл коэффициентов стабильности $\alpha_{ст.}$, эффективности торможения $\beta_{эф.}$ и других параметров тормоза можно найти в [3, стр.392].

МИКРОТВЕРДОМЕР МТИ-3М

Испытание образцов материала УФКМ-21 на микротвердость по глубине отпечатка проводились на приборе МТИ-3М. Методической особенностью приборов этого типа является регистрация диаграмм деформации материала в координатах "Сила-глубина деформации"¹. Микротвердомер удовлетворяет условиям ГОСТ 10717-85 [7], а методика испытания ГОСТ 9450-85 в части «Испытание по методу невосстановленного отпечатка» [8]. Форма алмазного индентора: четырехгранный алмазный индентор с углом между противоположными гранями в 136° (пирамида Виккерса).

Регистрация диаграмм осуществлялась на двухкоординатном самописце типа «ENDIM» (Германия). Приведенная погрешность при записи глубины деформации не более 2%, усилий – 0,75%.

По диаграмме деформации производят расчет микротвердости, упругих и пластических характеристик, работ пластической и упругой деформаций, а также оценку кинетических особенностей микродеформации поверхности образца при вдавливании индентора.

При испытании на микротвердость контролировалась поверхность вращающегося образца (ротора). Выбор поверхности образца-ротора не случаен. Как показали результаты трибологических испытаний на машинах трения, его поверхность, по сравнению с контрообразцом-статором, наиболее чувствительна к воздействию внешних факторов (давлению, температуре, частоте приложения нагрузок и т.д.). Перед испытанием вся поверхность ротора разбивалась на три (под углом 120°) сектора таким образом, чтобы структура поверхности в каждом секторе соответствовала типичной структуре общей поверхности трения. На первом этапе испытывалась поверхность в состоянии поставки образца после его изготовления (токарные работы) и предварительной притирки поверхности трения. Далее эта же поверхность испытывалась после каждого цикла испытания на машине трения. Количество регистрируемых диаграмм на каждом цикле не менее 30 (по 10 на каждый сектор). Участок, где проводилось вдавливание, контролировался с помощью встроенного в микротвердомер микроскопа с увеличением от 300 до 600 крат.

Оценка структуры композита УФКМ-21 производилась с помощью рентгеновского анализа.

¹ Из-за значительных упругих свойств, на поверхности композита отсутствует пластический отпечаток. В этом случае, выражение «глубина отпечатка» некорректно. Физически более верно говорить о глубине деформирования («Глубина деформирования»)

3. ОСОБЕННОСТИ ДИАГРАММ ДЕФОРМАЦИИ КОМПОЗИТА

На рис. 1 приведены три из 30 диаграмм, полученные при вдавливающем инденторе в разные точки поверхности образца-ротора. Состояние поверхности композита: предварительная ее притирка после токарной обработки. Отличительная черта: достаточно сильный разброс диаграмм относительно друг друга. Для обоснованной оценки параметров диаграмм, получаемых на фоне их значительного рассеивания, был использован аппарат прикладной статистики.

По выборке размеров глубин деформаций h_1, h_2, \dots, h_{30} , при фиксированной силе на инденторе в 160 сН, методом описательной статистики были оценены три основных ее показателя положения: выборочное среднее значение h_{cp} , минимальный (h_{min}) и максимальный (h_{max}) размеры. Три диаграммы (рис.1) с этими показателями и были выбраны в качестве базовых для дальнейшего анализа.

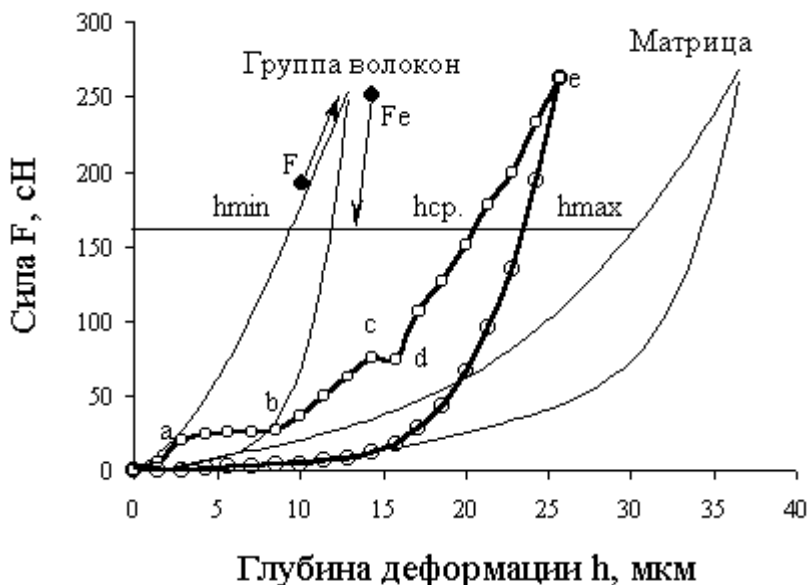


Рис. 1. Диаграммы деформаций УФКМ-21 после изготовления образца и предварительной притирки его поверхности

Основной показатель механического состояния поверхности – микротвердость HV – рассчитывался по известной формуле [8]

$$HV = 37,8F/h^2 \quad (1)$$

При размерностях F в сН и h в мкм коэффициент 37,8 соответствует размерности микротвердости в кгс/мм². Далее в тексте эта размерность не указывается.

По данным h_1, h_2, \dots, h_{30} с использованием этой формулы была определена новая выборка по микротвердости ($HV_1, HV_2, \dots, HV_{30}$) с оценкой ее основных (среднее значение, стандартное отклонение, дисперсия выборки, минимум и максимум) и дополнительных (стабильность, эффективность торможения) статистических параметров.

Аналогично рассчитаны статистические параметры для этой же поверхности после испытания на машине трения ИМ-58М. Результаты расчета представлены в табл. 2.

Таблица 2. Статистические и энергетические параметры микротвердости поверхности образца-ротора композита УФКМ-21 при безвибрационном($\nu=0$) и после вибрационно-го ($\nu=5, 10$ и 15 Hz) испытания на машине трения ИМ-58М

Параметры микротвердости	По- ставка	0	5 Hz	10Hz	15 Hz
Среднее значение HV	21,86	7,76	28,67	9,83	12,26
Стандартное отклонение s	9,981	2,338	9,598	2,764	4,051
Дисперсия выборки s^2	99,6	5,467	92,1	7,637	16,41
Интервал ΔHV	35,96	12,23	36,74	10,40	18,48
Минимум HV_{\min}	6,97	4,24	13,14	5,13	4,28
Максимум HV_{\max}	42,93	16,47	49,88	15,53	22,76
Стабильность α_{HV}	0,565	0,739	0,677	0,723	0,591
Эффективность торможения $\beta_{HV} \cdot 10^4, 1/c^2$		4,667	3,014	5,833	5,914
Энергии деформации, сН·мкм					
Упругопластическая (общая) U	5468	2119	1864	3556	3496
Релаксация (упругая деформация) U_r	2825	1043	923	2040	2022
Диссипация (пласт. деформация) U_d	2643	1076	941	1515	1474
Коэф. диссипации ΔUd	0,48	0,51	0,51	0,43	0,42

Для каждой выборки принят нормальный закон распределения экспериментального материала с уровнем надежности 95%.

Стабильность поверхности ротора α_{HV} при испытании на микротвердомере МТИ-3М определена как отношение среднего размера глубины отпечатка $h_{\text{ср.}}$ к ее максимальной величине h_{max} . Из выражения (1) средний размер $h_{\text{ср.}}=(37,8F/HV)^{0,5}$, а $h_{\text{max}}=(37,8F/HV_{\min})^{0,5}$. Тогда стабильность поверхности, выраженная через микротвердость примет вид

$$\alpha_{HV} = \frac{h}{h_{\max}} = \sqrt{\frac{HV_{\min}}{HV}} \quad (2)$$

Понятие "Эффективность" имеет смысл фрикционной способности поверхности ротора к процессу его торможения и оценивается как отношение стабильности α_{HV} к усредненному значению квадрата реального времени торможения t_T при испытании на машине трения ИМ-58М

$$\beta_{HV} = \alpha_{HV}/t^2 \quad (3)$$

Время торможения t_T берется из таблицы 1.

Наивысшая эффективность торможения β_{HV}^* должна наблюдаться при условии $\alpha_{HV}=1$, и оптимальном временем торможения t_{T3} с минималь-

ным и максимальным его значениями согласно техническому заданию на тормоз. Для рассматриваемого ротора это время составляет $t_{тз} = 36,6$ с. При этом, если отклонение от этого времени составляет, например, ± 1 с, то для наивысшей эффективности торможения должно соблюдаться условие

$$7,3 \cdot 10^{-4} < \beta^*_{HV} < 7,89 \cdot 10^{-4} \quad (4)$$

По своему физическому смыслу параметры α_{HV} и β_{HV} соответствуют характеристикам $\alpha_{ст.}$ и $\beta_{эф.}$, которые были введены А.В.Чичинадзе для оценки параметров тормоза при трибологических испытаниях [3]. Нами они включены из соображения сопоставления качественной связи между трибологическими характеристиками и статистическими параметрами микротвердости.

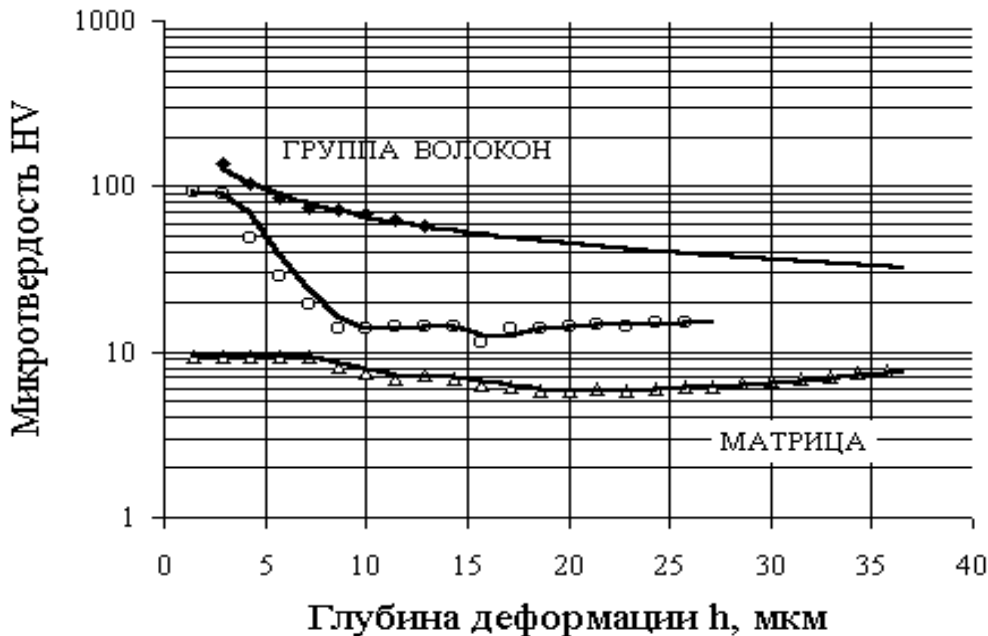


Рис. 2. Распределение микротвердости по глубине деформации поверхности ротора из УФКМ-21. Ордината HV в логарифмическом масштабе

Зависимости микротвердости HV от размера глубины деформации h строятся по участкам ветвей диаграмм «Нагрузка» рисунка 1, с использованием формулы (1). Для поверхности до испытания на машине трения они показаны на рис. 2.

Оценка энергий деформаций проводилась по усредненным диаграммам аппроксимацией обеих ветвей диаграммы полиномами. Наивысшая их степень выбиралась таким образом, чтобы коэффициент детерминированности R^2 (квадрат коэффициента корреляции) был близок к единице (не менее 0,999).

Статистическая и графическая обработка экспериментального материала проводилась с помощью программного продукта «EXCEL 2000» и «MicroCal Origin v6». Общая энергия деформации U определялась интегрированием функции $F=f(h)$ в пределах глубины деформирования от 0 до ее максимального значения h_{\max} , а энергия упругой деформации U_r оценивалась интегрированием функции $F_e=f(h)$ также в этих пределах, если пластического размера глубины h_p не наблюдается. В случае если она зафиксирована, то нижний предел интегрирования функции $F_e=f(h)$ равен не нулю, а величине h_p . Энергия диссипации U_d определялась разностью $U-U_r$, а коэффициент диссипации-отношению $\Delta U_d=U_d/U$. Расчетные значения этих величин приведены в части таблицы 2 под строкой «Энергия деформации».

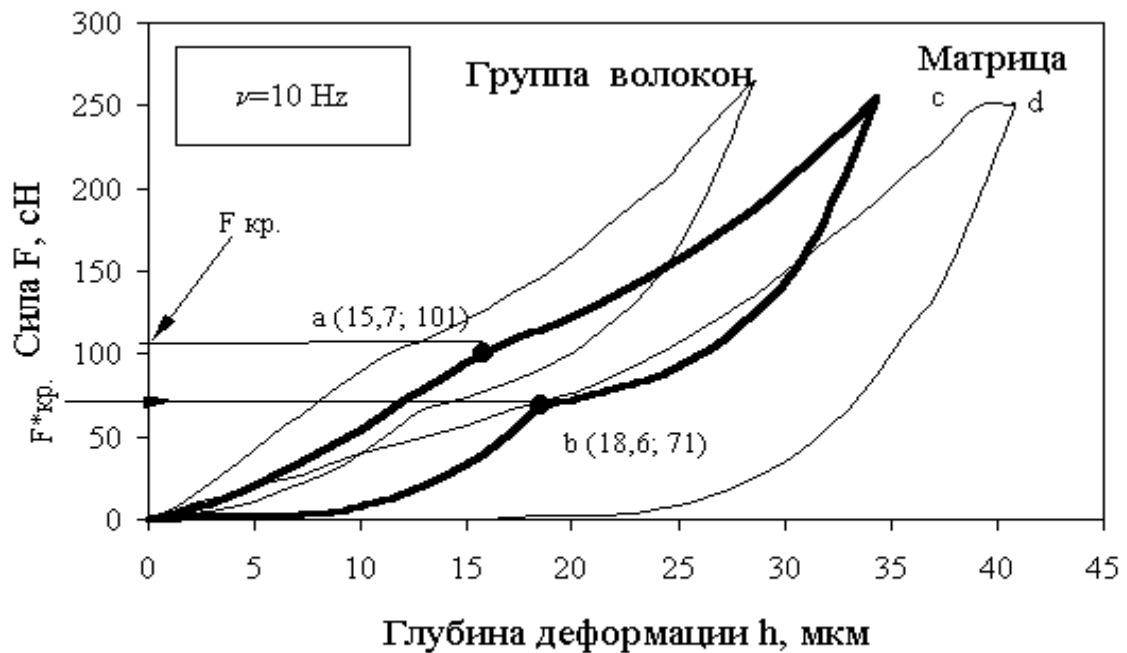


Рис. 3. Диаграммы деформаций для поверхности УФКМ-21 после испытания на машине трения ИМ-58М с частотой нагружения при торможении 10 Гц

Характер деформации поверхности, после испытания с безвибрационным и вибрационным нагружением показан на примере диаграмм после испытания с частотой торможения 10 Герц (рис.3.) Их особенность – появление на обеих ветвях зависимостей $F=f(h)$ и $F_e=f(h)$ четко различимых точек перелома a и b . Для диаграмм, зарегистрированных в области «мягких» фаз композита (в матрице), встречаются и зависимости с отсутствием точек перелома (диаграмма с участком микроползучести cd на рис.3). Для состояния поставки и частоты 5 Герц диаграмм с точками перелома не обнаружено.

Таблица 3. Параметры точек устойчивости мембранных диаграмм

СТАТИСТИКА	Нагружение				Разгрузка		
	$F_{кр.}$	$H_{кр.}$	$HV_{кр.}$	k	$F_{кр.}^*$	$h_{кр.}^*$	k^*
Среднее $\nu=0$	69	12,2	19,9	5,86	48,7	15,6	3,38
Станд. отклонение	15,6	4,11	6,09	0,901	10,7	5,61	1,05
Дисперсия выборки	244	16,9	37,1	0,812	115,2	31,5	1,10
Интервал	68	15,7	21,2	4,49	44	17,88	5,46
Минимум	52	9,15	6,00	3,47	38	10,58	1,53
Максимум	120	24,9	27,2	7,97	82	28,5	6,99
Колич. диаграмм	30	30	30	30	30	30	30
Среднее $\nu=10$ Hz	101,8	14,41	19,4	7,17	64,9	16,6	3,98
Станд. отклонение	7,78	1,94	4,95	0,999	4,75	2,07	0,588
Дисперсия выборки	60,5	3,76	24,5	0,999	22,5	4,30	0,346
Интервал	33	8,58	19,5	3,94	19	8,87	2,45
Минимум	87	11,01	9,97	4,98	60	12,87	2,76
Максимум	120	19,59	29,5	8,92	79	21,7	5,21
Колич. диаграмм	30	30	30	30	30	30	30
Среднее $\nu=15$ Hz	104	15,0	19,2	7,14	59,9	23,0	3,20
Станд. отклонение	16,2	3,96	5,38	1,08	5,51	21,3	0,809
Дисперсия выборки	264	15,7	28,9	1,18	30,41	452,5	0,655
Интервал	74	16,3	22,2	4,38	22	108,0	3,64
Минимум	74	11,0	6,87	4,86	53	14,4	0,441
Максимум	148	27,3	29,1	9,24	75	122	4,08
Колич. диаграмм	25	25	25	25	25	25	25

По характеру деформации при нагружении и разгрузении диаграммы напоминают классическую механическую характеристику хлопающей мембраны, жестко закрепленной по внешнему контуру и нагружаемой распределенной или сосредоточенной нагрузкой. Потеря устойчивости такой мембраны при деформации проявляется в появлении, при некоторой критической нагрузке, перескока (прощелкивания) из одного равновесия в другое, резко отличного от исходного состояния. В других типах мембран потеря устойчивости происходит без перескока, но с точкой перелома механической характеристики. К последнему типу можно отнести и диаграммы для УФКМ-21. В дальнейшем диаграммы этого вида будем условно отмечать как «*диаграммы мембранного типа*». Для ряда ранее испытанных на микротвердомере МТИ-3М композитов системы углерод-углерод, но с иным сочетанием составляющих композита, проявляется и первый тип. Этот тип назовем как «*диаграммы хлопающего типа*». Основ-

ное отличие этих диаграмм от классической механической характеристики «хлопающей мембран» – наличие необратимых гистерезисных потерь.

Точки перелома *a* и *b* участков диаграмм «Нагружение» и «Разгружение» будем трактовать как точки устойчивости. Координаты точки *a* определим как критическими силой ($F_{кр.}$) и глубиной деформаций ($h_{кр.}$) на стадии нагружения. Соответственно координаты точки *b* оценим как критическими ($F_{кр.}^*$ и $h_{кр.}^*$) на стадии разгружения индентора.

В табл. 3 представлены результаты статистической обработки этих критических параметров. Для поверхности после безвибрационного и вибрационного воздействий с частотой 10 Герц отмечены все 30 диаграмм с этими точками. При частоте 15 Герц число подобных диаграмм оказалось 25. У остальных 5 диаграмм они отсутствуют. При частоте 5 Герц точек перелома на кривых $F=f(h)$ и $F_e=f(h)$ не обнаружено ни на одной из 30 диаграмм. По этой причине они не включены в таблицу.

4. ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИСПЫТАНИЙ

А. Поверхность в состоянии поставки

Микроскопический анализ поверхности образцов после их изготовления и предварительной притирки показал, что структура композита состоит из углеродных волокон диаметром 6-12 мкм, располагающихся в углеродной матрице. Граница раздела между волокнами и матрицей четко разделена. Конфигурация поперечного среза волокна близка к круглой форме и его боковая поверхность имеет относительно гладкую поверхность. Внутри волокон наблюдаются микротрещины и поры. Эти же «дефекты» имеются и в углеродной матрице. Обнаруживаются два типа расположения волокон в матрице. В первом типе волокна расположены параллельно друг другу, образуя пучки с количеством волокон от нескольких штук до нескольких десятков. Для этого типа структуры характерно наличие микротрещин по границам пучков. Во втором случае отдельные волокна расположены под углом друг к другу и переплетаются между собой, образуя сетку и пустоты между волокнами. При этом магистральные трещины не образуются, поскольку хаотично расположенные прочные волокна являются препятствием для слияния отдельных пустот. Подобная композиция является основной и объективной причиной сильного разброса диаграмм деформации по поверхности композита.

На рис. 1. диаграмма с наименьшей площадью деформации, характеризует собой сопротивление вдавливанию индентора наиболее твердого микрообъема. Эта твердая составляющая композита представляет собой группу тесно переплетенных между собой нитей волокон. Получить диаграмму для отдельно взятого волокна не представляется возможным по причине его малого поперечного размера (диаметр порядка 12 мкм). Вто-

рая диаграмма, являющаяся усредненной из 30 зафиксированных для исходного состояния, представляет собой деформируемый объем, охваченный группой параллельно и не тесно расположенных между собой волокон и матрицей между ними. Отметим, что приведенная диаграмма с «аномальными» участками ab и cd на стадии «Нагружение», не является типичной из группы усредненных. У ряда этой группы встречаются диаграммы и с плавным (подобно диаграмме для группы волокон) ходом зависимости $F=f(h)$. Приведена она только из соображения демонстрации характера деформирования на некоторых участках поверхности. Причины подобной аномальности могут быть разными. Это и хрупкое разрушение элементов матрицы или волокон и возможность проникновения индентора в пору находящейся на некоторой глубине. Третья диаграмма, с максимальной площадью, описывает сопротивление вдавливанию индентора мягкой составляющей композита-матрицы.

Анализ диаграмм вдавливания (рис. 1) и кинетической микротвердости (рис. 2) а также данных статистической обработки микротвердости при фиксированной силе (таблица 2), для состояния «Поставка» позволяет сделать ряд нижеследующих заключений для поверхности образца-ротора.

1. Высокие релаксационные свойства поверхности выявляются при появлении диаграмм замкнутого типа. Этот примечательный эффект, характеризующийся возвращением в начало отсчета диаграммы регистрируемой глубины при разгрузке индентора, свойственен 27 зарегистрированным диаграммам. Следствием высокой релаксационной способности является отсутствие ползучести у этих диаграмм при выдержке материала под нагрузкой. Остальные три диаграммы, касающиеся микрообъемов с матрицей, имеют весьма малую остаточную глубину h_p при полном снятии силы с индентора (менее 1 мкм) и незначительную микроползучесть при выдержке материала под постоянной силой. Величина ее размера составляет примерно 1,5 мкм.

2. Наблюдается существенный разброс диаграмм деформации, а следовательно, и механических свойств в различных микрообъемах поверхности трения.

3. Наивысшей микротвердостью ($HV_{max}=42,9$) обладают участки поверхности, охваченные тесно и хаотично переплетенными группами волокон. Наименьшей микротвердостью ($HV_{min}=6,97$) – участки, где преобладает матрица. Микротвердость поверхности, состоящей из волокон и матрицы, - порядка $HV=22$. Представляющая собой усредненную микротвердость, она и принята в качестве основного параметра, характеризующего прочностные свойства исследуемого композита.

4. Распределение микротвердости по глубине отпечатка не является постоянным (рис.2). Для рассматриваемых трех групп наивысшая микро-

твердость у волокон наблюдается в области малых размеров (до 5 мкм) отпечатка. С ростом глубины она уменьшается. Характер снижения HV для рассматриваемых трех участков поверхности неодинаков. Если у группы волокон и матрицы просматривается ее плавное изменение, то у объема с волокнами и матрицей, из-за эффекта разрушения (точки а и б рис.1), микротвердость скачком изменяется с 90 на глубине 2,86 мкм до 14 на глубине 10 мкм.

Б. Поверхность образца после испытания на машине трения ИМ-58М

Модельные испытания в режиме торможения с безвибрационным и вибрационным нагружениями *существенно* изменяет микромеханическое состояние поверхности трения ротора, как в качественном, так и в количественном отношении. Значимость количественных изменений показал проведенный дисперсионный анализ. Во всех случаях нулевая гипотеза об отсутствии эффекта воздействия на поверхность трения последовательных режимов торможения отвергнута.

Качественное изменение состояния поверхности трения хорошо просматривается на характере диаграмм деформации. Расшифровка подобных диаграмм требует выяснения целого ряда вопросов. Один из основных – вопрос причины и механизма их образования.

Поскольку для рассматриваемого композита диаграммы этого типа проявляются уже при безвибрационном воздействии, то, на наш взгляд, одной из основных причин их появления является достаточно высокая температура в объеме (400-600⁰С), а следовательно, и возникновение тепловых напряжений на поверхности контакта пары образцов в режиме торможения. Вероятно, это оказалось достаточным для образования особого состояния поверхности трения, отличного по своим механическим свойствам от внутреннего слоя композита. Другими словами, произошло образование нового модифицированного слоя. Устойчивость последнего к сохранению своего микромеханического состояния определяется условием $F_{кр}^* < F < F_{кр}$. Соответствующие этим силам деформации поверхности оцениваются критическими глубинами $h_{кр}$ и $h_{кр}^*$. Оценивать величиной $h_{кр}$ толщину вновь образованного слоя было бы неверно. В процессе деформации поверхности индентором происходит регистрация не только истинной глубины погружения индентора в слой, но и упругих деформаций составляющих композита, находящихся под этим слоем. Сумма этих перемещений и определяется параметром $h_{кр}$.

В силу ограниченного объема статьи не представляется возможным проведение полного анализа диаграмм мембранного типа. Это вопрос отдельной работы. В настоящей же статье констатируется только факт способности УФКМ-21 к образованию на поверхности трения ротора новых

модифицированных слоев после безвибрационного и вибрационного торможений на машине трения ИМ-58М. Поскольку вопрос новообразований на поверхности композита, как результата внешних механических воздействий, представляет определенный практический интерес, в работу включена таблица 3 с рядом основных статистических показателей разброса и положения экспериментальных данных. По вышеприведенной причине некоторые показатели останутся за рамками нижеприведенных выводов. Их трактовку и выводы авторы оставляют за читателями.

На графике рис. 4 отражены некоторые параметры таблиц 1 и 2. Анализ таблиц 1 – 3 и рисунков 1 – 4 материала УФКМ-21 приводит к следующему результату.

Методом однофакторного дисперсионного анализа выявлено значимое влияние на микротвердость поверхности образца-ротора модельных испытаний на машине трения ИМ-58М в режиме торможения с безвибрационным и вибрационным нагружениями. За исключением нагружения с частотой 5 Герц, микротвердость HV остальных состояний уменьшилась практически в два раза (см. таблицу 2). Другими словами, результатом некоторых режимов торможения стало разупрочнение поверхности трения.



Рис. 4. Статистические параметры микротвердости (HV_{max} , HV , HV_{min} , α_{PM} , β_{PM}), износ Δh и коэффициент трения f

После испытания на машине трения с безвибрационным нагружением, произошло образование нового слоя с микротвердостью в 2,8 раза меньшей, чем микротвердость поверхности в своем исходном состоянии. С резким снижением HV значительно снизились такие статистические

показатели разброса, как стандартное отклонение, дисперсия, интервал микротвердости (см. таблицу 2, состояние $v=0$). Уменьшение показателей разброса, как следствие, привело к увеличению стабильности поверхности слоя по микротвердости α_{HV} . Устойчивость образовавшегося нового состояния поверхности к сохранению своего механического состояния определяется условием $48,7 < F < 69,3$ сН (таблица 3, состояние 0 Герц). При этом глубина деформированного слоя при нагружении индентора силой в 48,7 сН составила в среднем $h_{кр.} = 12,2$ мкм. Исследование по-

верхности под микроскопом выявило его темный цвет с нечетко проступающими волокнами в поперечном и продольном направлениях и охватывающим всю область.

После испытания на машине трения с частотой нагружения *при торможении 5 Герц*, этого слоя не оказалось. Характер диаграмм такой же, как и для поверхности образца-ротора после его притирки (см. рис. 1). Выявленная под микроскопом поверхность оказалась как бы «просветленной». Стали более четко различимы группы волокон.

По сравнению с микротвердостью поверхности в состоянии поставки произошло хотя и незначительное, но все-таки ее повышение в 1,3 раза. Другими словами, наблюдается образование упрочненного состояния поверхности трения с увеличением статистических показателей разброса (см. таблицу 2, колонка $\nu=5$ Герц). Характерной особенностью этой поверхности является отсутствие критических точек устойчивости в диапазоне приложения сил к индентору до 300 сН.

Как видно из таблицы 1, при этой частоте зафиксировано наибольшее время торможения ($t=47,4$ с), наименьший износ ($\Delta h=1,8$ мкм/торм) и минимальный коэффициент трения ($f=0,28$). Это закономерно. Рост микротвердости уменьшает износ поверхности трения и снижает коэффициент трения за счет более сильного выглаживания до зеркального блеска поверхности. Уменьшение коэффициента трения должно привести к росту времени торможения, а следовательно, и к понижению эффективности торможения, рассчитанного как по трибологическим, так и по микротвердостным параметрам таблиц 1 и 2.

К сказанному необходимо добавить следующее. Вообще необходимо отметить особенность частоты в 5 Герц. Ее влияние на поверхность трения других видов композитов системы углерод-углерод своеобразно. У одних материалов наблюдается весьма резкое упрочнение с эффектом хрупкого разрушения, у других, как у УФКМ-21, упрочнение, но с отсутствием признаков хрупкого разрушения, у третьих – наоборот, образование на поверхности мягкой пленки.

Дальнейшее испытание поверхности образца *с частотой торможения 10 Герц* вновь приводит к снижению микротвердости ее поверхности (с $HV=28,67$ до $HV=9,83$), уменьшению параметров разброса вокруг усредненного значения, снижению интервала ΔHV (см. таблицу 2), появлению на диаграммах точек перелома с более высокими значениями критических сил ($F_{кр.}^*=101,8$ сН и $F_{кр.}^*=64,9$ сН) и глубин упругопластического ($h_{кр.}=14,4$ мкм, $h_{кр.}^*=16,57$ мкм) деформирования (см. таблицу 3). Число зарегистрированных диаграмм – 30, т. е. все диаграммы из этой выборки. Поверхность трения потеряла свой предыдущий зеркальный блеск, стала более темной с неяркими очертаниями волокон. Рост критического диапазона

глубин деформирования $h_{кр}$ при микровдавливании вновь образованного разупрочненного слоя привел к более заметному его износу ($\Delta h=5,2$ мкм) по сравнению с безвибрационным торможением (таблица 1). В процессе испытания на машине трения было зафиксировано увеличение усредненного коэффициента трения f . Результатом этого явилось уменьшение времени торможения t_T и повышение эффективности торможения ($\beta_{эф.}$ и β_{HV} , рис.4).

При обработке диаграмм для поверхности образца-ротора, после исения *с частотой 15 Герц*, вновь зафиксированы диаграммы мембранного типа. Однако из выборки $n=30$ их количество составило не 100%, как для случаев $\nu=0$ и $\nu=10$ Герц, а всего 25.

Возросли критическими показателями, определяющие область устойчивости нового слоя. Микроскопическое исследование выявило неравномерность темного поля с неяркими очертаниями волокон. Среди этого поля обнаружены островки с зеркальным блеском. Влияние образования слоев с островками на работоспособность пары трения из УФКМ, на наш взгляд, должно проявляться двояко. С одной стороны, их полное преобладание на общем фоне поверхности должно привести к незначительному износу (например, как при частоте 5 Герц), что является примечательным фактом. С другой стороны, их наличие, даже в малом количестве, снижает прочность сцепления этих островков по границе с основным слоем. Пониженная прочность слоя в тангенциальном направлении является основной причиной повышенного ее износа Δh (что весьма нежелательно). Она приводит к появлению резких скачков коэффициента трения f и уменьшению времени торможения t_T . (см. таблицу 1 и рис. 4). С понижением последнего параметра происходит повышение эффективности торможения. Проявление этого фактора является желательным, если эта эффективность лежит в области, определяемой неравенством (4). Кроме причины пониженной механической прочности связи островков с основной, преобладающей структурой поверхностного слоя, следствием увеличения износа должно являться и увеличение диапазона критических сил. Для такого состояния поверхности $59,9 < F < 104,2$. При этом рост критической силы при нагружении привел к росту глубины деформирования $h_{кр}$ с 14,4 мкм до 15 мкм. Чем больше этот размер, тем выше должен быть износ разупрочненного слоя. Сказанное подтверждается экспериментальными данными, представленными в таблицах 1 – 3 после испытания при $\nu=15$ Герц и результатами рентгеноструктурного анализа.

В отличие от графита в турбостатных кристаллах отсутствует какая-либо взаимная ориентация базисных плоскостей по направлению нормали к поверхности. В них отсутствует трехмерная упорядоченность, и каждый кристалл является двумерным.

Турбостатные кристаллы (в дальнейшем кристаллиты) характеризуются величинами d_{002} , d_{10} , L_{002} и L_{10} . Здесь d_{002} – межплоскостное расстояние в направлении нормали к базисным плоскостям d_{002} , d_{10} – межплоскостное расстояние в базисных плоскостях, L_{002} – размеры кристаллитов (их толщина) в направлении нормали к базисным плоскостям и L_{10} – размеры кристаллитов (ширина) в направлении, параллельном базисным. Эти параметры структуры УФКМ определяются методами рентгеноструктурного анализа.

Измерения на образце-роторе до и после фрикционных испытаний проводили по методике, изложенной в [9]. На дифрактограмме, полученной до фрикционных испытаний, обнаружена зависимость интенсивности дифракционных линий в одном месте съемки от направления съемки в поверхность образца. Это указывает на строгую упорядоченность укладки волокон по определенной схеме армирования. Кроме того, была обнаружена дополнительная фаза с межплоскостным расстоянием $d'_{002}=0,376$ нм. Эта фаза содержится в УФКМ-21 в очень небольшом количестве на пределе чувствительности метода (4-4%).

После фрикционных испытаний обнаружено уменьшение d_{002} с 0,341 нм до 0,340 нм и увеличение d_{10} от 0,207 нм до 0,209 нм. Уменьшение d_{002} показывает, что во время испытаний имел место значительный нагрев поверхности трения, что привело к дополнительной графитизации углерода волокон. Это привело к снижению сопротивляемости структуры внешнему воздействию, т.е. материал разупрочнился. Это подтверждается заметным увеличением d_{10} от 0,207 до 0,209 нм. Изменение L_{002} L_{100} после испытаний подтверждает влияние температуры на размеры кристаллита. Существенно, что после испытаний параметр d'_{002} дополнительной фазы не изменился, но в ряде мест съемки соответствующая дифракционная линия вообще отсутствовала. По-видимому, сплошная тонкая пленка этой фазы разбилась на отдельные островки. Это могло произойти только в том случае, если дополнительная фаза менее пластичная и более хрупкая, чем основная. Высокая интенсивность линий основной фазы показала, что поверхностная пленка из дополнительной фазы очень тонкая. Она менее устойчива, чем основная фаза: параметры ее структуры изменились значительно больше, чем параметры структуры основной фазы. Судя по соотношению интенсивности линий 002 дополнительной и основной фаз до и после испытаний, дополнительная фаза до испытаний в виде тонкого слоя находилась поверх основной фазы, а после испытаний ее осталось значительно меньше. Не исключено, что прослойки дополнительной фазы имеются и внутри слоя основной фазы. Наличие таких ослабленных прослоек небольшой толщины и состоящей из осколков хрупкой дополнительной фазы может стать причиной не только повышенного износа во время

фрикционных испытаний, но и значительного разброса трибологических параметров, приведенных в таблице 1. Все это не способствует созданию фрикционных свойств УФКМ-21, удовлетворяющих ряду основных технических условий его использования в тормозном узле самолета.

Механизм образования упрочненного состояния для поверхности после торможения с частотой 5 Герц можно было бы объяснить *отсутствием у нее прослойки дополнительной фазы* (d'_{002}) в основном ответственной за износ (см. выше).

Заметим, что если проследить по таблице 3 изменение микротвердости $HV_{кр}$ и жесткости k в точках устойчивости с ростом частоты, то обнаруживаются их незначительные изменения. Так, в среднем, микротвердость составила порядка 19,5, а жесткость 6,7 сН/мкм.

Информативным диагностическим параметром является коэффициент диссипации, рассчитанный по усредненным диаграммам. Как было сказано выше, у материала УФКМ-21 наблюдаются высокие упругие свойства при разгрузке индентора. Это проявляется в том, что практически при всех состояниях поверхности (в том числе и в состоянии поставки) на диаграммах отсутствует остаточный размер глубины после разгрузки индентора. Другими словами, фиксируются диаграммы гистерезисного типа с возвращением участка диаграммы «Разгрузка» в нуль отсчета (в начало регистрации участка диаграммы «Нагрузка»). Площадь, ограниченная кривыми $F=f(h)$ и $F_e=f(h)$, определяет собой диссипационные потери на перестройки различного характера внутренней структуры (релаксация по границам волокон и на точечных дефектах, внутреннее трение между составляющими элементами композита, вытеснение при деформации газообразных элементов из пор и т.д.). В практическом отношении это свойство материалов полезно. При увеличении площади замкнутой петли возрастает эффект демпфирования. При уменьшении, при прочих равных условиях (например, при одной и той же максимальной силе), – наоборот, уменьшается. Степень гистерезисных потерь определяет коэффициент диссипации ΔU_d . По всей видимости, его снижение должно привести к росту износа поверхностного слоя за счет уменьшения податливости внутренней структуры действию внешнего силового и вибрирующего факторов. Это предположение подтверждается сравнением рассчитанных коэффициентов диссипации с износом. Из таблицы 2 и рис. 4 видно, что наибольшие значения ΔU_d имеет поверхность трения в состоянии поставки (0,483), после безвибрационного торможения (0,508) и торможения с частотой 5 Герц (0,505). При этом наблюдается минимальный износ поверхности после испытания на машине трения (3,8 мкм при $v=0$ и 1,8 мкм при $v=5$ Герц). Дальнейшее испытание с частотами 10 и 15 Герц приводит к росту износа поверхности

(5,2 мкм и 6,9 мкм). При этом коэффициент диссипации падает до 0,426 и 0,422 соответственно.

Графики рассмотренных и проанализированных параметров микротвердости и фрикционно-износных характеристик по результатам испытания на машине трения показаны на рис. 4.

Примечательна еще одна особенность рассматриваемого материала. В процессе выдержки материала под максимальным усилием (точки e на рис. 1) поверхность УФКМ-21, охваченная волокнами и матрицей, устойчива к проявлению эффекта микроползучести. Для участков же с матрицей этот эффект заметен и проявляется горизонтальным участком на стадии выдержки материала под постоянной силой (участок cd на рис. 3). С ростом частоты торможения степень ползучести матрицы возрастает. В связи с этим следует ожидать и появление остаточных деформаций при полной разгрузке индентора. Это подтверждается регистрацией на диаграмме остаточной (пластической) глубины h_p (см. рис. 3) Наибольшая величина ползучести и остаточной деформации отмечена у матрицы после торможения с частотой 15 Герц.

Что касается распределения микротвердости по глубине деформации для рассмотренных состояний поверхности, то в принципе характер зависимостей $HV=f(h)$ такой же, как и для случая образца в состоянии поставки (см. рис. 2). С ростом глубины деформирования микротвердость уменьшается. Отличие лишь в интервале ΔHV между волокнами и матрицей (см. таблицу 2).

В заключении отметим, что в настоящую работу включен не самый лучший по фрикционно-износным параметрам материал. Действительно, при удовлетворительных значениях, на данном единичном торможении, $\alpha_{ст.}$ и α_{HV} , повторность характеристик как по микротвердости (дисперсия выборок, эффективность торможения β_{HV}), так и по результатам трибологических испытаний ($f_{ср}$, t_r , $\beta_{эф}$) очень низкая. Нестабильным оказался износ поверхности трения ротора. Уменьшение диссипационной способности ΔU_d привело к высокому, особенно при частотах 10 и 15 Герц, износу.

У ряда материалов наблюдалось образование упрочненной поверхности после испытаний на машине трения. Так, испытанный ранее композиционный материал под маркой УФКМ-13 обладал более высоким значением коэффициента диссипации (равным в среднем 0,5 как для исходной, так и для этой же, но упрочненной поверхности после трибологических испытаний) и более стабильным коэффициентом трения. Следствием этого явилось увеличение износостойкости и приближение экспериментального времени торможения ко времени, заданному техническим заданием. Данные рентгеноструктурного анализа для этого материала подтвердили результаты фрикционных и микротвердостных испытаний. На дифракто-

граммах зафиксировано некоторое увеличение d_{002} (с 0,343 до 0,345 нм), практически неизменное $d_{10}=0,211$ нм и незначительное уменьшение L_{002} и L_{100} . Это свидетельствует о высокой устойчивости структуры композита УФКМ-13, приведшей к образованию такого толстого и прочного фрикционного слоя, что обнаружить критическую область устойчивости по диаграммам деформации, в диапазоне прикладываемых сил до 300 сН, не удалось.

Материал же УФКМ-21 обладает способностью к образованию, после модельных испытаний на торможение, поверхностной разупрочненной пленки, характеризующейся наличием критических точек, при которых наблюдается потеря устойчивости слоя сопротивления микровдавливанию. Эта особенность композита представляет определенный практический интерес, поэтому и включена в настоящую статью. Материал УФКМ-21 на базе проведенных комплексных испытаний не был рекомендован для изготовления дисков многошаговых тормозов таких современных лайнеров, как ТУ-204 и ИЛ-56М.

ВЫВОДЫ

1. В работе рассмотрена возможность использования метода микротвердости по глубине внедрения индентора для оценки работоспособности углеродных фрикционных композиционных материалов в узлах нестационарного трения.

2. На примере конкретного композиционного материала показана методика статистической обработки экспериментальных диаграмм. Результаты, полученные с помощью статистического анализа, позволили оценить микротвердость наиболее твердой (волокно) и мягкой (матрица) составляющих композита. В качестве реального значения микротвердости поверхности трения предложено использовать усредненное значение величины микротвердости.

3. Применение дисперсионного анализа позволило выявить значимое влияние режима теплоимпульсного трения (торможения) со статическим и вибрационным динамическим нагружением на микромеханические характеристики поверхности трения образца-ротора.

4. Для характеристики фрикционной способности поверхности трения введены новые коэффициенты стабильности α_{HV} и коэффициент эффективности торможения β_{HV} . Рассчитанные по параметрам микротвердости, предложенные параметры соответствуют рекомендованным расчетным зависимостям $\alpha_{ст}$ и $\beta_{эф}$, которые использовались для описания процесса торможения и рассчитывались по результатам трибологических испытаний [2]. Следует отметить качественный характер совпадения характеристик α с $\alpha_{эф}$ и β с $\beta_{эф}$.

5. Предложен важный диагностический параметр-коэффициент диссипации ΔU_d , который находит применение для предварительной оценки износостойкости поверхности материалов пар трения. При испытаниях на нестационарных режимах теплового нагружения (теплоимпульсное трение) существует пограничное значение $\Delta U_d = 0,5$, ниже которой материал имеет тенденцию к чрезмерному износу и повышению эффективности торможения поверхности. Основная задача при подборе материала для тормоза – это увеличение как износостойкости, так и эффективности торможения узла трения.

6. В процессе нестационарного трения выявлено существенное изменение физико-механического состояния поверхности трения испытываемого образца. Режим теплоимпульсного трения со статическим и вибрационным нагружениями приводит к образованию на поверхности композита слоев с новыми механическими свойствами. Устойчивость модифицированных слоев обусловлена критическими силами на стадиях нагружения и разгрузки индентора и выражается критерием сохранения этой устойчивости $F_{кр}^* < F < F_{кр}$. Соответствующая силе $F_{кр}$ глубина деформации слоя ($h_{кр}$) при нагружении определяет износостойкость модифицированной поверхности трения. Ее малая микротвердость и значительная величина приводят к увеличению износа. Это подтверждено результатами испытания на микротвердость. Вероятно, повышение износостойкости, при том же значении $h_{кр}$, должно сопровождаться увеличением микротвердости. Последнее возможно также при росте критической силы $F_{кр}$.

Авторы считают целесообразным продолжить работы в следующих направлениях:

а) поиск оптимальных зависимостей между коэффициентом диссипации, микротвердостью и износом композита без вибрации и при дополнительных динамических (вибрационных) воздействиях на пару трения;

б) связи критерия устойчивости новообразованного слоя с микротвердостью, диссипационной способностью и износостойкостью.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Чичинадзе А.В., Матвеевский Р.М., Браун Э.Д. Материалы в триботехнике нестационарных процессов. М.:Наука, 1986. 248 с.
2. Справочник по триботехнике. Т.1./Под общ.ред. М.Хебды, А.В.Чичинадзе. М.:Машиностроение, 1989. 400 с.
3. Справочник по триботехнике. Т.3 /Под общ.ред. М.Хебды, А.В.Чичинадзе. М.:Машиностроение, 1992. 730 с.
4. Сорокин Г.М., Зяблицкий Е.М., Зяблицкая Е.А. К вопросу о поиске связи между механическими характеристиками сталей и их износостойкостью //Заводская лаборатория. 1996. №10. С. 40-43.

5. Новое в области испытаний на микротвердость. М.: Наука, 1974. С. 108-114.
6. Булычев С.И., Алехин В.П. Испытание материалов непрерывным вдавливанием индентора. М.:Машиностроение, 1990. 224 с.
7. ГОСТ 10717-85. Приборы для измерения микротвердости (типы и основные параметры). М.: Изд-во стандартов
8. ГОСТ 9450-85. Измерение микротвердости вдавливанием алмазных наконечников. М.: Изд-во стандартов
9. Синайский В.М. Применение рентгеновского анализа для оценки эксплуатационных свойств углеродных фрикционных материалов //Заводская лаборатория. 1999. №1. С. 25.
10. Углерод-углеродные композиционные материалы: Справочник / Ю.Г. Бушуев, М.И. Персин, В.А. Соколов. М.: Металлургия, 1994. 128 с.

УДК 537.311:621.315

В. В. Измайлов, М. В. Новоселова
Тверской государственный технический университет

ДВЕ МОДЕЛИ ДЛЯ РАСЧЕТА УДЕЛЬНОГО ЭЛЕКТРОСОПРОТИВЛЕНИЯ ДИСПЕРСНОГО ЭЛЕКТРОФРИКЦИОННОГО МАТЕРИАЛА

Качество и надежность электрических коммутирующих устройств в значительной мере определяют безотказность и долговечность электрооборудования в целом.

В решении проблемы повышения качества и надежности электрических контактов очень важную роль играет грамотный выбор материала, а в идеале – создание материала с заданными свойствами. К материалам электрических контактов предъявляются жесткие, противоречивые, можно сказать, взаимоисключающие требования, вытекающие из назначения и специфики их работы. Материалы скользящих электрических контактов должны иметь одновременно хорошие электрические и антифрикционные свойства. В физически однородном материале невозможно достичь требуемого сочетания физико-механических свойств. Выход – в разделении функций проводимости и антифрикционности между компонентами материала, т.е. в применении композиционных материалов с металлической матрицей и многофункциональным наполнителем. Металлическая матрица служит каркасом, воспринимающим механическую нагрузку, а наполнитель, равномерно распределенный в порах каркаса, обеспечивает комплекс необходимых электрических и фрикционных свойств. В данной статье предлагаются теоретические модели для расчета проводимости таких материалов.

Ячеечная модель дисперсной структуры

Для теоретического расчета электрической проводимости дисперсного материала предлагается модель, в которой образец состоит из кубических ячеек. Каждая кубическая ячейка содержит m^3 кубических подъячеек с ребром d_0 , где m – число подъячеек на ребре ячейки. Каждая подъячейка может быть либо свободной, либо занятой сферической частицей диаметром d_0 . В данной модели рассматриваются пять типов проводящих ячеек с $m = 2$ (рис. 1).

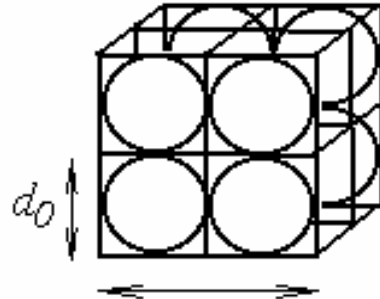


Рис. 1. Модельная кубическая ячейка

Сопротивление между противоположными гранями ячейки R_i рассчитывается как среднее значение между верхней и нижней оценками ее сопротивления. В одном случае кубическая ячейка рассматривается как система из m^2 параллельно соединенных столбцов, содержащих m или менее (при наличии вакансий) последовательно соединенных контактов. В другом случае ячейка рассматривается как система m последовательно соединенных слоев, содержащих m^2 или менее (при наличии вакансий) параллельно соединенных контактов. Вакансии могут по-разному располагаться внутри ячейки одного типа. При этом значения сопротивлений элементарных ячеек R_i также будут разными, наиболее вероятные значения сопротивлений представлены в таблице 1, где R_k – сопротивление единичного контакта двух гранул [1]. Проводящая ячейка, содержащая максимально возможную долю вакансий (50%), имеет сопротивление, превышающее сопротивление ячейки без вакансий примерно в три раза.

Таблица 1. Сопротивления элементарных ячеек при наличии вакансий

Число вакансий i	Доля вакансий x_i	Насыпная плотность α	Сопротивление ячейки R_i
0	0,00	0,52	$0,50 \cdot R_k$
1	0,12	0,45	$0,62 \cdot R_k$
2	0,25	0,39	$0,83 \cdot R_k$
3	0,37	0,32	$1,37 \cdot R_k$
4	0,50	0,26	$1,45 \cdot R_k$

Дискретные значения x_i и R_i , представленные на рис. 2, аппроксимируются формулой (1), позволяющей рассчитывать сопротивление мате-

риала в широком интервале значений насыпной плотности

$$R_i = \frac{1 + 3 \exp(15,4x_i - 4,3)}{1 + \exp(15,4x_i - 4,3)} \cdot \frac{R_k}{2}. \quad (1)$$

Для моделирования образца с заданной насыпной плотностью α (долей вакансий $x = 1 - b \cdot \alpha / \pi$) используются ячейки одного типа, т. е. с одинаковым для всех ячеек числом вакансий. Эквивалентное число вакансий для проводящих ячеек может принимать значения от 0 до 4, в том числе и нецелые значения.

Удельное сопротивление дисперсного материала определяется на основании полученных выражений для сопротивлений единичных ячеек. Объем проводящего материала можно представить как последовательно соединенные слои, содержащие параллельно соединенные ячейки или как параллельно соединенные столбцы, содержащие последовательно соединенные ячейки. Сопротивления единичного слоя $R_{сл}$ и столбца $R_{ст}$ рассчитываются следующим образом:

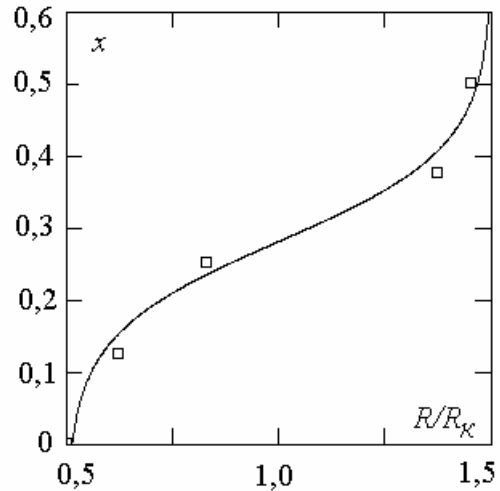


Рис. 2. Зависимость безразмерного сопротивления ячейки R/R_k от доли вакансий x

$$R_{сл} = R_i/n^2, \quad R_{ст} = n \cdot R_i,$$

где $n = l/d$ – число подъячеек, приходящихся на единицу длины, $d = n \cdot d_0$ – ребро подъячейки.

В зависимости от соединений слоев и столбцов, удельное сопротивление порошкового материала выражается следующими соотношениями

$$\rho_{сл} = n \cdot R_{сл}, \quad \rho_{ст} = R_{ст}/n^2.$$

В конечном счете удельное сопротивление дисперсного материала рассчитывается как среднее значение между двумя оценками его сопротивления

$$\rho^я = \frac{\rho_{сл} + \rho_{ст}}{2}.$$

Цепочечная модель дисперсной структуры

Для теоретического расчета электрической проводимости дисперсного материала предлагается модель, в соответствии с которой в узлах простой кубической решетки расположены сферические частицы диаметром d_0 . Учитывая то, что в образце без вакансий на единицу длины приходится число частиц $n = 1/d_0$, где d_0 – ребро элементарной ячейки, число контактов N_k на единицу площади соприкосновения соседних слоев равно n^2 . Для рыхлого образца число контактов выражается с учетом вакансий следующим соотношением

$$N_k = (1 - x) \cdot n^2,$$

где x – средняя доля вакансий в слое (объеме, столбце).

Объем проводящего материала можно представить как последовательно соединенные слои, содержащие параллельно соединенные контакты или как параллельно соединенные столбцы, содержащие последовательно соединенные контакты. Сопротивлению единичного слоя $R_{сл}$, содержащего N_k параллельно соединенных контактов, соответствует следующее выражение

$$R_{сл} = R_k / N_k,$$

где R_k – сопротивление единичного контакта двух гранул [1]. Построение эквивалентной электрической схемы для проводимости тока столбцом, содержащим хотя бы одну вакансию, вызывает затруднение. В рассматриваемой модели сопротивление такого столбца заменяется сопротивлением удлиненной цепочки последовательно соединенных контактов (с большим числом контактов) (рис. 3), которое выражается следующим образом:

$$R_{ц} = \delta \cdot R_k \cdot n,$$

где δ – коэффициент извилистости цепочки.

В зависимости от соединения слоев и столбцов удельное сопротивление порошкового материала выражается следующими соотношениями:

$$\rho_{сл} = n \cdot R_{сл} \quad \rho_{ц} = R_{ц} / n_{ц},$$

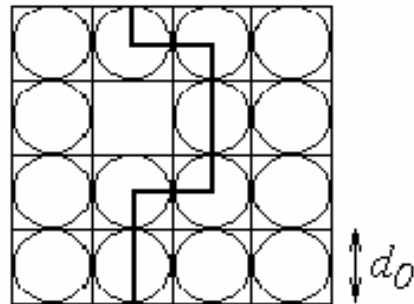


Рис. 3. Цепочка, содержащая вакансию

где $n_u = (1 - x) \cdot n^2$ – среднее число цепочек, выходящих на поверхность образца (с учетом доли вакансий на поверхности). Окончательно удельное сопротивление дисперсного материала рассчитывается как среднее значение между верхней и нижней оценкой его сопротивления

$$\rho^u = \frac{\rho_{сл} + \rho_u}{2}.$$

Расчет коэффициента извилистости δ проводящей цепочки

Пористость кубической системы гранул с вакансиями можно описать следующими очевидными формулами [2]:

$$\Pi = \delta \cdot \Pi_0, \quad (2)$$

или

$$\Pi = \Pi_0 + \Pi_w = (1 + \beta) \cdot \Pi_0, \quad (3)$$

где $\beta = \Pi_w / \Pi_0$, $\Pi_0 = 1 - \pi/6$ – пористость, создаваемая промежутками между сферическими частицами в материале без вакансий, $\Pi_w = N_w \cdot V_0$ – пористость, создаваемая вакансиями, V_0 – объем сферической частицы, $N_w = k^3 - N_u$, – число вакансий в единичном объеме, $k^3 = 1/d_0^3$ – число элементарных ячеек, d_0 – ребро элементарной ячейки, N_u – число частиц в единичном объеме. Зная координационное число z и общее число контактов χ в единичном объеме (число контактов частицы с соседними), можно определить число частиц в единичном объеме

$$N_u = 2\chi/z. \quad (4)$$

Зависимость координационного числа z для пористых дисперсных систем от доли вакансий x имеет вид

$$z = 6 - 7x. \quad (5)$$

Более подробно этот вопрос рассмотрен нами в другой статье в этом сборнике.

Общее число контактов в кубической системе частиц, содержащей вакансии, рассчитывалось следующим образом:

$$\chi_w = \frac{z_w - 1}{2} N_{w-1} - \text{ceil}(z_w), \quad (6)$$

где N_w – текущее число частиц в системе ($N_w = k^3 - w$), w – число вакансий, $ceil(z_w)$ – функция, результатом которой является наименьшее целое значение $\geq z_w$. В результате аппроксимации формулы (6) выражение для расчета числа контактов χ через долю вакансий ($x = w/k^3$) запишется следующим образом:

$$\chi = \frac{z}{d_0^3} \cdot \frac{1-x}{2}. \quad (7)$$

Графические зависимости координационного числа z и относительного числа контактов χ/χ_0 ($\chi_0 = 3 \cdot k^3$ – общее число контактов частиц в системе без вакансий) от доли вакансий x представлены на рис. 4 и 5. Фиксация частиц в структурной сетке возможна, если число контактов частицы с соседними не менее 2-3 [3], следовательно, доля вакансий не должна превышать 50% (рис. 4).

Из формул (5), (7), учитывая, что доля вакансий x связана с относительной плотностью α зависимостью $x = 1 - 6 \cdot \alpha / \pi$, получим выражение для числа частиц в пористой системе [4, 5]

$$N_v = \alpha / V_0,$$

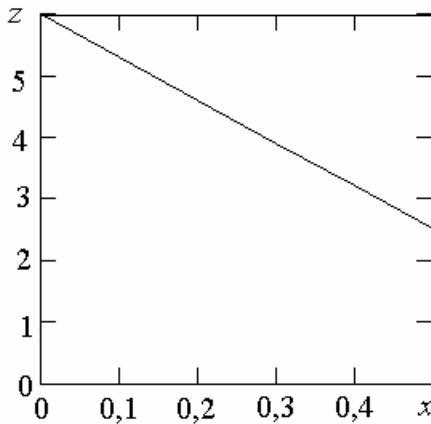


Рис. 4. Зависимость координационного числа от доли вакансий

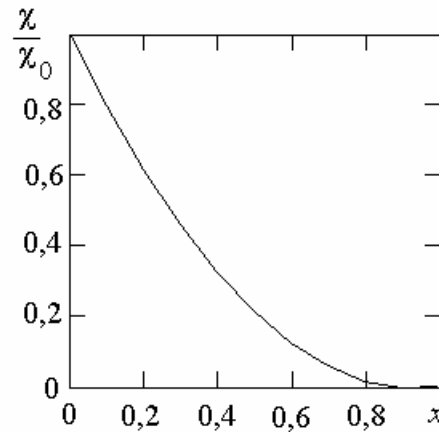


Рис. 5. Зависимость относительного числа контактов от доли вакансий

где V_0 – объем сферической частицы.

На основании вышеизложенного коэффициент извилистости δ однозначно выражается из формул (2) и (3) через плотность упаковки следующим образом:

$$\delta = \frac{6 \cdot (1 - \alpha)}{6 - \pi}.$$

Графическая зависимость коэффициента извилистости цепочки δ от плотности упаковки α представлена на рис. 6.

Сравним теоретические значения коэффициента извилистости с экспериментальными.

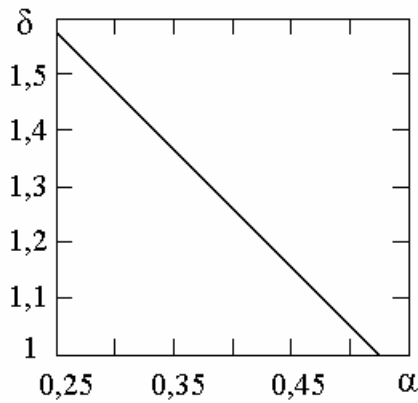


Рис. 6. Зависимость коэффициента извилистости от плотности упаковки

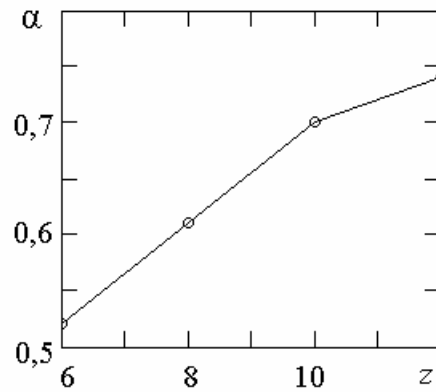


Рис. 7. Зависимость плотности упаковки от координационного числа

Для модельных образцов дисперсных материалов по экспериментально определенному значению координационного числа z , используя график зависимости α от z (рис. 7) [6], определим плотность образца α_0 (не содержащего вакансий). Экспериментальное значение коэффициента извилистости δ_3 рассчитаем согласно формуле (2). Расхождение теоретического значения плотности упаковки α_0 и экспериментального значения этой величины α_3 (таблица 2) говорит о наличии вакансий в реальном образце.

Таблица 2. Сравнение теоретических и экспериментальных значений коэффициента извилистости

Материал	z	α_3	α_0	δ_3 по (2)	$P_w = \alpha_0 - \alpha_3$	δ_m по рис. 6
Fe	7,3	0,51	0,58	1,17	0,07	1,17
Fe	5,9	0,44	0,52	1,17	0,08	1,17
Pb	6,9	0,54	0,57	1,07	0,03	1,07
Cd	7,0	0,53	0,57	1,09	0,04	1,09

С учетом пористости P_w , создаваемой вакансиями, из рис. 6 определим теоретическое значение δ_m . Хорошее совпадение теоретических и экспериментальных значений δ (табл. 2) свидетельствует о применимости предложенной теоретической модели к расчету удлинения металлической цепочки.

Сравнение теоретических и экспериментальных значений удельных сопротивлений дисперсных материалов

Графики зависимости относительных удельных сопротивлений $\rho_{отн}^ц$ и $\rho_{отн}^я$ (отношение удельного сопротивления пористого материала к удель-

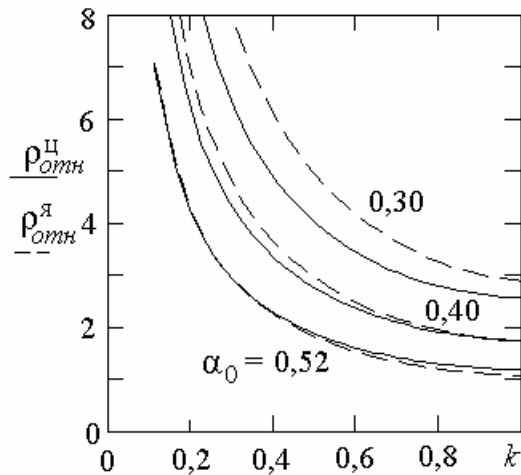


Рис. 8. Зависимость удельного сопротивления от коэффициента деформации

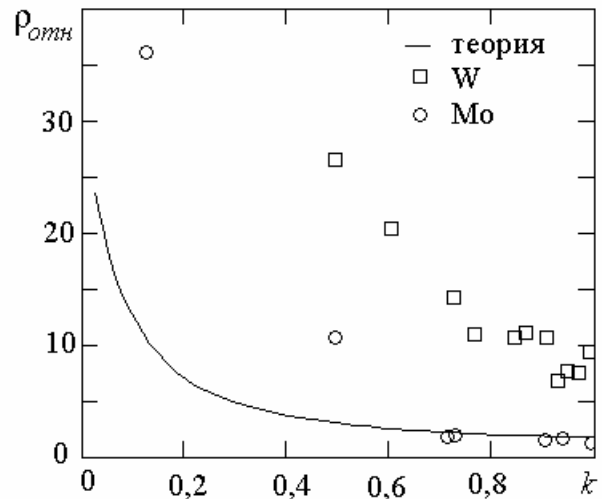


Рис. 9. Сравнение экспериментальных и теоретических значений удельных сопротивлений

ному сопротивлению монолитного материала) от коэффициента деформации гранул $k = d_k/d_я$ (отношение диаметра контакта к диаметру ячейки) представлены на рис. 8 для образцов без вакансий и с вакансиями. При насыпной плотности $\alpha_0 = 0,52$ (нет вакансий) и $k \rightarrow 1$ (максимальная деформация гранул) удельное сопротивление в обоих случаях стремится к сопротивлению монолитного материала. С увеличением пористости материала наблюдается небольшое расхождение в значениях удельных сопротивлений, рассчитанных по ячейечной и цепочечной моделям.

Рассмотренные теоретические модели предполагают возможность наличия вакансий, причем считается, что доля вакансий x для данного образца остается постоянной при различных плотностях упаковки α . Плотность упаковки образца находится как отношение объема твердой фазы к общему объему тела и с учетом доли вакансий выражается следующим соотношением:

$$\alpha = (1 - x) \cdot \frac{\pi \cdot r_0^3}{6 \cdot r_я^3},$$

где r_0 — радиус сферической гранулы, $r_я$ — ребро элементарной ячейки. Следовательно, максимально достижимая плотность образца (сферические

частицы смяты в кубик, пористость связана только с наличием вакансий) $\alpha_{max} = 1,95 \cdot \alpha_{нас}$, т. е. насыпная плотность примерно в два раза меньше максимально достижимой.

На рис. 9 представлены теоретические и экспериментальные зависимости удельных сопротивлений вольфрамовых и молибденовых образцов от коэффициента деформации гранул k . Образцы из металлического порошка W и Mo имели плотность, близкую к максимальной деформации гранул, максимальная экспериментальная плотность образцов достигала соответственно 0,73 и 0,85. Исходя из полученного выше условия $\alpha_{max} \approx 2 \cdot \alpha_{нас}$, в теоретических расчетах насыпная плотность для исследуемых материалов принималась равной 0,40. Расхождение теоретически рассчитанной и экспериментальной плотности образца α свидетельствует о существенном влиянии предварительной подготовки порошкового материала (степени его уплотнения).

Таблица 3. Сравнение теоретических и экспериментальных значений относительной плотности

Материал	z_m	$\alpha_э$	α_m	$\Pi_w = \alpha_m - \alpha_э$	$\Pi_w = 1 - \alpha_{max}$
W	7	0,32	0,57	0,25	0,28
Mo	7	0,28	0,57	0,29	0,15

В наших исследованиях установлено, что наиболее вероятное значение координационного числа для реальных насыпок равно 7 [6], соответственно насыпная плотность (рис. 7) – 0,57. Из сравнения экспериментальной плотности α для W с теоретическими значениями (таблица 3) следует, что предпосылка о постоянстве числа вакансий при уплотнении материала является справедливой. Для Mo расхождение можно объяснить агрегированием порошка и образованием устойчивых пространственных структур.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Новоселова М. В. Теоретическая модель для расчета электропроводности порошкового материала: Материалы 1 научно-практической конференции студ. и асп. вузов г. Твери. Тверь, 1999. С. 162-165.
2. Фролов Ю. Г. Курс коллоидной химии. Поверхностные явления и дисперсные системы. М.: Химия, 1982. 400 с.
3. Яхнин Е. Д. ДАН СССР, 1965. Т. 164. № 5. С. 1105; 1968. Т. 178, № 1. С. 152.
4. Бальшин М. Ю., Кипарисов С. С. Основы порошковой металлургии. М.: Металлургия, 1978, 184 с.

5. Коллоидный журнал. Т. ХLI. Вып. 4. 1979. С. 760.

6. Попильский Р. Я., Кондрашев Ф. В. Прессование керамических порошков. М.: Металлургия, 1968. 272 с.

УДК 621.891.1.004.624-621.89(031)+541.183

Ю.Н. Васильев,

В.А. Фуголь, С.С. Турзин

Государственный научно-исследовательский институт
конструкционных материалов на основе графита ГУП “НИИГрафит”

СТРУКТУРНО-ЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ ТЕОРИЯ СУХОГО ТРЕНИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ

Молекулярно-механическая теория трения предлагает следующее выражение для коэффициента трения твердых тел [1]:

$$f = \tau_0 \cdot A_r / P + \beta + f_d, \quad (1)$$

где удельная адгезия τ_0 и пьезокоэффициент β - параметры, A_r – относительная площадь фактического контакта, P – номинальное давление, f_d – деформационная составляющая коэффициента трения, которая рассчитывается из параметров шероховатости и декремента затухания. Согласно этой теории трение вызывается молекулярным взаимодействием на контакте и неупругим деформированием приповерхностного слоя. Деформационной составляющей можно пренебречь ввиду ее малости по сравнению с первым и вторым членами для материалов, обладающих высоким модулем упругости и низким коэффициентом гистерезисных потерь, а также при больших значениях молекулярной составляющей для материалов, обладающих невысоким модулем упругости (резины, пластмассы).

Наличие в уравнении (1) двух параметров, которые находятся из фрикционных испытаний, дает основания рассматривать его лишь в качестве эмпирического. Цель настоящей работы – создать количественную теорию трения, позволяющую рассчитать величину коэффициента сухого трения твердых тел из независимых данных.

Описание эксперимента

Фрикционные испытания проводили на установке торцового типа при скорости скольжения 1м/сек и нагрузке 0,1 - 0,3 МПа в контролируемой среде. Испытания проводили до получения постоянных значений коэффициента трения и интенсивности изнашивания.

Параметры опорной кривой для определения площади фактического контакта получали обработкой профилограмм поверхности трения после завершения экспериментов.

Размер продуктов износа рассчитывали по их удельной поверхности. Площадь, занимаемая молекулой азота, известна. Для определения удельной поверхности измеряли количество азота, адсорбированного из 5% смеси азота в гелии при температуре жидкого азота. Этот состав обеспечивал получение на поверхности продуктов износа монослоя молекул азота.

Размеры блоков металлов на поверхности трения определяли на туннельном микроскопе. На этом приборе сканированием иглы определялись размеры участков с равной электронной плотностью. Анализ изображения проводили на системе «Квантимет 500». Графическая информация, полученная на туннельном микроскопе при анализе поверхности трения, вводилась в систему при помощи телевизионной камеры. На изображении участки с равной электронной плотностью представлялись линиями соответствующей длины. При измерении их длины цена деления составляла 0,58 нм. Статистическая обработка результатов измерения проводилась на выборке с числом членов от 250 до 640.

Результаты и их обсуждение

Авторы считают, что трение вызывает молекулярное взаимодействие между контактирующими поверхностями на площади фактического контакта. Причем площадь фактического контакта определяется обработкой профилограмм, полученных на профилометре-профилографе по формулам Н.Б. Демкина [1]. Однако для определения силы трения твердые тела рассматриваются на уровне нм, поскольку молекулярные силы оказывают существенное воздействие на расстоянии не более 2 - 5 нм от поверхности. При рассмотрении в таком масштабе твердые тела являются конгломератом идеальных кристаллов (блоков у металлов, кристаллитов у полимеров и графита). Блоки хаотически расположены друг относительно друга и разделены границами. Эти конгломераты также разделены границами. Сами кристаллы, кроме граничных атомов, имеют и другие дефекты - вакансии, двойникования, дислокации и т.д.

Как показывают результаты рентгенографических исследований, выполненных методом малоуглового рассеяния, размер блоков металлов в зависимости от способа получения и мехобработки находится в пределах 90 - 400 нм [2, 3, 4]. У углеродных материалов размер областей когерентного рассеяния изменяется в пределах от 5 нм у стеклоуглерода, 10 нм у карбонизованных материалов и 60 нм у искусственного графита до более чем 1000 нм у природного графита [5]. У полимеров он варьируется в пределах 5 - 100 нм [6]. Понятно, что как рентгенографический метод, в котором оп-

ределяется величина уширения рентгеновской линии, так и метод определения областей с равной электронной плотностью на туннельном микроскопе дают усредненную величину размеров блоков, в которой учитывается наличие всех дефектов структуры.

Процессы, связанные с молекулярным взаимодействием, наиболее подробно изучались при исследовании физической адсорбции. К молекулярным связям относят дисперсионные связи, диполь-дипольные силы связи, индукционные и водородные связи. Основу сил молекулярного взаимодействия при трении составляют дисперсионные силы, которые возникают за счет согласованного вращения электронов атомов в сближающихся поверхностях.

Расчетами энергии взаимодействия базисных плоскостей при их кручении, бесконечных идеальных кристаллов графита, меди, и алюминия было установлено, что потенциальный барьер для взаимного перемещения не превышает тепловой энергии RT при 43 К [8, 9]. Это значит, что скольжение плоскостей идеальных бесконечных кристаллов должно происходить без затраты работы. Результаты аналогичных расчетов приведены в [6] для энергии взаимодействия адсорбированной молекулы бензола на базисной плоскости графита. Было показано, что потенциал взаимодействия в любой точке базисной плоскости одинаков. Поэтому молекулы бензола находятся в состоянии двумерного газа. В дальнейшем это было доказано экспериментально при изучении теплоемкости адсорбированных молекул [7].

Мы знаем, однако, что коэффициент трения твердых тел значительно отличается от нуля. По нашему мнению, это связано с тем, что бесконечно протяженных идеальных кристаллов с абсолютно гладкими плоскостями не существует.

Для расчета минимально необходимой работы силы трения мы применили используемый в термодинамике анализ кругового процесса [6]. В течение этого процесса система изменяет свои свойства, а в конце его возвращается к исходному состоянию. Теплоту и работу в циклическом процессе записывают как сумму бесконечно малых теплот δq и работ δA , причем начальный и конечные пределы интегрирования совпадают. Эквивалентность теплоты и работы в круговом процессе записывается как

$$\oint \delta A = J \oint \delta q ,$$

где J - механический эквивалент теплоты.

Для расчета работы удельной адгезии мы применили круговой цикл, состоящий из изотермического образования единичного контакта, пере-

мещения контакта вдоль кристаллита и адиабатического разрыва контакта при пересечении границы идеального кристалла.

При образовании контакта поверхность системы Ω , включающей два приповерхностных слоя, уменьшится на удвоенную площадь фактического контакта. При этом изобарно-изотермический потенциал системы G уменьшится на удвоенное произведение площади фактического контакта A_r и поверхностной энергии E_s контактирующих поверхностей и выделится теплота δq . Эта теплота диссипируется в окружающее пространство

$$- \Delta G = E_s \cdot \Delta \Omega = E_s \cdot 2 A_r = \delta q$$

Перемещение контакта вдоль идеального кристалла не требует затраты работы, поэтому

$$\Delta G = 0$$

При пересечении границы кристалла контакт нарушается. При этом поверхность системы увеличивается на удвоенную площадь фактического контакта, а изобарно-изотермический потенциал возрастает

$$\Delta G = 2 \cdot A_r \cdot E_s$$

Для этого к системе должна быть подведена работа

$$\delta A = 2 \cdot A_r \cdot E_s$$

На пути 1 м этот процесс повторится $1/L$ раз (L - размер блока кристаллита). Отсюда работа силы трения на пути 1 м:

$$Pf = 2 \cdot A_r \cdot E_s / L + P\beta$$

$$\text{и} \quad \tau_0 = 2E_s/L. \quad (2)$$

В таблице 1 представлены значения удельной адгезии для меди, никеля с двумя значениями твердости, молибдена, искусственного графита, стеклоуглерода и высокомолекулярного полиэтилена, рассчитанной по (2). Там же приведены экспериментальные значения.

Размеры блоков металлов взяты из [2]. Значения поверхностной энергии металлов взяты из [10], размеров кристаллитов углерода из [4], а поверхностной энергии из [11], размеров кристаллитов полиэтилена из [5], а поверхностной энергии из [12]. В таблице содержатся экспериментальные данные об удельной адгезии металлов и полиэтилена, приведенные в

[1], а также экспериментальные данные об удельной адгезии искусственного графита и стеклоуглерода, полученные авторами обработкой зависимостей коэффициента трения от нагрузки в осушенном азоте.

Анализ приведенных данных показывает, что расчетные и экспериментальные значения в пределах ошибки измерения исходных данных совпадают. Поскольку размеры блоков (кристаллитов) изменяются от 5 до 400 нм, а поверхностная энергия от 0,032 до 1,98 Дж/м², совпадение расчетных и экспериментальных данных не может быть случайным. Таким образом, приведенные данные подтверждают адекватность выражения (2) и правильность предположений, сделанных при его выводе.

Для выявления физического смысла пьезокоэффициента β уравнения (1) представим его в виде выражения работы силы трения на пути 1 м:

$$f \cdot P = \tau_0 \cdot A_r + \beta P + f_d P.$$

Таблица 1. Расчетные и экспериментальные значения удельной адгезии τ_0 .

Материал	L, нм	E, Дж/м ²	τ_0 расчет.	τ_0 эксп.
Cu	220	1,3	1,3	1,68-1,7
Ni				
НВ=1050 МПа	400	1,77	8,9	14,7
НВ=1800 МПа	124		28,6	37,8
Mo	200	1,9-2,1	28,6	37,7
Искусственный графит	60	1,2	40	61-45
Стеклоуглерод	5	1,2	530	450-700
Высокомолекулярный полиэтилен	92-23	0,032	0,75-2,1	0,47-1,3

Первый член этого выражения представляет собой работу, которая тратится на разрыв адгезионных связей. Третий – работу пластической деформации. Второй член, по нашему мнению, представляет собой работу, которая тратится на образование продуктов износа.

Разрыв когезионных связей происходит преимущественно там, где уровень растягивающих напряжений максимален. Согласно Саверину [1], эта область расположена на глубине 0,1-7 мкм от поверхности. Разрыв адгезионных связей происходит на самой поверхности трения. Эти процессы разделены в пространстве, что и определяет возможность их аддитивного представления.

На границах блоков (кристаллитов) плотность связи ниже, чем в блоках (кристаллитах), поэтому разрыв связей происходит преимущественно там. Разрыв связей должен сопровождаться их рекомбинацией, поскольку в твердом теле атомы после разрыва связи не могут удалиться на значительное расстояние. Разорванные связи мигрируют и образуют микротрещины. В конечном счете, этот процесс приводит к отделению блоков (кристаллитов), которые и должны представлять собой продукты износа.

Для проверки этого положения была измерена удельная поверхность продуктов износа искусственного графита с размерами кристаллитов 60 нм. Имеется довольно большое количество исследований продуктов износа, выполненных на оптических и электронных микроскопах. Эти методы не дают надежных результатов ввиду невозможности измерить истинный размер слипшихся частиц. Измерение удельной поверхности низкотемпературной адсорбцией азота позволяет получить усредненные и достаточно воспроизводимые результаты. Примем, что частицы износа имеют форму куба со стороной s . Тогда

$$c = 6/\rho \cdot S,$$

где ρ - плотность, г/м³; S - удельная поверхность, м²/г.

Оказалось, что удельная поверхность графита составила 43 м²/г, что соответствует размеру кристаллита ~ 60 нм. Такое же совпадение наблюдалось и при измерении удельной поверхности износа металлов. На основании изложенного

$$\beta P = n \cdot E_s \cdot S \cdot I \quad \rho = 6 \cdot n \cdot E_s \cdot I/L,$$

где n - кратность рекомбинации разорванных связей; I - линейная интенсивность изнашивания, м/м. И, окончательно

$$\beta = \frac{6 \cdot n \cdot E \cdot I}{P \cdot L}.$$

Для проверки сделанных предположений были проведены фрикционные испытания искусственного графита с размером кристаллитов 60 нм при температуре 473 К в атмосфере осушенного азота с добавлением в камеру трения паров глицерина при трех нагрузках. Из полученных зависимостей были рассчитаны значения β .

На рис. 1 представлена зависимость β от I/P . Анализ показал, что β и I/P коррелируют между собой с коэффициентом корреляции $R = 0,73$. Из угла наклона прямой была найдена величина n . При $E_s = 400$ Дж/моль $n \approx 5000$.

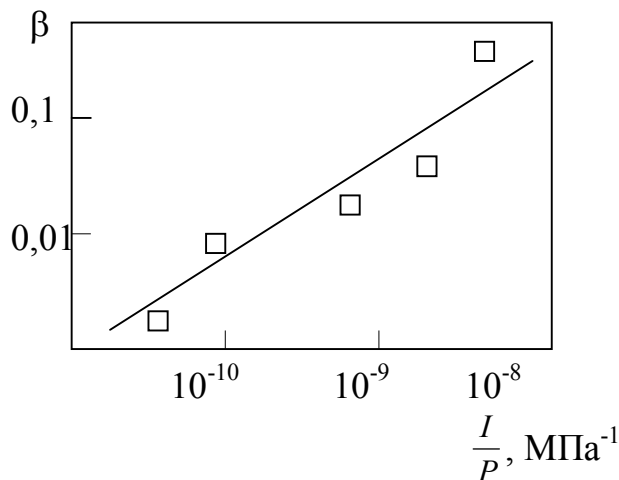


Рис. 1. Зависимость β от отношения интенсивности изнашивания к удельной нагрузке

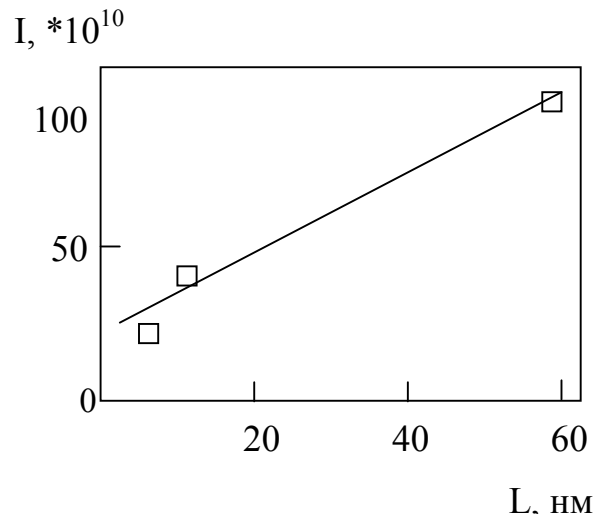


Рис. 2. Зависимость интенсивности изнашивания от размера кристаллита

Кроме того, в осушенном азоте была измерена интенсивность изнашивания стеклоуглерода ($L = 5$ нм), карбонизованного углеродного материала ($L = 10$ нм) и искусственного графита ($L = 60$ нм) при фиксированном значении давления P . На рис. 2 представлены полученные зависимости. Видно, что точки хорошо укладываются на прямые линии в широком интервале варьирования интенсивности изнашивания. Коэффициенты рекомбинации, найденные из наклона прямых, оказались также примерно равны 5000.

Это совпадение может служить подтверждением правильности сделанных предположений. Таким образом, уравнение структурно-энергетической теории может быть представлено в виде:

$$f = \frac{2 \cdot E}{P \cdot L} (A_r + 3 \cdot n \cdot I) + f_d$$

Для проверки возможности применения этого уравнения для прямого расчета коэффициента трения из независимых данных мы исследовали трение Cu, Sn, Al, Zn, Fe, Sb, Pb. Исследования проводили на воздухе при скорости 0,1 м/с и нагрузке 0,1 - 0,3 МПа. Испытания проводились до получения постоянных значений коэффициента трения и интенсивности изнашивания. Профилограммы поверхностей трения снимали после завершения испытаний. Площадь фактического контакта для Cu, Al, Zn, Sb и Ст. 45 рассчитывалась по уравнению Демкина для случая упругого контакта. Для Pb и Sn по формуле Демкина для пластического контакта. Значения поверхностной энергии взяты из [10]. После окончания эксперимента поверхность трения исследовали на туннельном микроскопе. Было установ-

лено, что после приработки размер участков с равной электронной плотностью уменьшался на порядок. Полученные результаты представлены в таблице 2.

Из приведенных данных видно, что расчетные и экспериментально найденные значения коэффициента трения различаются не более, чем в 1,5 раза, т.е. в пределах точности определения исходных данных. По нашему мнению, это свидетельствует об адекватности предложенной модели.

Установлено, что в процессе приработки размер областей с равной электронной плотностью (блоков) уменьшается на порядок у металлов, деформирующихся упруго. Вероятно, это обуславливает явление «приспосабливаемости». При уменьшении размеров блоков возрастают прочностные характеристики поверхностного слоя. У свинца и олова наблюдается увеличение размеров блоков, что снижает коэффициент трения.

Обращает на себя внимание тот факт, что коэффициент рекомбинации различных материалов различается в пределах порядка.

Таблица 2. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений коэффициента трения металлов

	Cu	Sn	Al	Zn	Ст. 45	Sb	Pb
Расчетные значения коэффициента трения	0,64	0,88	0,38	0,43	0,69	0,44	0,58
Экспериментальные значения коэффициента трения	0,50	0,80	0,70	0,65	0,70	0,60	0,68
Средний размер блоков после приработки, нм	27,9	31,2.	36,1	24,2	29,5	35,0	46,8
Поверхностная энергия, Дж/м ²	1,35	0,52	0,86	0,78	1,8	0,36	0,47
Экспериментальные значения β	0,28	0,07	0,14	0,22	0,23	0,21	0,13
Размер продуктов износа, нм	87,5	187	427	30	135	348	2650
Интенсивность изнашивания I, $1 \cdot 10^{-8}$	0,78	3,8	11,3	5,8	20,3	73	480
Экспериментальные значения коэффициента рекомбинации $1 \cdot 10^4$	4,8	1,0	1,0	0,24	0,2	0,4	0,3

Предлагаемая теория может объяснить эффект «фреттинг-коррозии» – разрушения контактирующих поверхностей вибрирующих деталей. При вибрации происходит возникновение и нарушение контакта. Вследствие этого в точках фактического контакта происходит локальное выделение тепла, что приводит к схватыванию и разрушению поверхностных слоев. Как следует из предлагаемой теории, для устранения этого эффекта следует на контактирующие поверхности нанести полимерное покрытие с малой поверхностной энергией.

На основе структурно-энергетической теории можно объяснить применение свинца и олова в антифрикционных сплавах. Эти металлы имеют сравнительно низкие значения поверхностной энергии и большие размеры блоков.

Предлагаемая теория объясняет известный принцип создания антифрикционных самосмазывающихся материалов. Согласно ему, в материале сочетают наполнители с малым размером кристаллитов для снижения износа и добавки с большими размерами кристаллитов (природного графита, нитрида бора, дисульфида молибдена и др.) для снижения трения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Трение, изнашивание и смазка: Справочник. М.: Машиностроение, 1978. С. 46-73.
2. Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И. Структура и износостойкость металлов. М.: Машиностроение, 1982. 212 с.
3. Рыбин В.В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. М.: Metallurgy, 1986.
4. Костиков В.И., Островский В.С., Виргильев Ю.С. и др. Искусственный графит. М.: Metallurgy, 1985.
5. Озерин А.И., Иванов С.А. и др. Расчет функций распределения кристаллитов по размерам в поликристаллических образцах методом Фурье-анализа профиля рентгеновской дифракционной линии //Заводская лаборатория, 1986. Т. 52. № 1. С. 20-23.
6. Курс физической химии. Т. 1. М.: Химия, 1964. 625 с.
7. Березин Г.И. Теплостойкость и состояние адсорбированного вещества: Дис. ... докт. хим. наук. М., 1974. 275 с.
8. Клиnger Л.М., Горбунов Д.А. Структура и свойства внутренней поверхности раздела в металлах. М.: Наука, 1989.
9. Горбунов Д.А. Адгезионное взаимодействие на контакте при трении графита: Дис. ... канд. хим. наук. М., 1989.
10. Панасюк Н.Д., Фоменко В.С., Глебова Г.Г. Стойкость неметаллических материалов в расплавах. Киев.: Наукова думка, 1983. 150 с.

11. Елютин В.П., Костиков В.И., Лысов В.С. и др. Высокотемпературные материалы. 1973. 118 с.

12. Межфазные явления в полимерах. Киев.: Наукова думка, 1980. 166 с.

УДК 621.891

В.М. Алексеев, О.О. Новикова
Тверской государственной технической университет

МЕТОДИКА ВЫБОРА СОСТАВА И ТОЛЩИНЫ ПОКРЫТИЯ, ОБЛАДАЮЩЕГО ОПТИМАЛЬНЫМ КОМПЛЕКСОМ ФРИКЦИОННЫХ СВОЙСТВ

Одним из способов обеспечения необходимых фрикционных характеристик узлов сухого трения является нанесение на контактирующие поверхности низкомолекулярных твердосмазочных покрытий (ТСП). ТСП сочетают высокую несущую способность с малым сопротивлением сдвигу и обеспечивают устойчивую работу трибосопряжений в условиях высоких и криогенных температур, вакуума, радиации, высоких нагрузок и скоростей скольжения.

Эффективное использование ТСП требует создания методик, позволяющих прогнозировать оптимальные характеристики работоспособности узла трения уже на стадии их проектирования. В настоящей работе предлагается методика выбора оптимального состава и толщины антифрикционного покрытия, включающая в себя измерение адгезионной прочности покрытия, оценки коэффициента трения материала покрытия, выбор оптимального процентного состава покрытия, определение физико-механических характеристик материалов основания и покрытия, определение параметров шероховатости контактирующих поверхностей, формирование базы данных по характеристикам контакта единичной микронеровности и расчет оптимальной толщины покрытия.

В зависимости от степени гибкости материалов покрытия и подложки для определения *адгезионной прочности* покрытия обычно применяют метод отслаивания и метод нормального отрыва.

Метод отслаивания используется в случае, когда покрытие или подложка обладают достаточной гибкостью. Адгезионная прочность характеризуется величиной усилия, затраченного на последовательное разрушение соединения или величиной скорости (времени) отрыва участка покрытия от подложки в том случае, когда на покрытие действует заданная нагрузка. Метод реализуется на оборудовании, описанном в работе [1] и согласно методикам, изложенным там же.

Оценка адгезионной прочности покрытия методом нормального отрыва сосредоточенной силой производится согласно ГОСТ 209-62. Адгезионная прочность характеризуется усилием, приложенным перпендикулярно плоскости соединения и отнесенным к единице площади контакта. Испытания проводятся по всем вариантам процентного состава заданного компонента материала покрытия.

Оценка коэффициента трения покоя производится согласно методике [2] на описанном там же метрологическом оборудовании по всем вариантам процентного состава материала покрытия.

По результатам проведенных испытаний производится *выбор оптимального процентного состава покрытия*, при котором высокая адгезия материала покрытия к подложке сочетается с низким коэффициентом трения.

В качестве *физико-механических характеристики материалов основания и покрытия* отражающих работоспособность покрытия в узле трения, приняты коэффициент Пуассона, упругие постоянные материалов покрытия I_1 и основания I_2 , характеристическая твердость H_{x2} и степень упругости m_2 материала основания.

В работе [3] показано, что при изменении коэффициента Пуассона материала покрытия μ_1 в пределах $0,4 \pm 0,1$ значение модуля упругости меняется на 9,4%. Анализ численного решения, проведенного в работе [4], показал, что при изменении μ_1 от 0,3 до 0,5 при коэффициенте Пуассона материала основания $\mu_2 = 0,3$ величина упругого сближения шарового сегмента и двухслойного полупространства менялась не более чем на 20%. Коэффициент Пуассона основания, выполненного из конструкционного материала, – величина достаточно стабильная. Он не зависит от состояния поверхности после механической обработки, предыстории материала и наличия малого количества примесей. Учитывая вышесказанное, коэффициенты μ_1 и μ_2 можно определять согласно справочникам.

Упругие постоянные материалов покрытия I_1 и основания I_2 определяются контактным методом по зависимости внедрения сферического индентора в испытываемый материал под действием нормальной силы, получаемой на специальном приспособлении к профилографу – профилометру модели 201. Величина упругой постоянной I_2 рассчитывается по формуле

$$I_2 = \frac{R^{*2}}{2,25} \sum_I^3 \frac{a_i^{3/2}}{N_i},$$

где R^* - приведенный радиус индентора, a_i - внедрение при нагрузке N_i .

Для определения I_1 как функции внедрения при известных толщине покрытия δ , радиусе индентора R , величине прикладываемой нагрузки N и

свойствах основания I_2 и μ_2 разработана специальная программа, основанная на описанной в работе [4] модели контактного взаимодействия шарового сегмента и двухслойного упругопластического полупространства.

Характеристическая твердость H_{x2} и степень упрочнения m_2 конструкционного материала основания определяются по зависимостям внедрения сферического индентора в испытываемый материал под действием нормальной силы, получаемых на твердомере ТШ-2. Для определения характеристической твердости H_{x1} и степени упрочнения m_1 материала покрытия применялись также прибор ИКД-О [4] (при $I_2/I_1 < 10^{-3}$) и микротвердомер ПМТ-3 с использованием сферического индентора. По измеренным в результате эксперимента значениям радиуса пятна контакта рассчитываются соответствующие значения среднего давления и проводится степенной регрессионный анализ функции

$$q_i = q_{oi}^{m_i} H_{xi}^{1-m_i},$$

который обеспечивает определение H_{xi} и m_i по формулам

$$m_i = \frac{\sum_1^5 \ln q_{oi} \sum_1^5 \ln q_i - 5 \sum_1^5 \ln q_{oi} \ln q_i}{\left(\sum_1^5 \ln q_{oi} \right)^2 - 5 \sum_1^5 (\ln q_{oi})^2},$$

$$H_{xi} = \frac{1}{(1-m_2)5} \left(\sum_1^5 \ln q_i - m_i \sum_1^5 \ln q_{oi} \right),$$

где q_i – среднее давление на пятне контакта, q_{oi} – среднее давление в случае упругого деформирования, $i = 1$ и 2 для материалов покрытия и основания соответственно.

Параметры шероховатости контактирующих поверхностей R_a , R_p , S_m , t_m измеряются на профилографе-профилометре модели 252 и рассчитываются по методике [5].

На основании полученных результатов *формируется база данных по характеристикам контакта единичной микронеровности*, включающая в себя массивы относительных характеристик контакта: $\varepsilon = \delta/\rho$; $P = \rho/\rho_r$; $\theta = a/a_r$; α ; β . Здесь a и \square – сближение и радиус пятна контакта сферической микронеровности и двухслойного полупространства, a_r и \square_r – аналогичные величины для полупространства из материала покрытия; α – коэффициент упругой осадки выступов, β – коэффициент формы эпюры давления.

Предполагается, что *максимально допустимая толщина покрытия* не должна превышать значения δ_{\max} , при котором фрикционный контакт под действием номинального давления q_a адекватен контакту с полупространством из материала покрытия. Толщина δ_{\max} рассчитывается по формуле

$$\delta_{\max} = \frac{\delta}{\rho_2} \left(\frac{1,5\pi I_1 q_a}{t_m K_3} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}} \times \left(\frac{R}{R_p} \right)^{\frac{0,5}{2\nu+1}} \times \left(\frac{RR_p}{\nu} \right)^{0,5}; \quad (1)$$

где $K_3 = \Gamma(2,5)\Gamma(\nu + 1)/\Gamma(\nu + 1,5)$; $\Gamma(x)$ – гамма-функция x .

Минимально допустимая толщина покрытия не должна быть ниже значения δ_{\min} , при котором начинается упругопластическая деформация покрытия. Толщина δ_{\min} в этом случае рассчитывается по формуле

$$\delta_{\min} = 0,75\varepsilon P^3 \pi I_1 R H_{x1};$$

где величина P находится из выражения

$$P^{6\nu} = \frac{2q_a}{(2\alpha)^{\nu-1} t_m K_3} \left(\frac{RR_p}{\nu} \right)^{\nu+0,5} \times \left(\frac{R}{R_p} \right)^{0,5} \times \frac{1}{(H_{x1} R)^{2\nu+1} (0,75\pi I_1)^{2\nu}}. \quad (2)$$

Смысл определения δ_{\max} и δ_{\min} поясняется на рис.1. Здесь линия 1 – отношение упругого давления двухслойного полупространства из материала покрытия, рассчитанного по Герцу для средней микронеровности. Линия 2 – отношение упругопластического давления к условному, рассчитанному по упругим формулам при той же нагрузке. Таким образом, толщина наносимого покрытия не должна превышать δ_{\max} , при которой происходит контакт с деталью из материала покрытия, и не должна быть меньше δ_{\min} , при которой становится ощутим вклад пластических деформаций в формирование контакта.

В качестве примера расчета по предлагаемой методике выполнен подбор антифрикционного покрытия для резиновых уплотнений подвижных соединений.

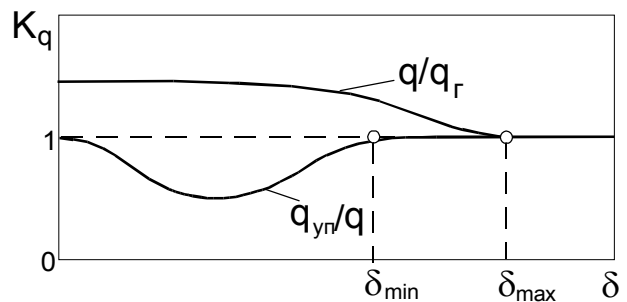


Рис. 1. Определение оптимальной толщины покрытия

Покрытие представляет собой раствор фторполимера с дополнительными компонентами, который наносится на поверхность резинового уплотнения 2Ф 699-165-30 с последующей его полимеризацией. Наносимое покрытие должно сочетать высокую адгезионную прочность с низким коэффициентом трения. Проводилось исследование влияния процентного состава графита на адгезию покрытия к подложке и коэффициент трения материала покрытия. Исследовался базовый состав покрытия с добавлением 1%, 5% и 10% графита.

Результаты проведенных исследований представлены на рис. 2. Показано, что с увеличением процентного содержания наполнителя коэффициент трения падает, но и адгезия покрытия к подложке так же уменьшается. Учитывая это, наиболее оптимальным можно считать содержание графита в материале - 5%.

Результаты эксперимента и последующих расчетов показали, что упругие постоянные материалов покрытия и основания равны: $I_1 = 9,81 \cdot 10^{-4}$ МПа⁻¹; $I_2 = 1,91 \cdot 10^{-3}$ МПа⁻¹; характеристическая твердость покрытия $H_{x1} = 69$ МПа, его степень упрочнения $m_1 = 0,38$. Материал подложки предполагался абсолютно упругим, и для него характеристическая твердость и степень упрочнения не определялись. Получены следующие значения эквивалентной шероховатости: $R_p = 7,5 \cdot 10^{-6}$ м; $\nu = 1,93$; $R = 5,01 \cdot 10^{-4}$ м; $t_m = 0,57$. Сформирована база данных по ϵ , P , θ , α , β . В результате расчета по формулам (1) и (2) для заданного значения номинального давления получено, что толщина покрытия должна меняться в диапазоне от 23,8 мкм до 167 мкм.

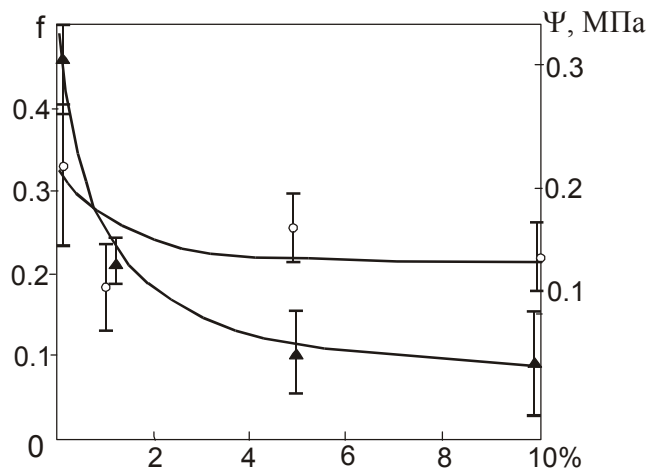


Рис. 2. Влияние процентного содержания графита на коэффициент трения f — ○ и удельное допустимое напряжение на разрыв Ψ — ▲.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Берлин А.А., Басин В.Е. Основы адгезии полимеров. М.: Химия, 1974. 280 с.
2. Гусев А.Ф. Фрикционные характеристики материалов для токопроводящих узлов, работающих при повышенных температурах: Автореф. дис. ...канд. техн. наук. Калинин, 1988. 21 с.

3. Демкин Н.Б., Сутягин О.В. Методы определения механических свойств тонкослойных полимерных покрытий // Заводская лаборатория. 1989. №3. С.67-71.

4. Туманова О.О. Теоретическое и экспериментальное обоснование расчета узлов трения с твердосмазочными покрытиями: Автореф. дис. ...канд. техн. наук. Тверь, 1996. 20 с.

5. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.

УДК 538.4

Ю.О. Михалев, И.Е. Сабуров

Специальное конструкторско-технологическое бюро "Полюс" при Ивановском государственном энергетическом университете

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОДВЕСА ЧУВСТВИТЕЛЬНОГО ЭЛЕМЕНТА МАГНИТОЖИДКОСТНОГО ДАТЧИКА УГЛА НАКЛОНА

В СКТБ "Полюс" создан магнитожидкостный датчик угла наклона с постоянными магнитами (МЖД) [1]. Принцип действия МЖД основан на преобразовании угла наклона датчика в пропорциональное перемещение чувствительного элемента, которое отслеживает дифференциально-трансформаторная схема. В качестве чувствительного к углу наклона элемента используется стальной сердечник, подвешенный в магнитной жидкости (МЖ) при помощи двух постоянных магнитов внутри немагнитного корпуса.

Для получения высокой точности измерения и быстродействия необходимо, чтобы МЖ обеспечивала устойчивый подвес чувствительного элемента и гидродинамический режим трения в зазоре. Математическую формулировку выполнения условия подвеса можно представить в виде:

$$\frac{F_n}{F_t} > 1,$$

где F_n - сила подвеса чувствительного элемента; F_t - сила тяжести, действующая на чувствительный элемент. Расчет силы тяжести должен производиться для горизонтального положения МЖД, когда ее радиальная составляющая, действующая на чувствительный элемент, имеет максимальное значение.

В литературе [1] описан приближенный метод расчета сил, действующих на магнит, который позволяет рассчитывать подъемную силу без учета возмущений поля, вносимых МЖ

$$F_n = \int_V \mu_0 M^{(0)} \nabla H^{(0)} dV ,$$

где μ_0 - магнитная проницаемость вакуума, V – объём, занимаемый МЖ; $M^0 = M(H^{(0)})$ – значение намагниченности МЖ в поле с напряженностью $H^{(0)}$; $H^{(0)}$ - поле, которое создает магнит в отсутствие МЖ.

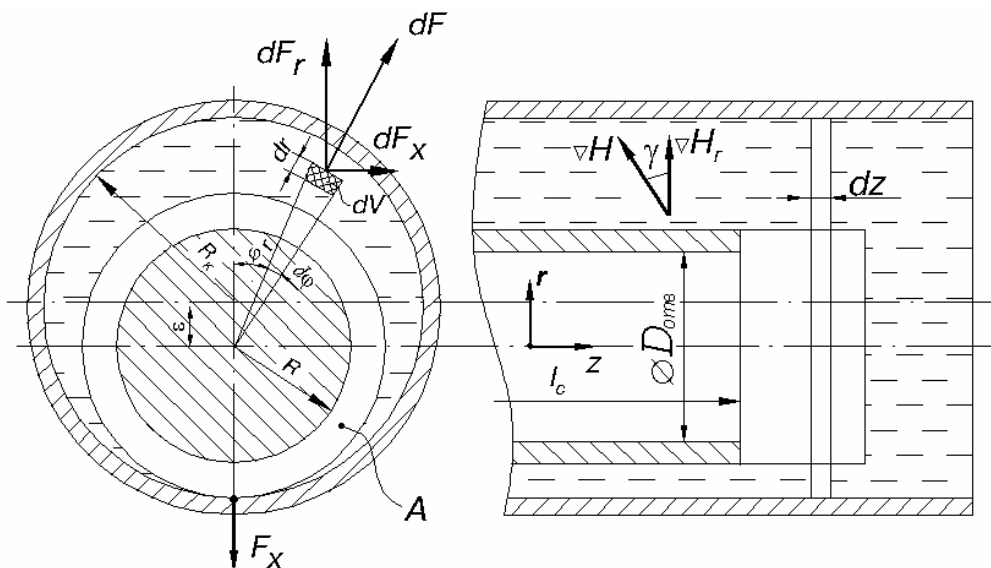
Представляет интерес оценка точности результатов расчета подвеса чувствительного элемента, а также исследование влияния размеров магнитной системы на перегрузочную способность МЖД.

На основе расчетов магнитного поля методом конечных элементов было определено значение силы подвеса F_n в зависимости от геометрических размеров магнитной системы МЖД.

В области, заполненной МЖ, выделяем объем (рис.1)

$$dV = dS dz = r d\varphi dr dz ,$$

в котором напряженность магнитного поля и намагниченность магнитной жидкости можно считать постоянными величинами. Тогда силу, дейст-



A – область, в которой $F_n = \int_V F_r = 0$

Рис.1. Схема к расчету силы подвеса сердечника

вующую на выделенный объем, можно определить по формуле

$$dF_r = \mu_0 M^{(0)} \nabla H^{(0)} dV \cos \varphi \cos \gamma .$$

Выражение для полной силы подвеса можно представить в виде:

$$F_{II} = \int_V M^{(0)} |\nabla B_r^{(0)}| r dr \cos \varphi d \varphi dz \quad (1)$$

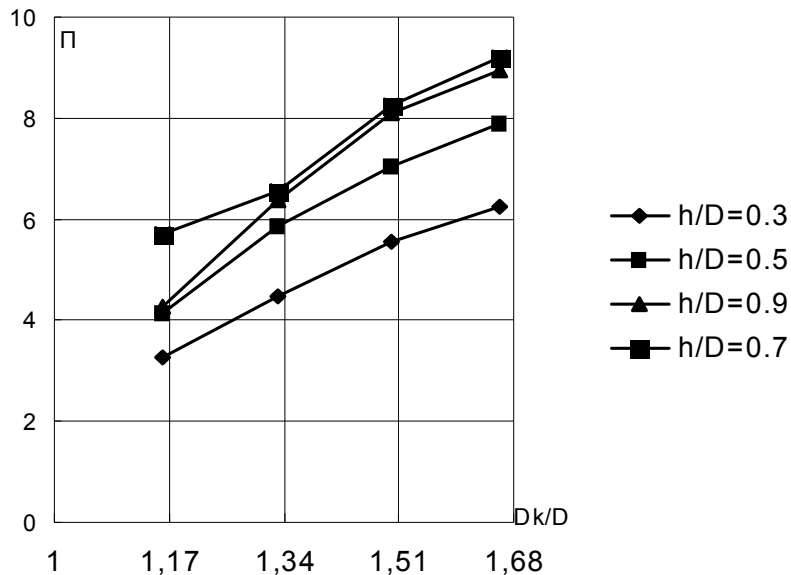
При расчете силы подвеса значение интеграла (1) определялось численным способом при допущении, что вся внутренняя полость заполнена МЖ. Сила Архимеда при определении F_n не учитывалась.

Расчеты были выполнены для магнитов марки КС37, марки стали сердечника Сталь10, марки магнитной жидкости С2-40М, имеющей намагниченность насыщения 48кА/м. Наружный диаметр сердечника принимался фиксированным для всех расчетов и равным диаметру магнита $D=6\text{мм}$.

Геометрические размеры магнитной системы датчика изменялись в диапазоне:

- 1) отношение толщины постоянного магнита к его диаметру $h/D=0,3-0,9$;
- 2) отношение длины сердечника к диаметру постоянного магнита $lc/D=2$;
- 3) отношение внутреннего диаметра корпуса к диаметру магнита $D_k/D=1,16-1,33$.

На основе результатов расчета силы подвеса была определена перегрузочная способность магнитожидкостного подвеса чувствительного элемента П (рис. 2)



$$П = \frac{F_n \max - Ft}{Ft},$$

где $F_n \max$ – максимальное значение силы подвеса, соответствующее касанию постоянного магнита стенки корпуса.

Рис. 2. Зависимость перегрузочной способности подвеса сердечника П от отношения D_k/D для различных h/D

Увеличение отношения h/D от 0,5 до 0,7 приводит к повышению перегрузочной способности подвеса П. Однако при дальнейшем увеличении h/D до 0,9 перегрузочная способность снижается. Это позволяет рекомендовать использовать в датчиках магниты, имеющие отношение $h/D=0,7$, т.к. они обладают наибольшим значением силы подвеса на единицу массы магнита. При этом перегрузочная способность максимальная. Если перегрузочная способность не является важным парамет-

ром, то при проектировании МЖД можно рекомендовать использовать магниты, имеющие отношение $h/D=0,3$, т.к. они создают устойчивый подвес чувствительного элемента в исследуемом диапазоне длины сердечника и обеспечивают минимальные массогабаритные характеристики МЖД.

Увеличение отношения D_k/D в исследуемом диапазоне приводит к увеличению значения Π . Однако это увеличение имеет нелинейный характер с выходом к значению "насыщения" и приводит к увеличению массогабаритных характеристик.

Выбор значения D_k для конкретного датчика должен осуществляться на основе требуемой техническим заданием перегрузочной способности. Если перегрузочная способность не играет определяющей роли, то при проектировании можно рекомендовать использовать отношение $D_k/D=1,33$ (рис.2), т.к. габаритные размеры в данном случае вырастают незначительно, а значение силы подвеса близко к максимальному.

В целях проверки результатов математического моделирования были проведены экспериментальные исследования подвеса на опытной установке, представленной на рис.3.

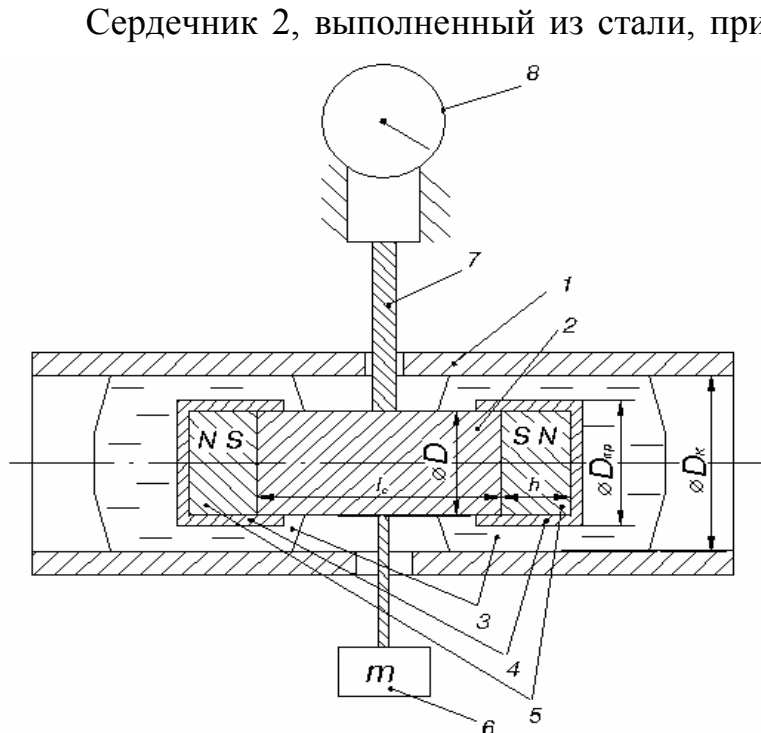


Рис. 3. Схема экспериментальной установки

и удобства работы модель имела большие габаритные размеры, чем реальные образцы датчиков. В основании эксперимента положены правила моделирования, основанные на методе подобия. Необходимым условием подобия подвеса являлись геометрическое подобие размеров магнитной системы ($h/D=idem$,

магнитов 5 подвешивался в магнитной жидкости 3 внутри немагнитного корпуса 1. Перемещение сердечника в радиальном направлении под действием силы тяжести и дополнительной нагрузки 6, увеличиваемой до момента соприкосновения ограничителей 4 и корпуса, отслеживалось при помощи индикатора часового типа 8. Объем заправки МЖ составил около 100 см^3 .

и удобства работы модель

$l_c/D=idem$ и $D_k/D=idem$) и подобие существенных для данного процесса сил ($F_n / F_t = idem$).

В ходе эксперимента использовались следующие материалы: магниты марки КС37, магнитная жидкость марки С2-40М, марка стали сердечника Сталь10. Диаметр магнитов $D=20$ мм, $D_k=30$ мм, $h=10$ мм. Сердечник выполнялся сплошным. Длина сердечника $l_c=40$ мм. Диаметр ограничителей $D_{пр}=22$ мм.

Результаты эксперимента и расчетные данные в относительных единицах представлены на рис. 4. Последнюю точку, соответствующую касанию постоянных магнитов

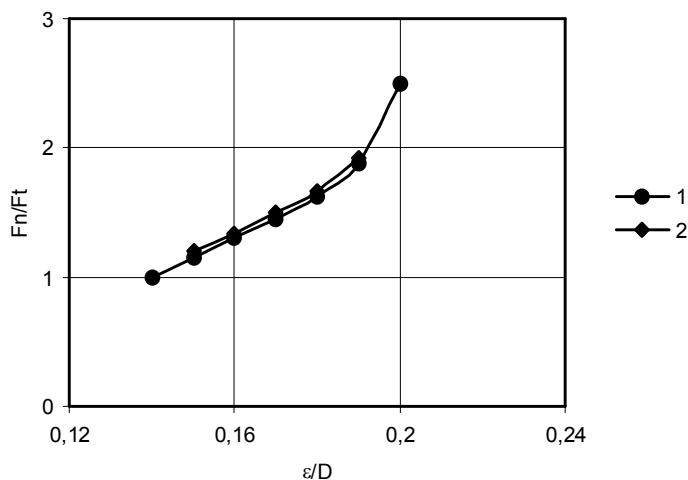


Рис. 4. Результаты теоретического (1) и экспериментального (2) исследований $F_n / F_t = f(\varepsilon/D)$

корпуса, экспериментально снять не удалось из-за ограничителей перемещения постоянных магнитов 4 (рис. 3).

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы:

1. Сравнение экспериментальных и расчетных данных при определении силы подвеса по методу, предложенному в работе [1], показывает справедливость

принятых допущений. Разница в относительных единицах не превышает 5%. Подтверждена возможность использования метода конечных элементов вследствие высокой точности получаемых результатов для расчета магнитного поля в рабочем зазоре датчика.

2. На основе проведенных исследований можно рекомендовать использовать в МЖД постоянные магниты, имеющие отношение $h/D=0,3$; внутренний диаметр корпуса $D_k/D=1,33$, т.к. данные соотношения обеспечивают минимальные габаритные размеры МЖД при устойчивом подвесе чувствительного элемента.

3. Перегрузочная способность МЖД по подвесу сердечника лежит в пределах от 3 до 9.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бойко Н.Г., Касаткин С.А., Ключин А.В. Магнитожидкостные датчики угла наклона, ускорения, давления // Механизация и автоматизация производства. 1990. № 5. С.14.

О ЗНАЧЕНИЯХ КООРДИНАЦИОННОГО ЧИСЛА
ДЛЯ ДИСПЕРСНОГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО МАТЕРИАЛА

Вопросу выбора оптимального гранулометрического состава в дисперсных системах посвящено значительное число работ [1-9]. В работах [8, 9] формирование дисперсных структур основано на случайно упакованных сферах в широком интервале значений координационных чисел z от 3 до 9, причем в работе [8] считается, что реальная упаковка частиц близка к случайной и значение координационного числа z можно принять равным 6. Координационное число определяется объемным содержанием твердой фазы и размером частиц. Разработанная авторами данной статьи теоретическая модель дисперсного металлического материала [10] построена для простой кубической упаковки одинаковых по размеру сферических частиц (плотность упаковки $\alpha_0 = 0,52$, координационное число $z_0 = 6$). В такой системе отсутствуют вакансии (все элементарные ячейки заняты), поэтому пористость обусловлена только наличием пустот вокруг сферических частиц.

Однако известно, что насыпная плотность дисперсных материалов может быть как больше, так и меньше указанного выше значения $\alpha_0 = 0,52$. Это подтверждается как нашими экспериментами, так и экспериментами других авторов [11]. Такие значения насыпной плотности могут быть связаны с наличием вакансий (незанятых ячеек) в системе и с иным, чем $z = 6$, значением координационного числа. В связи с этим возникает необходимость в определении координационного числа для дисперсной системы с вакансиями. Этому и посвящена данная статья.

При расчете координационного числа пористой системы с вакансиями предполагается, что сначала каждая вакансия уносит 2-6 контактов с соседними частицами, затем, когда среднее значение z станет равным пяти, каждая вакансия уносит 2-5 контактов и т.д. Таким образом, выражение для расчета координационного числа z_w в зависимости от числа вакансий w запишется в следующем виде

$$z_w = \frac{z_{w-1} N_{w-1} - 2 \cdot \text{ceil}(z_{w-1})}{N_{w-1} - 1}, \quad (1)$$

где $N_w = k^3 - w$ – текущее число частиц в системе, $k^3 = 1/d_0^3$ – число элементарных ячеек, d_0 – ребро элементарной ячейки, $\text{ceil}(z_w)$ – функция, результатом которой является наименьшее целое значение $\geq z_w$. Аппроксимация результатов расчета по формуле (1) непрерывной функцией приво-

дит к следующему выражению для расчета координационного числа z в зависимости от доли вакансий x ($x = w/k^3$)

$$z = 6 - 7x,$$

или в зависимости от плотности упаковки частиц α ($\alpha = \frac{\pi}{6}[1-x]$):

$$z = \frac{42 \cdot \alpha}{\pi} - 1.$$

Графическая зависимость координационного числа z от плотности упаковки α представлена на рис. 1.

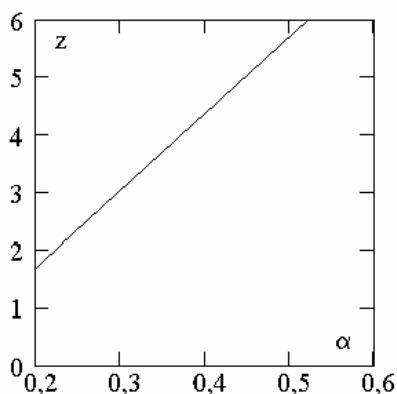


Рис. 1. Зависимость координационного числа z от плотности упаковки α

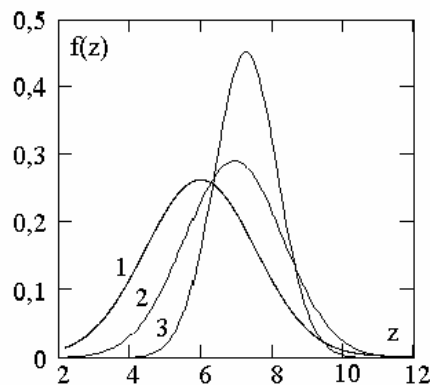


Рис. 2. Распределение частиц $f(z)$ по значениям координационного числа z

Для экспериментального определения наиболее вероятного значения координационного числа в реальном дисперсном материале был произведен прямой подсчет числа контактов деформированных частиц с соседними в образцах из свинцовых и стальных гранул. Средние значения координационного числа z и среднеквадратичные отклонения σ_z для некоторых образцов приведены в таблице 1. Образец 1 имеет укладку гранул, близкую к кубической, образцы 2 и 3 – близкую к случайной.

Распределение частиц по значениям координационного числа z близко к нормальному (Гауссову) распределению (рис. 2), $f(z)$ – плотность вероятности.

Проверка правдоподобия гипотезы о нормальном характере распределения частиц по значениям координационного числа с помощью критерия χ^2 [12] дала следующие результаты (таблица 2). Таким образом, гипотеза о нормальности распределения не противоречит экспериментальным

данным с вероятностью $p_1 = 40\%$ и $p_2 = 15\%$ для стальных частиц и с вероятностью $p_3 = 60\%$ для свинцовых частиц.

Таблица 1. Значения координационного числа

N	Материал гранул	Диаметр гранул, мм	Среднее значение координационного числа z_{cp}	Среднеквадратичное отклонение σ_z
1	Fe	4,5	5,9	1,48
2	Fe	4,5	7,3	0,89
3	Pb	3,0	6,9	1,38

Была выполнена также проверка гипотезы о нормальности распределения частиц по значениям координационного числа с помощью величины размаха варьирования [13] (таблица 2). Отношение размаха к среднеквадратичному отклонению координационного числа при уровне значимости $q = 0,1$ для свинцовых гранул лежит в интервале между нижней и верхней границами этого отношения. Следовательно, гипотеза нормальности распределения подтверждается и по этому критерию.

Таблица 2. Проверка гипотезы о распределении значений координационного числа

N	Материал гранул	По критерию χ^2		По размаху варьирования		
		Значения критерия χ^2	Уровень значимости q	Размах $R = z_{max} - z_{min}$	R/σ_z	Критические границы R/σ_z при $q = 0,1$
1	Fe	7,30	0,85	6	4,0	4,9 ÷ 6,2
2	Fe	0,61	0,60	3	3,4	3,7 ÷ 4,8
3	Pb	3,69	0,40	7	5,1	4,9 ÷ 6,7

Таким образом, экспериментально определенное наиболее вероятное значение координационного числа z случайно упакованных гранул примерно равно семи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Petzow G., Exner H. E. Z. Metallkunde, 1976. Bd. 67. S. 611.
2. Зимон А. Д., Адрианов Е. Н. Аутогезия сыпучих материалов. М.: Металлургия, 1978. 287 с.
3. Rumpf H. // Chem. Ing. Techn. 1958. Bd. 90. N 3. S. 144.
4. Яглом И. М. Проблема тринадцати шаров. Киев: Вища школа, 1975. 175 с.

5. Zegel Kenneth D. // J.Coll. And Interface Sci. 1968. V.29. N1. P.72-80.
6. Тараканов В. М. // Строительные материалы и изделия. Реф. Инф. ЦИНИС, 1978. Серия VII. Вып. 7. С. 8-12.
7. Воробьев В. А., Кивран В. К., Корякин В. П. Применение физико-математических методов в исследовании свойств бетона. М.: Высшая школа, 1977. 271 с.
8. Урьев Н. Б., Потанин А. А. Текучесть суспензий и порошков. М.: Химия, 1992.
9. Powell M. J. // Phys. Rev. 1979. V. 20. № 10. P. 4194.
10. Новоселова М. В. Теоретическая модель для расчета электропроводности порошкового материала: Материалы 1 научно-практической конференции студ. и асп. вузов г. Твери. Тверь, 1999. С. 162-165.
11. Попильский Р. Я., Кондрашев Ф. В. Прессование керамических порошков. М.: Металлургия, 1968. 272 с.
12. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. М.: Наука, 1969.
13. Львовский Е. Н. Статистические методы построения эмпирических формул. М.: Высшая школа, 1988.

УДК 534.014:539.4:621.9

А. А. Байдак

Институт механики металлополимерных систем им. В.А. Белого
Национальной академии наук Беларуси

ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЕ СМЕЩЕНИЕ В МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫХ ПАРАХ ТРЕНИЯ ПРИ РЕВЕРСИВНОМ ПЕРЕМЕЩЕНИИ ТРУЩИХСЯ ТЕЛ

Процессу скольжения при увеличении сдвигающего усилия от 0 до силы трения покоя предшествует относительное смещение поверхностей сопрягаемых тел, называемое предварительным смещением. Это явление обусловлено упругопластической деформацией материала контактирующих тел и неровностей, образующих фрикционные связи, а также относительным проскальзыванием отдельных участков контакта. Величина такого смещения при различных условиях трения изменяется от 1 до 7 мкм для металлов и до 40 мкм для полимеров [1,2].

Многочисленные экспериментальные работы, выполненные в основном при изучении предварительного смещения металлов, позволили установить закономерности влияния нагрузочно-скоростных параметров, шероховатости и направления следов обработки поверхностей трения на величину предварительного смещения, оценить положение и размеры зон сцепления и проскальзывания при различных режимах нагружения [1,3,4]. Предложены также численные методы расчета предварительного смещения. Однако исследования этого явления проводились в условиях статиче-

ского контакта, когда сдвигающее усилие изменялось от нуля до максимального значения. Но, в реальных узлах трения (например, направляющая металлорежущих станков – суппорт) часто встречается движение, при котором изменяется как направление движения трущихся тел, так и абсолютное значение скорости приложения сдвигающей силы. В этих условиях нагружения существенное влияние на процесс перехода от статического контакта к динамическому могут оказывать реологические свойства материалов контактирующих тел. Поэтому представляет интерес изучение влияния нагрузочно-скоростных параметров трения на предварительное смещение в металлополимерных парах трения как при одностороннем, так и при реверсивном перемещении трущихся тел.

В качестве объекта исследования был выбран эпоксидный полимер, являющийся основой композиций для восстановления изношенных поверхностей направляющих металлорежущих станков. Экспериментальные исследования проводились на образцах из эпоксидного полимера (модуль упругости $E = 3600 \text{ МН/м}^2$, коэффициент Пуассона $\nu = 0,37$), выполненных в виде пластин прямоугольного сечения (40x120 мм). Исследовалось трение несмазанных поверхностей. В качестве контртела был выбран стальной цилиндр диаметром $D=24,5 \text{ мм}$, высотой $h=32 \text{ мм}$ и шероховатостью $Ra=0,035 \text{ мкм}$. Нагрузка на цилиндрический индентор изменялась от 5 до 40 Н.

Исследования проводились на машине трения, реализующей возвратно-поступательное движение стального цилиндра по поверхности полимерного образца. Скорость относительного перемещения трущихся тел изменялась от 0,001 до 1 мм/с. Измерение деформации, предварительного смещения и коэффициента трения осуществлялось тензометрическим способом с использованием усилителя ГА-5 и светолучевого осциллографа К-115.

Представленные на рис. 1 кривые зависимостей смещения S от касательной силы F можно условно разделить на три участка, которые соответствуют росту силы трения до максимального значения, ее падению и стабилизации.

Первый участок свидетельствует о том, что по мере увеличения сдвигающей силы смещение сопрягаемых тел друг относительно друга растет, причем эта зависимость близка к линейной. При малой скорости возрастания сдвигающей силы ν зависимость $F(S)$ изображается ступенчатой кривой, что, по-видимому, связано с периодичностью разрушения групп фрикционных связей в зонах проскальзывания пятна контакта. С увеличением ν эта кривая становится более плавной, поскольку уменьшается время нагружения и в меньшей степени успевают проявляться реологические свойства полимерного материала. Вследствие этого возрастает

вероятность более равномерного и последовательного разрушения фрикционных связей.

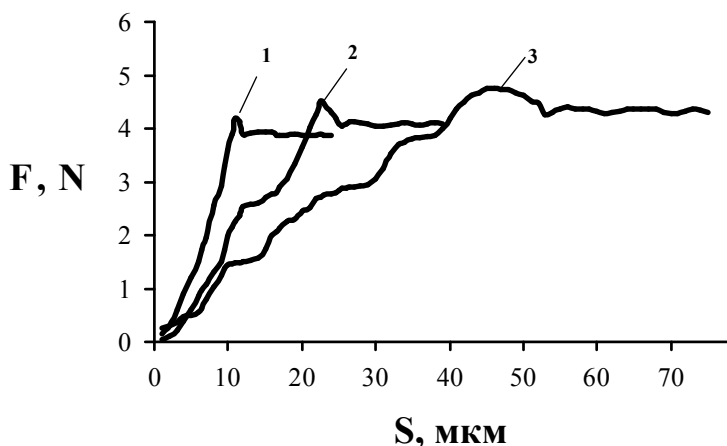


Рис. 1. Кривые относительного смещения S трущихся тел при приложении касательной силы F при $p=6,25$ МПа:
1- $v=105$ Н/с; 2- $v=10$ Н/с; 3- $v=2$ Н/с

Второй участок кривой $F(S)$ характеризует падение силы трения при переходе от покоя к скольжению. Независимо от нагрузки и скорости приложения сдвигающей силы снижение F наблюдается до уровня, лежащего ниже последующих значений F , т. е. существует локальный минимум F , начиная с которого реализу-

ется процесс трения скольжения.

Участок кривой, описывающий переход силы трения через максимум, характеризует скошенное с положительной асимметрией распределение: падение F происходит более плавно, чем ее подъем.

При дальнейшем увеличении смещения сила трения колеблется около некоторого установившегося значения (третий участок кривой). Периодический характер изменения силы трения свидетельствует о том, что явление предварительного смещения является одной из причин возникновения автоколебаний. Чем выше скорость приложения сдвигающей силы, тем меньше период и амплитуда колебаний. Изменение нормальной нагрузки не оказывает существенного влияния на характер описанных закономерностей. Можно отметить, что с увеличением давления на контакте наблюдается тенденция к снижению разницы между статическим f_0 и динамическим f значениями коэффициента трения. Кроме того, более пологим становится второй участок кривой $F(S)$. В данном случае вероятность образования новых связей в зонах проскальзывания становится, по-видимому, близкой к вероятности их разрушения в зоне сцепления.

Величина предварительного смещения δ в значительной степени определяется скоростью приложения сдвигающего усилия v (рис. 2.). Видно, что с увеличением v значение δ монотонно уменьшается. Причем в области малых значений v зависимость $\delta(v)$ более существенна, а после достижения некоторого значения $v = v_0$ кривая становится полой, асимптотически приближаясь к значению δ , соответствующему упругому поведению поли-

мера. Следует учитывать, что во всех экспериментах нахождение полимера под нагрузкой (время от момента приложения нормальной нагрузки до начала приложения сдвигающей силы) было одинаково и соответствовало 10 с. Следовательно, при неизменной нормальной нагрузке условия формирования и число адгезионных (фрикционных) связей остаются одинаковыми, а предварительное смещение определяется только величиной v , т. е. скоростью деформации и разрушения этих связей.

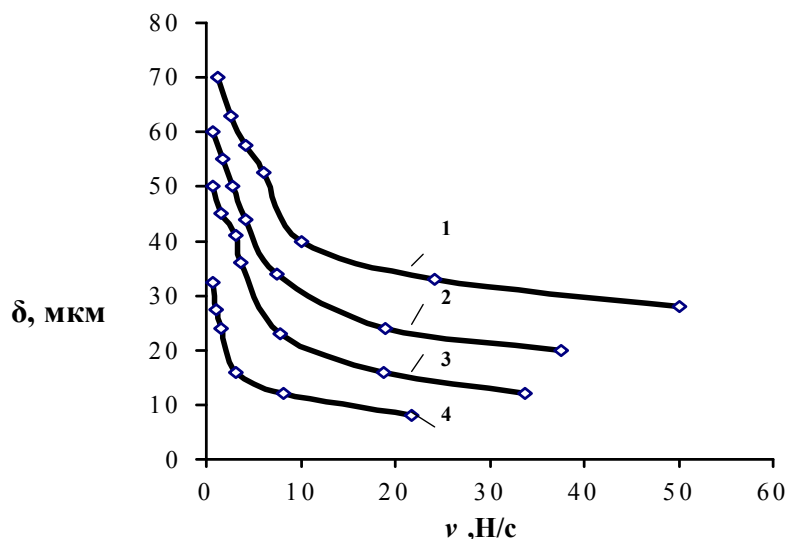


Рис. 2. Зависимость предварительного смещения δ от скорости приложения сдвигающего усилия v : 1 - $p=1,5$ МПа; 2 - $p=4,5$ МПа; 3 - $p=6,25$ МПа; 4 - $p=10$ МПа.

зующих фрикционные связи с выступами поверхности контртела. В этом случае скорость деформации контактирующих выступов ниже скорости их разрушения, что способствует достижению более высоких значений предварительного смещения. С увеличением v скорость деформации приближается к скорости разрушения полимера, уменьшается время нагружения материала контактирующих неровностей и реализуются преимущественно упругие деформации. По этой причине происходит монотонное снижение δ .

Величина v_0 , при которой скорость приложения нагрузки существенно не влияет на предварительное смещение, зависит от нагрузки, прижимающей трущиеся тела друг к другу. По мере увеличения давления на контактной площадке v_0 смещается в область больших значений, а кривая $\delta(v)$ становится менее вогнутой.

Существенное влияние на предварительное смещение оказывает нормальная нагрузка, прижимающая трущиеся тела друг к другу (рис. 3).

Представленные кривые свидетельствуют о том, что увеличение давления на фрикционном контакте сопровождается ростом предварительного

При малой скорости приложения сдвигающей силы период времени до достижения ее разрушающего значения достаточно мал для перемещения цепей макромолекул и реализации высокоэластической деформации полимера на участках, обра-

смещения. В диапазоне малых нагрузок эта зависимость более ярко выражена, а по мере увеличения P зависимость $\delta(P)$ менее ощутима. Описанный характер влияния нормальной нагрузки на величину δ наблюдается для всего исследованного диапазона скоростей приложения сдвигающей силы. На наш взгляд, зависимость $\delta(P)$ обусловлена в основном двумя причинами.

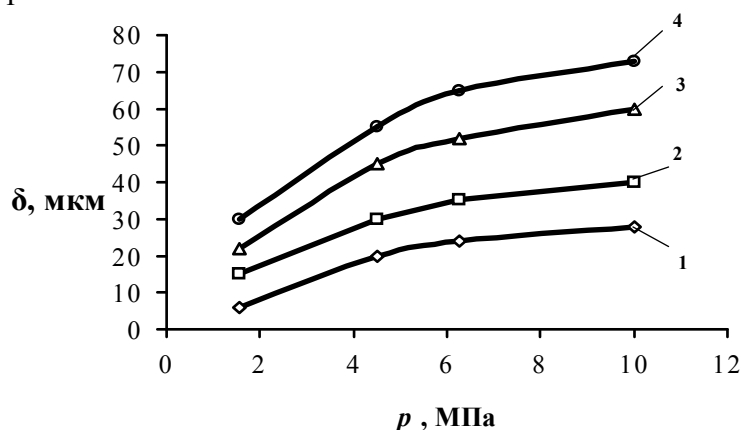


Рис. 3. Влияние контактного давления p на предварительное смещение δ : 1 - $v=105$ Н/с; 2 - $v=10$ Н/с; 3 - $v=2,2$ Н/с; 4 - $v=1,14$ Н/с

Во-первых, повышение нормальной нагрузки вызывает рост давления на пятнах фактического контакта, увеличение доли пластической деформации выступов поверхности трения полимерного материала, находящихся в контакте с контртелом, и

вовлечение в контакт новых микронеровностей, имеющих меньшую высоту. В результате этого увеличиваются размеры и число фрикционных связей и их сопротивление срезу, т. е. растет суммарное сопротивление действию сдвигающей силы – адгезионная составляющая силы трения. При этом деформация контактирующих выступов поверхностей трения сопрягаемых тел, предшествующая разрыву, увеличивается, что способствует росту δ .

Во-вторых, повышение давления на пятнах контакта приводит к росту глубины относительного внедрения неровностей поверхности контртела в поверхностный слой полимерного материала. Это увеличивает деформации поверхностного слоя полимерного материала и его сопротивление переходу от статического к динамическому контакту.

Таким образом, анализ закономерностей влияния скорости приложения сдвигающей нагрузки на предварительное смещение в металлополимерных парах трения свидетельствует о том, что это явление в значительной мере определяется реологическими свойствами полимерного материала. Косвенно этот вывод подтверждается наличием на поверхности трения контртела пленок переноса, являющихся результатом локального разрушения тонкого поверхностного слоя полимерного материала, а также результатами исследования предварительного смещения при изменении направления скорости приложения касательной нагрузки (рис. 4).

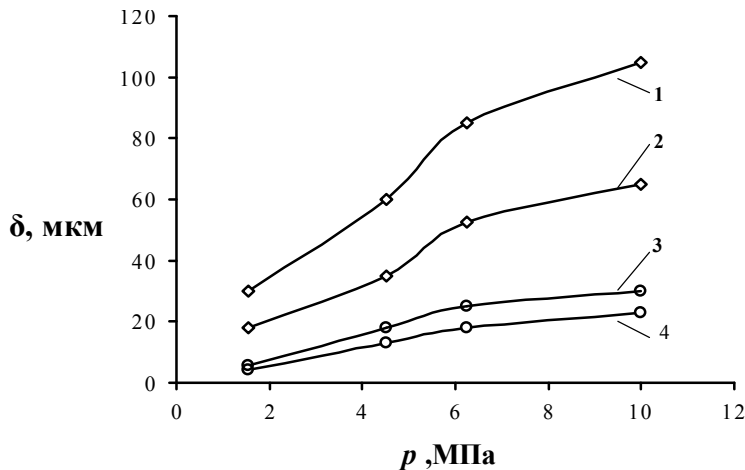


Рис. 4. Влияние контактного давления p на предварительное смещение δ при одностороннем сдвиге (2,4) и при реверсировании трущихся тел (1,3): 1,2 - $\nu = 1,14$ Н/с; 3,4 - $\nu = 105$ Н/с

Видно, что при изменении направления приложения сдвигающей силы кривая зависимости $\delta_p(p)$ лежит выше кривой $\delta(p)$. В области больших значений ν зависимости $\delta(p)$ и $\delta_p(p)$ носят аналогичный характер. С уменьшением ν зависимость $\delta_p(p)$ монотонно увеличивается во всем диапазоне изменения нормальной нагрузки, в то время как зависимость $\delta(p)$ становится менее выраженной при $p > 4,5$ МПа. При этом увеличивается разница между значениями смещений δ и δ_p и может достигать 60 %. Это можно объяснить тем, что при остановке в зоне реверса полимерный материал перед контртелом в направлении движения испытывает деформации сжатия, а за зоной контакта – деформации растяжения. Приложение сдвигающего усилия в обратном направлении приводит к тому, что вначале деформации полимерного материала уменьшаются до нуля, а затем полимерный образец начинает деформироваться в направлении движения контртела. При этом увеличивается время нахождения полимерного материала под нагрузкой в зоне реверса, растет число и прочность фрикционных связей, а также глубина относительного внедрения неровностей контртела в объем полимерного образца.

Таким образом, изложенные результаты исследований показывают, что предварительное смещение в металлополимерных парах трения может достигать 60 мкм при одностороннем сдвиге и 105 мкм при реверсе и определяется скоростью приложения сдвигающего усилия и величиной нормальной нагрузки. С ростом скорости приложения сдвигающего усилия в меньшей степени проявляются реологические свойства полимерного материала, уменьшается предварительное смещение и наблюдается переход от кривой $F(\delta)$ ступенчатой формы к более плавной. Повышение нормальной нагрузки способствует развитию высокоэластических деформаций полимера в зоне контакта, увеличению числа и прочности фрикционных связей и глубины относительного внедрения выступов поверхности трения контртела в поверхностный слой полимерного материала.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Максак В.И. Предварительное смещение и жесткость механического контакта. М.: Наука, 1975. 60 с.
2. Авдеев Д. Т. Предварительное смещение антифрикционных материалов на основе полиэтилена // Трение и износ. 1984. Т.5. № 5. С. 896 – 901.
3. Петров В. В., Сладковский А. В. Влияние коэффициента Пуассона на микроскольжение при сдвиге упругого прямоугольника // Трение и износ. 1989. Т.10. № 2. С. 350 – 353.
4. Olofsson U., Hagman L. Cyclic micro-slip under unlubricated conditions // Tribology International. 1995. V. 28. № 4. P. 207 – 217.
5. Сысоев П. В., Богданович П. Н., Лизарев А. Д. Деформация и износ полимеров при трении. Минск: Наука и техника, 1985. 239 с.

УДК 539.621:539.3

Т.В.Семенова, Т.В.Корочкина, В.В.Мешков
Тверской государственный технический университетНАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ПОРШНЯ УЗЛА НАГНЕТАНИЯ
АКСИАЛЬНО-ПОРШНЕВОГО НАСОСА С УЧЕТОМ ТРЕНИЯ

Введение. Сопряжение поршень-втулка является одним из ответственных прецизионных подвижных сопряжений аксиально-поршневого насоса, наиболее часто выходящих из строя. Используемые в настоящее время материалы и конструкции таких сопряжений не всегда обеспечивают требуемые долговечность и надежность насосов.

Работоспособность сопряжения поршень-втулка существенно зависит от характера теплового и напряженно-деформированного состояний контактирующих тел. В аксиально-поршневом насосе типа НАП-140-20 подвижный элемент (поршень) перемещается с высокой скоростью (до 2,5 м/с) и подвергается действию больших контактных давлений (до 20 МПа) с частотой до 25 Гц.

В связи с этим весьма актуальным является определение напряженно-деформированного состояния (НДС) элементов высокоскоростного трения с учетом влияния на него динамической нагрузки и сил трения. Корректный расчет НДС тел сложной геометрии при сложных условиях нагружения не может быть произведен аналитическим путем, поэтому был использован один из наиболее эффективных численных методов – метод конечных элементов [1-3].

Постановка задачи. Рассмотрим прецизионное подвижное сопряжение поршень-втулка. В аксиально-поршневом насосе с торцевым распределением рабочей жидкости, всасывание и нагнетание жидкости проис-

ходит за счет возвратно-поступательных движений поршней. В роторе расположено девять поршней, имеющих сферические головки, соединенные с подпятниками. При вращении в роторе поршни совершают в нем принудительное возвратно-поступательное движение, обеспечивая всасывание и нагнетание рабочей жидкости. Внутренние отверстия в подпятниках находятся напротив сквозных отверстий в поршнях и оканчиваются расточкой на опорной поверхности подпятников. При подводе в расточки давления между подпятниками и опорным диском создается разгружающее подпятники усилие. При работе насоса для предотвращения всасывания воздуха и лучшей смазываемости трущихся деталей внутренняя полость его должна быть заполнена рабочей жидкостью.

Поскольку предварительная оценка характера распределения термических напряжений показала, что они локализованы в тонком поверхностном слое, они не учитывались.

Рассмотрим прочностную задачу теории упругости для поршня с учетом инерционных сил и сил трения по аналогии с принятой в [4]. Схема расчетной детали показана на рис. 1. Приняты следующие геометрические размеры поршня (мм): $H = 120$, $D = 26$, $d_1 = 14$. Материал поршня – сталь 20Х с механическими характеристиками: модуль упругости $E = 2,35 \times 10^5$ МПа, коэффициент Пуассона $\nu = 0,25$. Масса поршня равна 0,288 кг. Задача решалась в квазистатической постановке. Жесткое смещение поршня исключалось закреплением его центра тяжести. Выбор оптимального узла закрепления осуществлен путем численного эксперимента. Использована цилиндрическая система координат.

Метод решения. Для расчета НДС поршня с учетом динамической нагрузки и сил трения использован метод конечных элементов для упругой постановки.

Пакет программ для оценки НДС с помощью метода конечных элементов для упругих тел вращения (осесимметричная постановка) состоит из трех основных модулей, а также из графического модуля.

Осесимметричная задача теории упругости с математической точки зрения аналогична задачам о плоском напряженном и плоском деформированном состояниях. Вследствие симметрии деформированное, а следовательно, и напряженное состояния в любом сечении по оси симметрии тела полностью определяются двумя компонентами перемещений. Пусть r и z – радиальная и осевая координаты точки, а u и v – соответствующие перемещения. В качестве конечного элемента выберем типичный треугольный элемент с узлами i, j, m . (рис. 2).

Первый модуль – построение дискретной модели – осуществляет автоматическое разбиение рассматриваемой области на треугольные элементы, исправление полученной сетки элементов с целью ликвидации слишком острых (меньше 30°) углов в элементах, перенумерацию узлов для

уменьшения ширины ленты матрицы жесткости. В результате получаем координаты узлов области и информацию о связи узлов в треугольные элементы.

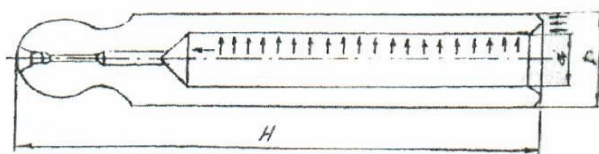


Рис. 1. Расчетная схема поршня

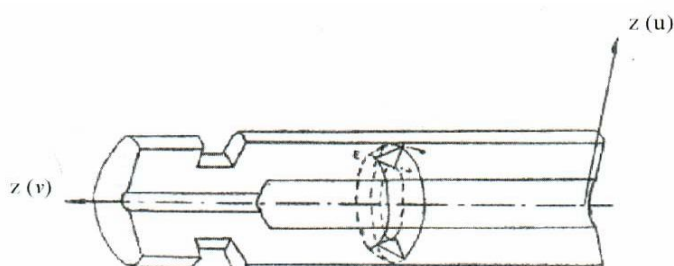


Рис. 2. Конечный элемент осесимметричного тела

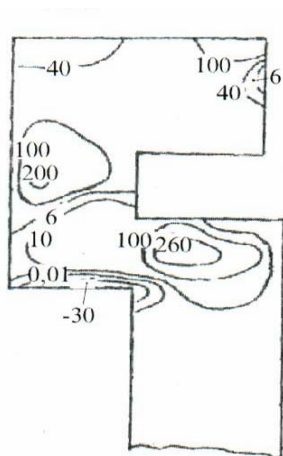


Рис. 3. Распределение осевых нормальных напряжений σ_r в поршне при $f_{тр} = 0,04$

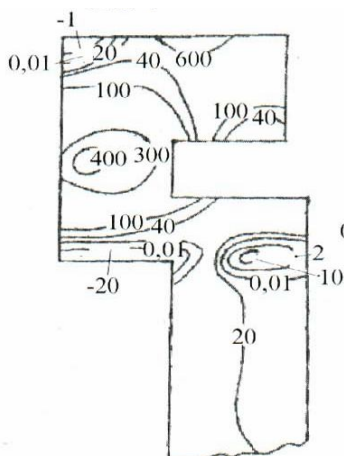


Рис. 4. Распределение осевых нормальных напряжений σ_z в поршне при $f_{тр} = 0,04$

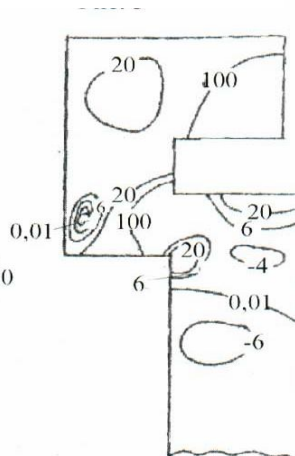


Рис. 5. Распределение касательных напряжений τ_{tz} в поршне при $f_{тр} = 0,04$

Второй модуль – формирование и решение системы алгебраических уравнений – включает набор подпрограмм, осуществляющих формирова-

ние матрицы жесткости и правых частей разрешающей системы уравнений, их модификацию с учетом граничных условий и подпрограмму решения системы линейных алгебраических уравнений с ленточной структурой матрицы жесткости. Результатом работы блока является определение векторов узловых смещений.

Третий модуль – вычисление необходимых параметров – включает подпрограммы вычисления полей деформаций и напряжений по известному вектору узловых смещений.

Результаты и их обсуждение. Нами методом конечных элементов исследовано влияние трения на напряженно-деформированное состояние поршня при его движении во втулке. Коэффициент трения поршня в случае квазистатической задачи изменяется от 0,04 до 0,5. Оценить непосредственное влияние трения на НДС поршня можно сравнив распределение напряжений при минимальном 0,04 (рис. 3, 4, 5) и максимальном 0,5 (рис. 6, 7) коэффициенте трения.

Для упрощения на рис. 4 – 7 представлены изолинии только нормальных осевых σ_x и касательных τ_z напряжений, которые в условиях рассматриваемой задачи оказывают решающее влияние на прочность поршня.

Анализ распределения касательных напряжений при увеличении коэффициента трения (рис. 5, 6) показывает, что эти напряжения уменьшаются в среднем в два раза. Сравнивая изолинии напряжений при минимальном (рис. 5) и максимальном (рис. 6) коэффициенте трения, видим, что наблюдается концентрация напряжений в узлах поршня: при увеличении коэффициента трения величина напряжения изменяется от 100 МПа до 20 МПа, от 20 МПа до 10 МПа для нормальных осевых и касательных напряжений соответственно.

Рассмотрим распределение осевых нормальных напряжений σ_x в поршне в случае минимальной силы трения (рис. 4) и для случая максимальной силы трения (рис. 7). Наблюдается концентрация сжимающих напряжений в узлах поршня. На рис. 7 изолинии напряжений замыкаются, а при коэффициенте трения, равном 0,04, изолинии на этом участке разомкнуты. Изменяются значения напряжений: напряжения уменьшаются в два раза при увеличении коэффициента трения. Анализ НДС поршня показывает, что приложение сил трения и их изменение в процессе контактного взаимодействия меняет всю картину распределения напряжений. Итак, напряжения уменьшаются при увеличении силы трения.

Нами была осуществлена оптимизация геометрической формы поршня с целью снижения его напряженно-деформированного состояния. Были проведены расчеты поршня для нескольких различных конфигураций поршня (рис. 6, 9). Рассмотрим поршень без закругления углов в верхней части. На рис. 6, 7 при коэффициенте трения 0,5 изображены соответственно касательные и осевые нормальные напряжения. Оценивая распре-

деление изолиний, видим, что в углах поршня наблюдается концентрация напряжений. Сравним изолинии напряжений на рис. 6, 7 и рис. 8, 9. При закруглении верхней части поршня концентрация напряжений в углах поршня исчезает, а значение величин напряжений значительно уменьшается. Радиус закругления верхней части поршня был оптимизирован путем численного эксперимента и составил 10 мм (рис. 8 и 9).

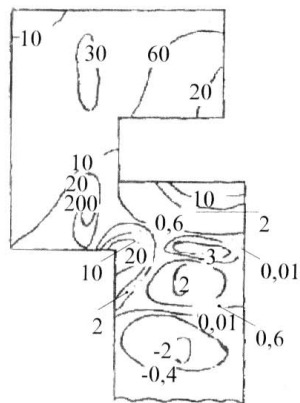


Рис. 6. Распределение касательных напряжений τ_{tz} в поршне при $f_{тр} = 0,5$.

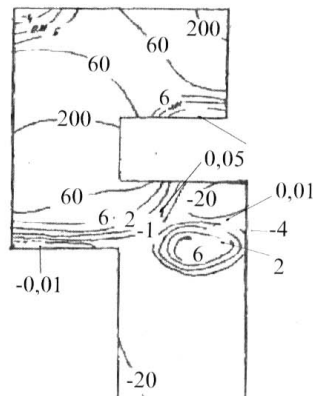


Рис. 7. Распределение осевых нормальных напряжений σ_r в поршне при $f_{тр} = 0,5$

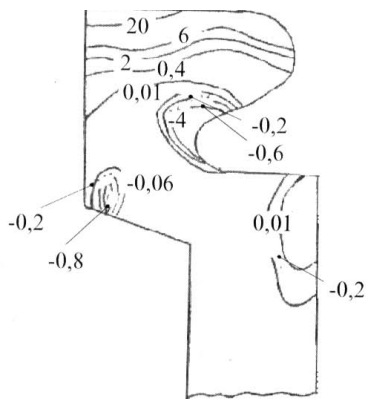


Рис. 8. Распределение касательных напряжений τ_{tz} в поршне при $f_{тр} = 0,5$. Радиус закругления верхней части поршня равен 10 мм.

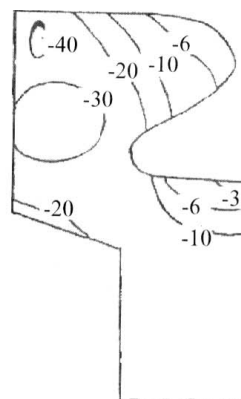


Рис. 9. Распределение осевых нормальных напряжений σ_r в поршне при $f_{тр} = 0,5$. Радиус закругления верхней части поршня равен 10 мм.

Расчеты показали также перспективность использования в качестве материала поршня композитов. В частности, применение полимерных гибридных материалов позволяет существенно (на 50-60%) снизить величину нормальных напряжений и изменить характер распределения основных зон концентрации напряжений, сохранить конструктивную прочность поршня на основных направлениях приложения нагрузки (за счет применения ар-

мирующих элементов из металла), а также в 1,5 – 2,0 раза повысить динамическую прочность и на 30–40% снизить тангенциальные напряжения (за счет применения ударопрочных волокнистоармированных полимерных композитов).

Заключение. Расчетные данные свидетельствуют о существенном влиянии на прочность и тем самым на работоспособность элементов узлов высокоскоростного трения (в частности, поршней) контактного давления, скорости его приложения, сил трения. Геометрическая форма и размеры поршня также существенно влияют на напряжения в поршне.

В результате проведенных расчетов получена зависимость напряжений, возникающих в сопряжении поршень – втулка при ударной нагрузке от времени и сил трения.

На основе анализа напряженно-деформированного состояния поршня осуществлена оптимизация конструктивных параметров. Рекомендовано изменение геометрической формы поршня, что позволило практически убрать опасную концентрацию напряжений в углах поршня за счет оптимизации радиуса закругления верхней части. Расчеты показали также перспективность использования в качестве материала поршня композитов.

Оптимизация конструкции поршня позволила повысить работоспособность сопряжения и насоса в целом.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. М.: Мир, 1975.
2. Бате К., Вилсон У. Численные методы анализа и метод конечных элементов / Под ред. А.Ф.Смирнова. М.: Стройиздат, 1982.
3. Зенкевич О., Морган К. Конечные элементы и аппроксимация / Под ред. Н.С. Бахвалова. М.: Мир, 1986.
4. Семенова Т.В., Корочкина Т.В., Мешков В.В. Оценка напряженно-го состояния деталей узла нагнетания аксиально-поршневого насоса с учетом влияния сил трения и ударной нагрузки // Полимерные композиты-98: Сб. тр. междун. науч.-техн. конф. Гомель, 1998, С. 325-329.

УДК 621.891:662.731:543.5

И.И. Беркович, Е.А. Чеснова
Тверской государственный технический университет

О РАСПРЕДЕЛЕНИИ ДАВЛЕНИЯ ПО ДЛИНЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ МАТРИЦЫ ПРИ ПРЕССОВАНИИ ДИСПЕРСНОГО МАТЕРИАЛА

Многие технологии получения изделий из дисперсных материалов на заключительной стадии включают процесс прессования, итогом которо-

го является компактная продукция в виде таблеток, брикетов, гранул. Вследствие трения материала о стенку матрицы давление падает по мере удаления от пуансона к упору. При достаточно большой величине отношения высоты изделия к его поперечному размеру давление на упоре может стать во много раз меньше, чем давление прессования. Это приводит к тому, что материал в части прессуемого объема не переходит в компактное состояние и изделие бракуется. Во избежании ошибок при проектировании технологий переработки дисперсных масс необходимо располагать сведениями о закономерностях распределения давления в процессе прессования.

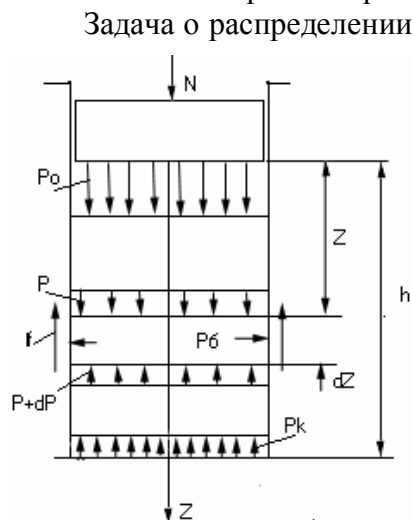


Рис. 1. Расчетная схема.

Задача о распределении давления по поверхности матрицы при прессовании дисперсного материала до настоящего времени не имеет строгого аналитического решения. Причинами этого является отсутствие общепризнанного закона, связывающего напряжения в сжимаемом пористом дисперсном теле с деформациями, а также то, что граничные условия являются функциями напряжений, то есть задача имеет замкнутый характер. Решения таких задач крайне затруднительно. В связи с изложенным обычно пользуются упрощенными представлениями о распределении давлений. В частности, используется известная в сопротивлении материалов гипотеза плоских сечений. Предполагается,

что напряжение, действующее вдоль оси матрицы, равномерно распределяется по поперечным сечениям прессовки. Такие представления получили широкое распространение в теории прессования дисперсных масс различной природы [1-5].

Расчетная схема представлена на рис. 1.

Из условия равновесия элементарного слоя толщиной dz следует, что

$$dp = -\frac{U}{S} \mu \varepsilon P dz, \quad (1)$$

где p – давление на расстоянии z от пуансона, U и S – периметр и площадь поперечного сечения прессовки, μ и ε – коэффициенты трения и бокового давления. В большинстве работ полагают, что произведение $\mu\varepsilon$ не зависит от давления. Тогда, интегрируя уравнение (1), получают экспоненциальный закон распределения давления

$$P = P_0 \exp\left(-\frac{U}{S} \mu \varepsilon Z\right), \quad (2)$$

Однако предположение о постоянстве произведения $\mu\varepsilon$ допустимо лишь для прессовок со сравнительно небольшим отношением (меньше единицы) толщины к поперечному размеру, когда перепад давления на границах с пуансоном и упором не велик. При больших значениях отно-

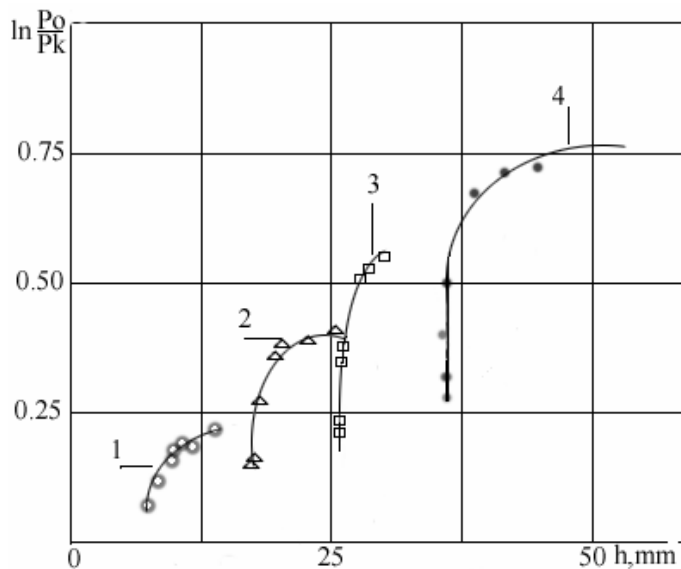


Рис. 2. Проверка соотношения (2). $P_0=10, 20, 30, 40, 60, 80, 100$ МПа.

шения толщины к поперечному размеру (много больших единицы) давление на пуансоне может в несколько раз превосходить давление на упоре, и следует ожидать заметного изменения произведения $\mu\varepsilon$ в зависимости от давления, что следует учитывать при интегрировании уравнения (1). Изложенное подтверждают результаты исследований, представленные на рис. 2.

В цилиндрической матрице прессовали верховой фускум-торф со степенью разложения 30-35% влажностью 22,2% при разной величине удельной загрузки: 1,2; 2,4; 3,6; 4,8 г/см² - кривые 1, 2, 3, 4. Как это следует из соотношения (2), зависимость $\ln(P_0/P_k)$ от $h=z_{\text{max}}$ должна быть линейной. Однако представленные на рис.2 зависимости далеки от линейных, что свидетельствует о неприемлемости предположения о постоянстве произведения $\mu\varepsilon$. Зависимость коэффициента бокового давления от давления прессования можно выразить в виде [6]

$$\varepsilon = \varepsilon_0 - \frac{P_{06}}{P} \quad (3)$$

где ε_0 и p_{06} - эмпирические коэффициенты. Коэффициент трения (адгезионная составляющая)

$$\mu = \frac{\tau_{0\eta}}{P_6} + \beta \quad (4)$$

Здесь τ_0 и β - молекулярные константы трения, $p_6=\varepsilon p$ - боковое давление, η - относительная фактическая площадь материала с боковой поверхностью матрицы выражается в виде [7]:

$$\eta = \frac{P_{\sigma}}{(\sigma_{0r} + K_r P_{\sigma})}. \quad (5)$$

С учетом (5) формулу (4) перепишем в виде

$$\mu = \frac{\tau_0}{(\sigma_{0r} + K_r P_{\sigma})} + \beta,$$

σ_{0r} и K_r – коэффициенты, определяемые экспериментально.

Подставляя соотношения (3), (5) в уравнение (1) и интегрируя последнее, получаем закон распределения давления по длине матрицы в виде

$$(P - a)^c (P - \epsilon)^d = (P_0 - a)^c (P_0 - \epsilon)^d \exp\left(-U \epsilon_0 \beta Z / S\right). \quad (6)$$

Здесь $\epsilon = \frac{P_{0\sigma}}{\epsilon_0}$, $c = \frac{\tau_0}{(\tau_0 + \beta \sigma_{0r})}$, $a = \epsilon - \frac{\tau_0}{c \epsilon_0 K_r}$, $d = 1 - c$.

Если $z=h$ – высоте цилиндрической прессовки, то

$$(P_k - a)^c (P_k - \epsilon)^d = (P_0 - a)^c (P_0 - \epsilon)^d \exp\left(-4 \epsilon_0 \beta h / D\right). \quad (7)$$

Здесь P_k – давление на дне матрицы, D – диаметр матрицы. Толщина прессовки зависит от удельной загрузки матрицы $q=m/s=\gamma h=\alpha \rho h$. Здесь m – масса прессовки, γ – плотность пористого тела, ρ – плотность твердой фазы, $\alpha=\gamma/\rho$ – относительная плотность. Отсюда

$$h = \frac{q}{\rho \alpha}. \quad (8)$$

Ранее проведенные исследования [7] показали, что в широком диапазоне давления

$$\alpha = \frac{P}{(\sigma_{0s} + K_s P)}, \quad (9)$$

где σ_{0s} и K_s – экспериментально определяемые коэффициенты. В целях проверки соотношения (9) экспериментально изучалась зависимость относительной плотности α от давления прессования. Опыты проводились при малой удельной загрузке – 2,4 г/см². Результаты исследований для влажности 19,7% представлены на рис. 3.

Как и было показано ранее [6], зависимость эффективного напряжения $\sigma_s = P/\alpha$ от давления прессования, начиная с давления, близкого по величине к σ_{0r} , близка к линейной

$$\sigma_s = \sigma_{0s} + K_s P. \quad (10)$$

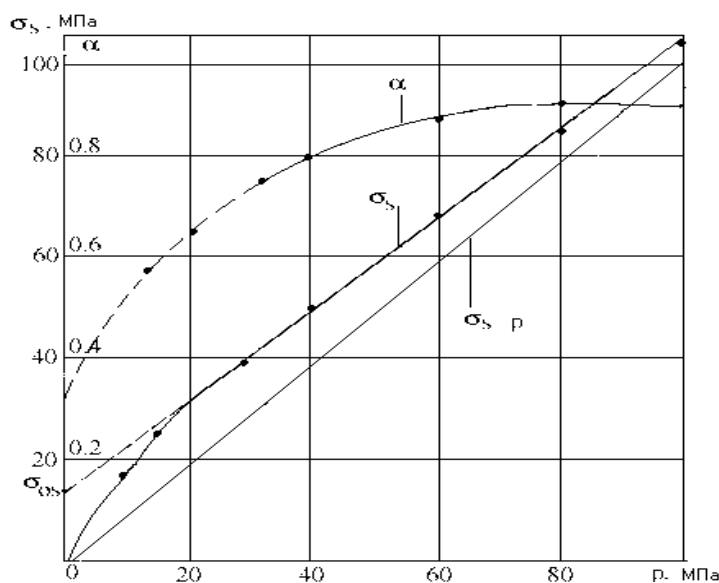


Рис. 3. Зависимость эффективного напряжения и относительной плотности от давления

Значения коэффициентов составили: $\sigma_{0s} = 14$ МПа, $\kappa_s = 0,91$. График зависимости $\sigma_s(p)$ в области, показанной сплошной линией, подчиняется соотношению (9). Пользуясь связью между характеристиками контактирования и уплотнения [7], были определены значения коэффициентов

$$\sigma_{0r} \approx 2,8\sigma_{0s} = 39,2 \text{ МПа};$$

$\kappa_r = 1 - \sigma_{0r}(1 - \kappa_s) / \sigma_{0s} = 0,75$. Изучение зависимости силы трения от давления и бокового давления, как функции давления прессования, по методикам, описанным в [7], позволило определить значения коэффициентов формул (3) и (5): $\tau_0 = 9,2$ МПа; $\beta = 0,38$; $\varepsilon_0 = 0,69$; $p_{об} = 2,5$ МПа. Плотность твердой фазы, включая связанную влагу, составила 1410 кг/м^3 .

В целях экспериментальной проверки соотношения (7), его удобно перевести в линейную форму, выразив зависимость толщины сжатого материала от давления прессования с помощью формул (8), (9)

$$Y = (1/q) \ln \left[\left(\frac{P_0 + 119}{P_k + 119} \right)^{0,382} \left(\frac{P_0 - 3,62}{P_k - 3,62} \right)^{0,618} \right] = \lambda \left(\frac{\sigma_{0s*}}{P_0} + 0,91 \right) = \lambda X. \quad (11)$$

Здесь $\lambda = 4\varepsilon_0\beta/D\rho$, σ_{0s*} - коэффициент формулы (10), зависящий от удельной загрузки, коэффициентов трения и бокового давления [7]

$$\sigma_{0s*} = \frac{\sigma_{0s} \rho D}{4\mu\varepsilon\kappa_s q} [\exp(4\mu\varepsilon\kappa_s q / D\rho) - 1]. \quad (12)$$

Расчеты по формуле (12) для торфа влажностью 19,7%, пользуясь усредненным значением произведения $\mu\varepsilon = 0,3$ для матрицы с диаметром

80 мм, позволили получить значения σ_{0s*} для удельных загрузок 12, 24, 36, 48 кг/м² соответственно 14,9; 15,8; 16,9; 18,1 МПа.

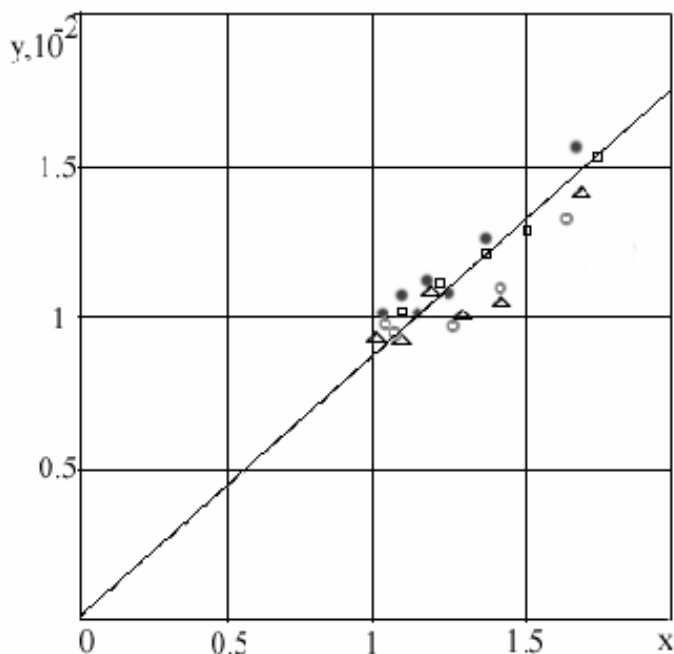


Рис. 4. Результаты экспериментальной проверки формулы (11)

○ ● △ □ — $\alpha = 12, 24, 36, 48$ кг/м²

Были проведены эксперименты, в которых для перечисленных удельных загрузок производилось прессование торфа влажностью 19,7% в матрице диаметром 80 мм при давлениях 20, 30, 40, 60, 80, 100 МПа. При этом измерялась толщина прессовки и давление на дне матрицы. Результаты обрабатывались в соответствии с формулой (11) и представлены на рис.4.

Зависимость достаточно близка к линейной с расчетным угловым коэффициентом $\lambda = 0,0086$ м²/кг.

Величина λ , вычисленная по формуле $\lambda = 4\epsilon_0\beta/D\rho$, составила 0,0093 м²/кг. Сравнение опытного и расчетного значения λ свидетельствует об удовлетворительном соответствии предложенной расчетной методики экспериментальным данным.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Попильский Р. В., Кондрашов Ф. В. Прессование керамических порошков. М.: Металлургия, 1968. 272 с.
2. Кольман-Иванов Э. Э. Таблетирование в химической промышленности. М.: Химия, 1976. 200 с.
3. Мачихин Ю. А., Зурабишвили Г. Г. Таблетирование пищевых материалов. М.: Пищевая промышленность, 1978. 135 с.
4. Горфин О.С. Машины и оборудование по переработке торфа. М.: Недра, 1990. 318 с.
5. Особов В.И., Васильев Г.К., Голяновский А. В. Машины и оборудование для уплотнения сеносоломистых материалов. М.: Машиностроение, 1974. 275 с.

6. Беркович И. И., Морозова Ю. И. Закономерности трения дисперсных материалов и расчет силовых и геометрических параметров прессов с открытой матрицей// Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 1999 . С. 45 – 48.

7. Беркович И. И. Фрикционное взаимодействие торфа с элементами оборудования торфяного производства: Дис. д. техн. наук. Тверь, 1997. 468 с.

УДК 621.891

Ю.А. Евдокимов, П.Н. Щербак, А.И. Иванченко
Ростовский государственный университет путей сообщения

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ СИЛ НА ПРОЦЕССЫ ТРЕНИЯ И ИЗНОСА

Опыт показывает, что темп изнашивания фрикционных систем машин за последнее десятилетие значительно вырос. Это, с одной стороны, объясняется тенденцией создания машин с высокой мощностью и производительностью, скоростью движения, с другой – снижением требований к ремонту и эксплуатации.

Особенно это видно на железнодорожном транспорте [1,2]. Статистика показывает [3], что при скорости движения поезда до 60 км/ч износ подвижного состава и пути реализуется в квадратичной, а при 90 км/ч и более – кубической зависимости. Известно, что динамические силы возрастают в квадрате скорости. Это подтверждают работы И.В. Крагельского [4]. Интенсивность изнашивания J в зависимости от удельного давления p определяется выражением $J = k \cdot p^n$, где k и n – экспериментальные коэффициенты. Для железнодорожной техники (пара колесо – рельс) $n = 3, k = 2 \dots 3$. Тогда, если давление вследствие удара (например, колеса о стык рельса) на пятне контакта возрастает в 1,5 раза, то износ повысится в 6,75 ... 11,8 раза.

Также известно [4, 5, 6], что динамические нагрузки воздействуют на прочность фрикционных тел, особенно поверхностей, а отсюда – процессы трения и износа по законам, отличным от законов статики.

В фрикционных системах наложение полей деформаций и напряжений в виде ударных волн Рэлея от действия внешних сил и сил трения приводят к повышенному разрушению решетки металла, а отсюда – к снижению механической прочности и повышенному износу.

Оценка влияния динамических сил была проведена в лабораторных условиях. Целью эксперимента являлось определение степени влияния динамических сил (ударных нагрузок) на процессы трения и износа. Были взяты четыре цилиндрических стержня из бандажной стали, незакаленные,

диаметром 40 мм, длиной 400 мм, шероховатостью поверхностей $Ra = 2,5 \text{ мкм}$.

Первый стержень не подвергался воздействию, второй был подвержен динамическим ударам в количестве $n = 500$ ударов вдоль продольной оси стержня, третий получил 1000 ударов, четвертый – 2000 ударов. Сила удара составила $P_0 = 3627 \text{ даН}$. Испытания проводились на стандартной установке СУ-1 [7]. После испытаний на удар из стержней вырезались образцы в виде роликов диаметром 40 мм, шириной 10 мм. Пары трения ролик – ролик моделировали пару колесо – рельс и испытывались на износ на машине трения СМТ-2 [7] при нагрузке $N = 100 \text{ даН}$, скорости $V = 0,627 \text{ м/с}$ без смазки. Измерялся весовой износ $J_{0, \text{мгм}}$, коэффициент трения f , температура поверхности трения $\theta, ^\circ \text{C}$, путь трения $S_T, \text{м}$, время опыта $T, \text{ч}$. Опыты проводились при проскальзывании $P_p = 20\% \text{ и } 0\%$, то есть чистом качении. Результаты испытаний представлены в таблице.

Испытания показали, что с увеличением числа ударов на образец износ возрастает по степенной зависимости вида $i_0 = 1,8 \cdot n^{0,264}$, где n - число ударов.

При трении с проскальзыванием интенсивность износа и коэффициент трения резко возрастают. Отсюда следует, что доля воздействия динамических сил на фрикционную систему определяет ее долговечность (износостойкость), что необходимо учитывать при проектировании, изготовлении и эксплуатации узлов трения, например, рельсов, колесных пар, подшипников и других элементов подвижного состава.

Анализ показывает [1, 2 – 6, 8], что в настоящее время еще отсутствуют работы по выявлению закономерностей и методов торможения и развития дефектов (дислокаций, полей скольжения, интрузий, экструзий трения) при трении, когда совместно воздействуют динамические, ударно-усталостные нагрузки, напряжения и деформации при трении от действия статических сил.

Таблица. Интенсивность изнашивания и коэффициент трения в зависимости от числа ударов n

№ опыта	Число ударов n по образцу	Ср. уд. весовой износ		Отношение		Ср. значение коэффициента трения		Отношение	
		Величина проскальзывания							
		0 %	20 %	0 %	20 %	0 %	20 %	0 %	20 %
1	0	0,7	1,71	1,0	1,0	0,235	0,35	1,0	1,0
2	500	0,9	1,28	1,28	1,597	0,26	0,41	1,1	1,17
3	1000	1,81	2,50	2,58	4,294	0,245	0,45	1,04	1,28
4	2000	2,2	8,93	3,11	5,22	0,35	0,53	1,49	1,51

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Вериго М.Ф. Причины роста интенсивности бокового износа рельсов и гребней колес. М.: Транспорт, 1992. 45с.
2. Евдокимов Ю.А. Ударно-усталостный износ. Механизм его развития // Повышение надежности и долговечности путевых и строительных машин: Межвуз. сб. науч. тр. Ростов-на-Дону: РГУПС, 1995. С. 3-5.
3. Исаев И.П. Проблемы повышения надежности технических устройств железнодорожного транспорта. М.:Транспорт, 1968. 315 с.
4. Крагельский И.В. Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.
5. Виноградов В.Н., Сорокин Г.М., Албагачиев А.Ю. изнашивание при ударе. М.: Машиностроение, 1992. 192 с.
6. Хеллан К. Введение в механику разрушения. М.:Мир, 1988. 364 с.
7. Клюев В.В. Испытательная техника: Справочник. Книга 1. М.: Машиностроение, 1982. 582 с.
8. Костецкий Б.И., Носовский И.Г., Караулов А.К. Поверхностная прочность материалов при трении. Киев: Техника, 1976. 153 с.

УДК 621.793

И.Н.Нестерова

Тверской государственный технический университет

О СОЗДАНИИ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫХ НИТРИДНЫХ ПОКРЫТИЙ ПОВЫШЕННОЙ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ

Известные покрытия из нитрида титана, полученные ионно-плазменными методами, в частности, методом вакуумно-дугового испарения имеют высокую твердость за счет высоких внутренних напряжений при невысокой адгезии к основе. Это сужает область их применения либо из-за когезионного разрушения материала покрытия, либо из-за его адгезионного отслаивания от материала основы.

Получить более стойкие в эксплуатации покрытия можно, используя покрытия с релаксированными внутренними напряжениями. Добиться этого можно как за счет состава, т.е. получая гетерогенное покрытие, так и за счет неоднородности свойств гомогенного материала покрытия. Оба эти пути были реализованы под руководством Н.Б. Демкина.

Для поверхностей деталей, работающих в условиях повышенных контактных нагрузок, было разработано покрытие, состоящее из нитрида алюминия в сочетании с нитридом кремния. При этом материал распыляемого в ионно-плазменной установке катода содержал 9...13 масс.% кремния и алюминий – остальное. Понижение содержания кремния менее 9 масс.% уменьшает защитные свойства покрытия за счет снижения прочно-

стных характеристик, а увеличение содержания кремния выше 13 масс.% приводит к его выделению в чистом виде в материале катода. Распыление катода такого состава ведет к получению хрупкого непрочного покрытия за счет крупных включений образующегося нитрида кремния.

При распылении алюмо-кремниевого катода ток плазменной дуги устанавливали равным 45...55А в целях снижения размера капель в паро-плазменном потоке, что положительно сказывается на износостойкости покрытия. Ток дуги менее 45А приводит к нестабильности горения вакуумно-дугового разряда.

В описанном двухфазном покрытии нитрид кремния обладает высокой несущей способностью, так как выдерживает значительные нагрузки без разрушения, а нитрид алюминия легко деформируется и, вследствие этого, позволяет релаксировать возникающие при трении напряжения. Это позволяет повысить износостойкость и увеличить срок эксплуатации деталей с покрытиями.

В условиях повышенной влажности и температуры определяющую роль в изнашивании покрытий играет образование окисной пленки на материале детали, что может приводить к отслаиванию покрытия. Во избежание этого в описанный выше материал для получения износостойкого покрытия был введен иттрий в количестве 2,5...15 масс.%.

При наличии иттрия в материале распыляемого катода, в покрытии появляется дополнительное соединение – иттрия с азотом. В присутствии влаги оно является нестойким и разлагается с образованием окиси иттрия, переходящей в состав окисной пленки, образуемой на защищаемой детали в среде влажного теплого воздуха.

Окисная пленка, не содержащая окиси иттрия является рыхлой, что ослабляет сцепление наносимого покрытия с деталью и приводит к его выкрашиванию. Это значительно снижает срок службы детали с покрытием. Наличие окиси иттрия в окисной пленке способствует увеличению адгезии покрытия с деталью, что увеличивает износостойкость детали с покрытием.

Уменьшение содержания иттрия менее 2,5 масс.% не влияет на свойства окисной пленки на поверхности детали, что не повышает работоспособность детали с покрытием. Содержание иттрия более 15 масс.% приводит к охрупчиванию покрытия из-за уменьшения его пластичности вследствие снижения содержания нитрида алюминия и увеличения чувствительности к концентраторам напряжений. Это сильно снижает износостойкость покрытия.

Таким образом, был реализован путь получения покрытий повышенной износостойкости за счет изменения их состава. Второй путь – за счет неоднородности свойств в покрытии – был использован для увеличения износостойкости поверхностей, работающих в ударно-циклическом режи-

ме. Было получено гомогенное покрытие с прирабатываемым верхним слоем.

Для этого получали традиционное нитридотитановое покрытие, однородное по составу, но с изменяющейся по толщине твердостью. Сначала на обычном режиме нанесения высокотвердого покрытия создавали слой толщиной 5...8 величин среднеарифметического отклонения профиля R_a исходной поверхности детали. Затем напряжение равномерно изменяли от исходной величины до 20...50В в течение времени, равном 1,5...2,0 величины от времени напыления высокотвердого слоя.

Это позволило получить в непрерывном технологическом процессе покрытие, состоящее из двух одинаковых по составу, но различных по физико-механическим характеристикам слоев. Нижний слой по всей своей толщине имеет высокую твердость, обеспечивающую повышение износостойкости поверхности детали. В верхнем слое плавное уменьшение твердости обеспечивает хорошую прирабатываемость покрытия, что позволяет получить оптимальную шероховатость и релаксацию возникающих напряжений.

Толщину твердого слоя покрытия выбирали не меньшей, чем 5 величин от высоты среднего арифметического отклонения профиля R_a исходной поверхности, так как при снижении этого предела тонкослойное покрытие на стадии приработки изнашивается до образования металлического контакта между трущимися поверхностями. Превышение величины $8R_a$ ведет к появлению остаточных напряжений, которые при ударно-циклическом характере нагружения деталей приводят к разрушениям в виде трещин и скалыванию материала покрытия.

Время изменения напряжения на напыляемой поверхности меньше, чем 1,5 от времени напыления твердого слоя, ведет к образованию недостаточной толщины слоя с пониженной твердостью. Это не позволяет провести качественную приработку покрытия. Превышение времени напыления более чем в 2 раза ведет к уменьшению износостойкости из-за попадания в зону контакта деталей большого количества продуктов износа верхнего слоя, имеющего слабую когезию из-за большой толщины.

Изменения напряжения до величин больших, чем 50 В, не обеспечивает достаточного снижения твердости верхнего слоя. Это не позволяет качественно приработать поверхности контактирующих деталей. Снижение напряжения более чем до 20 В приводит к увеличению шероховатости напыленной поверхности, поскольку осаждаемый при этом напряжении материал обладает очень слабым сцеплением с нижележащими слоями и осыпается после прекращения процесса напыления.

Реализацией вышеописанных путей изменения свойств износостойких покрытий могут быть получены покрытия, работающие в различных условиях изнашивания.

МОДЕЛЬ ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА ТВЕРДОЙ ЧАСТИЦЫ С ЭЛАСТИЧНОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ ПРИ УДАРЕ

Удар твердой частицы по высокоэластичной поверхности, имеющей значительно меньший модуль упругости, чем модуль твердой частицы сопровождается диссипацией энергии. Причиной является внешнее трение скольжения и внутреннее трение при деформации поверхности. В результате меняется величина скорости частицы, угол и направление движения.

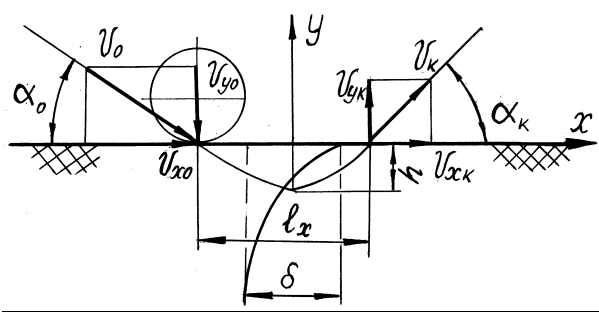


Рис. 1. Контакт частицы с поверхностью

На рис. 1 показана траектория движения контактной точки A твердой частицы при ударе.

Кинематические, линейные и временные характеристики фрикционного контакта удобно описывать, используя понятие коэффициента восстановления скорости. Обозначим через K_y коэффициент восстановления нормальной составляющей скорости, (коэффициент Ньютона).

По аналогии изменение скорости по оси x можно выразить через коэффициент восстановления тангенциальной составляющей скорости

$$K_y = \frac{V_{yk}}{V_{y0}}, \quad K_x = \frac{V_{xk}}{V_{x0}}, \quad (1)$$

где V_{x0} , V_{xk} , V_{y0} , V_{yk} – начальные и конечные скорости частицы в проекции на оси x и y .

Коэффициент k_y зависит от величины внутреннего трения материала, т.е. упругих свойств. А коэффициент k_x характеризует силу сопротивления тангенциальному перемещению, снижающую скорость тангенциального движения. Чем больше значение k_x , тем меньше сила сопротивления.

Используя k_x и k_y , можно связать угол атаки α_0 и угол отскока α_k частицы при ударе. Из рис. 1 с учетом (1)

$$\operatorname{tg} \alpha_k = \frac{V_{yk}}{V_{xk}} = \frac{k_y V_{y0}}{k_x V_{x0}} = \frac{k_y}{k_x} \operatorname{tg} \alpha_0. \quad (2)$$

Из выражения (2) следует, что угол атаки и угол отскока будут равны только при равенстве k_x и k_y , т.е. при равных потерях энергии в нормальном и тангенциальном направлении. Угол отскока больше угла атаки в том случае, если $k_x > k_y$, и меньше угла атаки, если $k_x < k_y$.

При ударе частицы выделяется активная и пассивная часть времени удара. Соотношения между ними определяется величиной упругости материала и также может быть выражена через коэффициент восстановления нормальной составляющей скорости удара [2]. Продолжительность пассивного этапа пропорциональна снижению скорости отскока

$$t_y = t_1 + t_2 = t_1 + \frac{t_1}{k_y} = t_1 \frac{1 + k_y}{k_y}, \quad (3)$$

где t_y – время удара, t_1 и t_2 – продолжительность активной и пассивной фазы удара. При идеально упругом ударе $k_y = 1$ и $t_1 = t_2$, при идеально пластичном ударе $k_y \rightarrow 0$ и $t_2 \rightarrow \infty$, т.е. частица остается в поверхности.

Важной характеристикой фрикционного контакта является путь трения сопряженных тел. При ударе частица перемещается по поверхности с постепенным уменьшением скорости вследствие действия сил сопротивления. Точный расчет сопротивления перемещению должен учитывать множество изменяющихся во времени параметров. Поэтому удобно оценить путь трения l_x по результату действия всех сил сопротивления, а именно по изменению скорости движения

$$l_x = V_x(t) t_y = \frac{V_{x0}}{2} (1 + k_x) t_y, \quad (4)$$

где l_x – путь трения, t_y – продолжительность удара, V_x – тангенциальная составляющая скорости частицы, k_x – коэффициент восстановления скорости по оси x .

Рассмотрим характер относительного движения частицы и поверхности при изменении угла атаки. Сила удара создает нормальную и тангенциальную деформацию поверхности. Как было установлено Р. Миндлином [1] и [3], в области фрикционного контакта шара с плоскостью возникает кольцевая зона микроскольжения и круговая зона сцепления сопряженных поверхностей. Размер зоны сцепления определяется соотношением сдвигающей тангенциальной силы и силы трения. С ростом тангенциальной силы или силы трения, как в рассматриваемом случае, зона микроскольжения уменьшается. Когда тангенциальная сила будет равна силе трения, зона проскальзывания охватывает всю область контакта, а смещение поверхностей без относительного проскальзывания достигает предельной величины (рис. 1) в соответствии с формулой

$$\delta = \frac{3(2 - \mu)fN}{8Ga}, \quad (5)$$

где f – коэффициент трения, N – нормальная сила, G – модуль сдвига, a – радиус пятна контакта.

При малых размерах частиц величина микроскольжения поверхностей чрезвычайно малая величина и ее можно не учитывать.

Таким образом, величина l_x определяет перемещение твердой частицы при ударе, причем эта величина зависит от угла атаки. С другой стороны, смещение δ определяет величину упругого смещения поверхности при ударе и тоже зависит от угла атаки. Равенство $l_x(\alpha)$ и $\delta(\alpha)$ дает точку, в которой перемещение и упругий сдвиг равны. Следовательно, эта точка разделяет удар с относительным скольжением частицы и поверхности и удар без относительного скольжения. Из условия $l_x(\alpha) = \delta(\alpha)$ можно определить граничный угол, разделяющий удар со скольжением и удар без скольжения. Приравняв (4) и (5) и используя основные зависимости Герца для радиуса контакта, глубины внедрения частицы при ударе, времени удара, получим выражение для граничного угла

$$\alpha_r = \arctg \frac{(1 + k_x)(1 + k_y)}{7,4fk_y}. \quad (6)$$

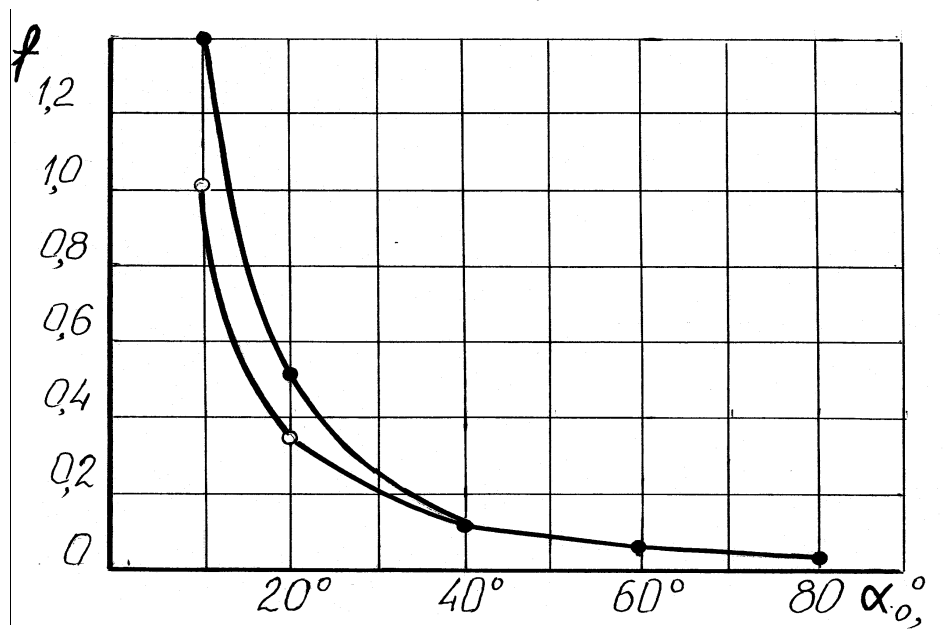


Рис.2. Влияние угла атаки на коэффициент трения: —●— — резина на основе СКС-30, —○— — резина на основе СКС-30 закрытая пленкой фторопласта

Из выражения (6) следует, что переход от скольжения частицы к ее совме-

стному движению с материалом поверхности зависит от величины коэффициента трения и эластичности материала (k_y). Кроме этого, через коэффициент k_x учитывается сопротивление тангенциальному сдвигу материала поверхности.

В области углов, где $\delta(\alpha) > l_x(\alpha)$, сопротивление движению частицы создается не силой трения, а тангенциальной деформацией материала. Так как $\delta > l_x$, не вся возможная деформация может быть реализована, поэтому общая сила сопротивления должна уменьшаться. Проверка этого вывода проводилась на установке, позволяющей фиксировать угол атаки и угол отскока частицы при ударе по поверхности образца. Использовался стальной шарик диаметром 4,2 мм при скорости 5м/с. Модуль упругости резинового образца из резины на основе каучука СКС-30 $E=5\text{МПа}$.

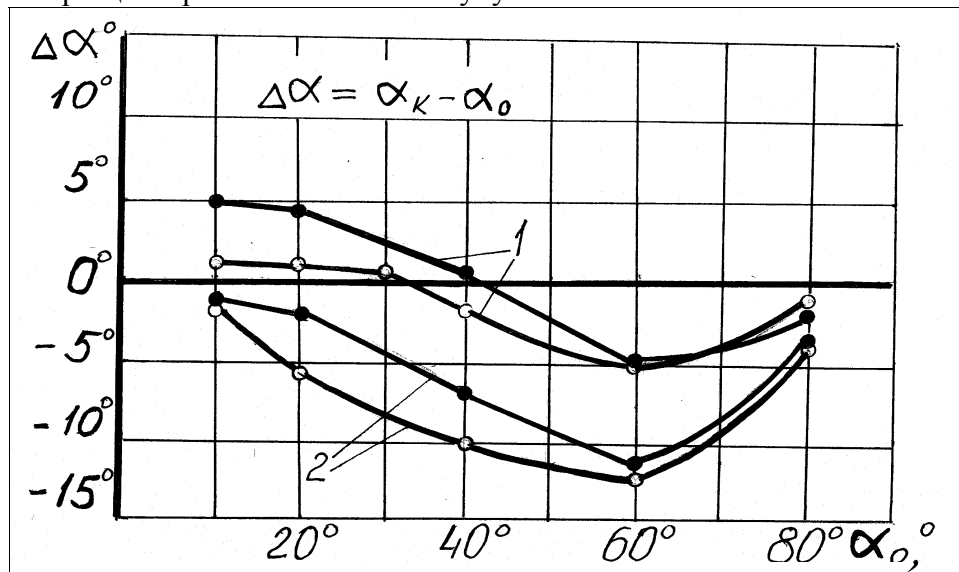


Рис.3. Зависимость угла отскока от вида резины и угла атаки: 1 – резина на каучуке СКД, 2 – резина на каучуке СКС-30, ● – без пленки, ○ – с пленкой фторопласта

На рис.2 показано изменение коэффициента трения, т.е. силы сопротивления движению при изменении угла атаки. Коэффициент трения резко уменьшается с увеличением угла атаки и принимает значения, резко отличающиеся от данных, которые были получены при определении коэффициента трения скольжения на машине трения. Это указывает на правильность вывода о том, что изменение отношения l_x / δ ведет к снижению силы сопротивления, так как полная деформация не может реализоваться. Внешнее трение переходит во внутреннее трение материала, а коэффициент трения переходит в коэффициент сцепления. Этот вывод получил подтверждение при искусственном снижении адгезионной составляющей трения. Для этого поверхность образца закрывалась пленкой из фторопласта

толщиной 0,03 мм. На рис.3 видно, что при этом угол отскока уменьшался на малых углах и не изменялся на больших. Соответственно изменялся коэффициент трения. Уменьшение трения на больших углах атаки не оказало влияния на величину силы сопротивления перемещенного шарика при ударе.

В результате теоретических и экспериментальных исследований установлены основные характеристики фрикционного контакта при ударе. Получены соотношения скоростей до и после удара, продолжительность активной и пассивной фазы удара, взаимосвязь угла атаки и отскока, характер относительного движения частицы при изменении угла атаки и зависимость силы сопротивления при ударе от угла атаки и коэффициента трения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. М.: Мир, 1989. 510 с.
2. Копченков В.Г. Влияние фрикционного контакта на траекторию движения твердой частицы при ударе //Физика и механика фрикционного контакта: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2000. С. 8-13.
3. Основы расчета на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.

УДК 621.821; 621.822

И. Л. Абрамов

Тверской государственной технической университет

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МОДИФИЦИРОВАННЫХ МАГНИТНЫХ МАСЕЛ

Свойства магнитожидкостных узлов трения в значительной степени определяются реологией смазывающей среды. При низких скоростях сдвига от вязкости зависит количество масла, попадающего в зону трения, а следовательно, и режим трения. Вязкость при высоких скоростях сдвига определяет тепловой режим работы узла трения и несущую способность смазочного слоя. Весьма большое значение имеет также и температурная зависимость вязкости. Например, для тяжело нагруженных гидродинамических подшипников желательно, чтобы вязкость слабо зависела от температуры, а для слабонагруженных высокоскоростных подшипников весьма желательным эффектом является снижение вязкости смазочной среды при разогреве.

При небольших скоростях сдвига (до 100 c^{-1}) магнитные масла на основе диэфиров карбоновых кислот ведут себя как вязкопластические сре-

ды. Масла имеют предельное напряжение сдвига, значение которого тем меньше, чем более пологий характер имеет зависимость напряжения сдвига от скорости сдвига, то есть, чем ниже вязкость базовой дисперсионной среды масла.

Введение присадок и наполнителей оказывает влияние на реологические свойства магнитных масел, во многих случаях приводя к увеличению вязкости. Учитывая, что магнитные масла на основе диэфиров карбоновых кислот сами обладают высокой вязкостью, необходимым условием применения наполнителей становится незначительное увеличение вязкости масла при введении в него наполнителя в эффективной концентрации [1].

Поэтому были проведены исследования реологических свойств магнитных масел на основе диоктилсебагината (ДОС), дибутилсебагината (ДБС), а также динонилфталата (ДНФ). В качестве присадки, улучшающей трибосвойства магнитных масел, использовался наполнитель, в состав которого входили мелкодисперсная медь (средний размер частиц $0,1 \pm 0,05$ мкм), стабилизатор ИХОС ЗН2ТЭ и диэфир карбоновой кислоты в качестве дисперсионной среды. Исследования проводились на ротационном магнитном вискозиметре МВР-Б. Полученные зависимости напряжения сдвига от скорости сдвига представлены на рис. 1.

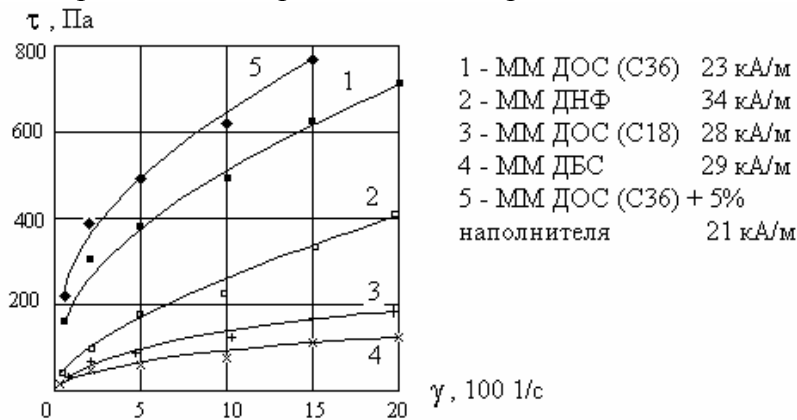


Рис. 1. Зависимость напряжения сдвига от скорости сдвига

С увеличением скорости сдвига линейность зависимости напряжения сдвига от скорости нарушается, пластическая вязкость масла снижается. Это можно объяснить постепенным разрушением структуры, образованной дисперсными частицами под действием сдвиговых напряжений [2].

Температурная зависимость вязкости магнитных масел представлена на рис. 2.

По мере возрастания температуры, вязкость магнитных масел снижается, что вызвано аналогичной зависимостью для чистых дисперсионных сред, хотя у них зависимость выражена круче.

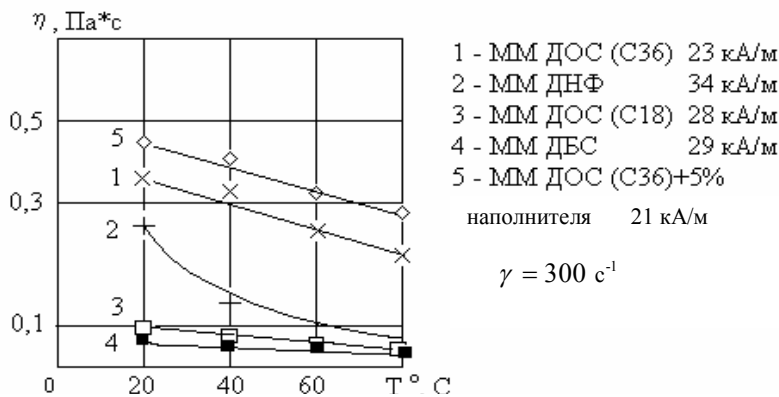


Рис. 2. Зависимость вязкости ММ от температуры

Из рис. 1 и 2 видно, что, в частности для ММ ДОС (С36), различия в значениях напряжения сдвига для чистого и модифицированного масел лежит в пределах до 10%, а различия в значениях температурной зависимости вязкости – в пределах до 20%. Такой рост является приемлемым при использовании модифицированных ММ в магнитожидкостных узлах трения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Болотов А.Н. Триботехника магнитопассивных и магнитожидкостных подшипниковых опор скольжения: Дисс. ... докт. техн. наук. М.: 1993.
2. Бибик Е.Е. Реология дисперсных систем Л.: изд. Ленинградского университета. 1981. 172 с.

УДК 621.891

А.Н. Болотов, В.Л. Хренов, Д.А. Зоренко
Тверской государственной технической университет

РАЗГРУЗКА НАПРАВЛЯЮЩИХ СТАНКОВ С ПРОГРАММНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ

Конструкции направляющих подвижных узлов автоматического оборудования механической обработки отличаются большим разнообразием. Необходимость повышения производительности и точности обработки определили особенности требований к направляющим: точность перемещения узла по заданной программной траектории и выход в требуемую координату; плавность перемещения, особенно на малых подачах; высокую жесткость, износостойкость, долговечность; простоту изготовления.

Использование традиционных направляющих качения часто ограничивается их низкими демпфирующей способностью и износостойкостью, нестабильностью настройки тел качения, высокой стоимостью изготовления и эксплуатации. Для программируемых автоматических станков наиболее перспективны направляющие, обеспечивающие малое стабильное трение и обладающие положительным комплексом свойств опор скольжения. В точных станках гибких производственных систем в настоящее время находят успешное применение направляющие скольжения с гидростатической и неполной пневматической разгрузкой [1].

В Тверском государственном техническом университете впервые предложен метод магнитоэлектрической разгрузки опор скольжения [2]. Накоплен опыт расчета, конструирования и использования опор и направляющих скольжения с разгрузкой постоянными магнитами [3].

На кафедре “Металлорежущие станки и инструменты” с использованием предложенных методик, разработана система разгрузки для направляющих скольжения суппорта серийно выпускаемого токарно-винторезного станка с числовым программным управлением 16К20Ф3. Отличительная особенность конструктивного решения заключается в простоте, невысокой стоимости и возможности реализации путем модернизации имеющегося в лаборатории станка. Суппорт осуществляет продольную подачу револьверной головки, перемещаясь по плоской и треугольной чугунным направляющим. Разгружающие системы установлены в местах, предусмотренных для прижимных планок. Возникающее при этом притяжение через зазор действует против нагрузки на направляющие. Каждая разгружающая система состоит из двух элементарных с магнитами марки 11КА135 и может установочно перемещаться для изменения рабочего зазора и соответственно изменения разгружающего усилия.

Нагрузка суппортного блока с револьверной головкой на направляющие составляет около 2 кН. При рабочем зазоре магнитной системы 0,2 мм достигается усилие разгрузки до 75%. При этом коэффициент трения покоя f_0 снижается с 0,26 до 0,065.

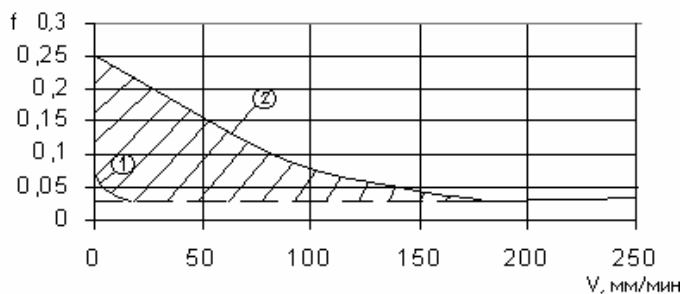


Рис. Изменение коэффициента трения при различных скоростях скольжения с разгрузкой (1) и без нее (2)

На рис. представлено изменение характера трения суппорта в зависимости от скорости скольжения при использовании магнитной разгрузки. Направляющие скольжения суппорта в заводском

исполнении, как правило, работают в режиме смешанного трения, при котором смазка не разделяет полностью трущиеся поверхности. Только при скорости $V_{ск} = 180$ мм/мин достигается область жидкостного трения с $f = f_{ж} = 0,03$. Применение разгрузки позволяет достичь уровня жидкостного трения при $V_{ск} = 6$ мм/мин (график 1) и в несколько раз уменьшить скачкообразное изменение коэффициента трения при переходе от покоя к движению. Заштрихованная область на рис. 1 соответствует трению при изменении степени разгрузки от нуля до максимума.

Проделанная работа подтверждает технико-экономическую целесообразность использования разгрузки постоянными магнитами направляющих скольжения программируемых автоматических станков. При этом достигается уровень трения, типичный для жидкостного смазывания, уменьшается неравномерность перемещений при конструктивной простоте и малой стоимости.

Примечание [Д1]:

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Технологическое оборудование ГПС. Под ред. А.И. Федотова. Л.: Политехника, 1991. 320 с.
2. А.с. 867520 СССР, МКИ В23Q 1/ 02. Устройство для разгрузки направляющих станков.
3. Болотов А.Н., Хренов В.Л. Триботехника подшипниковых опор и направляющих скольжения с магнитной разгрузкой. // Трение и износ. 1995. Т.16. № 6. С. 1048 – 1070.

УДК 621.891

И.К. Морозихина

Тверской государственный технический университет

ИЗНАШИВАНИЕ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ПРИВОДА ФРЕЗЕРУЮЩИХ ТОРФЯНЫХ МАШИН

В современных конструкциях фрезеров наметилась тенденция к использованию двух и трехпоточных приводов, каждый из которых передает нагрузку только на две соединенные с редуктором секции фрез. Это позволяет обеспечить более равномерную нагрузку элементов привода и повысить надежность и долговечность зубчатых передач. Многопоточный привод предполагает увеличение расхода трансмиссионного масла, научно обоснованная замена которого после выработки срока службы является существенным резервом экономии дефицитных нефтепродуктов.

В процессе работы фрезеров в сильно запыленных условиях происходит накопление в трансмиссионном масле торфяных частиц, образующих органические и минеральные примеси, а также продуктов износа зуб-

чатых передач. Органические примеси ускоряют процесс окисления масла, снижая несущую способность масляной пленки, а минеральные примеси вместе с продуктами износа интенсифицируют процесс разрушения рабочих поверхностей зубьев. Сложность рассматриваемого явления очевидна. Поэтому экспериментальные исследования влияния степени загрязнения трансмиссионного масла на долговечность зубчатых передач торфяных машин имеют важное практическое значение.

Для проведения указанных исследований был создан лабораторный стенд, работа которого основана на методе нагружения по принципу замкнутого силового контура. Замкнутый контур представляет собой четыре цилиндрических редуктора фрезера МТФ-14А, соединенных попарно втулочно-пальцевой и фланцевой муфтами, а образованные пары – карданными валами. Фланцевая муфта используется также в качестве нагружающего устройства.

Нагружая зубчатые передачи с максимальным длительно действующим моментом 303Нм и ведя испытания непрерывно, срок службы редуктора можно выработать за 1600 часов, в течение которых зубчатая передача получит ту же степень усталости, что и за 5000 час, при действии постоянной расчетной нагрузки в 182 Нм. Таким образом, при ежедневной двадцатичасовой работе стенда достаточно трехмесячного срока для проверки расчетной долговечности привода. Величина крутящего момента в контуре стенда устанавливается в начале и контролируется в конце каждой смены. Если величина крутящего момента уменьшается более чем на 5-10 %, то производится дозакрутка торсионных валов с помощью фланцевой муфты.

Асинхронный электродвигатель переменного тока 4А13254 мощностью $P_d = 7,5$ кВт при $n_d = 1455$ об/мин, через трех-ручьевую клиноременную передачу и вариатор приводит во вращение зубчатые колеса замкнутого контура. Установка рабочей частоты вращения карданных валов ($n_k = 793$ об/мин) производится с помощью вариатора. Контроль скорости вращения осуществляется тахометром в начале и конце каждой смены.

Контроль мощности, потребляемой приводом стенда, позволяет оценить состояние его деталей. По повышенному расходу мощности можно судить о неисправностях в замкнутом контуре. Замеры мощности производятся с помощью измерительного комплекта К 50 в начале и конце каждой смены.

Для смазки зубчатых передач в каждый редуктор заливается 1,3 литра трансмиссионного масла для промышленного оборудования (ТУ 38101529-75), представляющего собой неочищенный остаток прямой перегонки нефти, содержащий значительное количество смол, асфальтенов и других продуктов, склонных к глубокому окислению при повышенных температурах [1]. В связи с этим требуется постоянный контроль темпе-

ратуры масла в каждом редукторе. Для замера температуры установлены термомпары, с помощью которых по прибору фиксируется температура масла в начале и конце каждой смены.

Для оценки влияния степени загрязнения трансмиссионного масла на долговечность зубчатых передач в каждый, из трех редукторов кроме контрольного, соответственно добавляется к объему масла 1,3 и 5 % торфяной пыли с диаметром частиц до 1 мм, взятой с металлоконструкции работающего фрезера. Измерение величины износа зубьев позволяет оценить состояние зубчатых передач, так как срок их службы ограничивается либо абразивным износом, либо усталостным выкрашиванием рабочих поверхностей зубьев. Износ определяется как разность хордальных толщин зубьев, измеряемых штангензубомером до и после испытания. Измерение хордальных толщин зубьев и площади усталостного выкрашивания их рабочих поверхностей производится через каждые 240 часов работы стенда. В это же время оценивается качество трансмиссионного масла по ТУ 38101529-75 и возможность его дальнейшего использования.

Исследования И.В.Крагельского и Т.Я. Ямпольского по абразивному износу зубчатых передач показали, что величина износа двух зубьев в шестерне может отличаться в два раза и более. Это подтверждает возможность использования результатов износа рабочих поверхностей зубьев зубчатых колес всех испытываемых редукторов.

Как показали стендовые испытания, износ профилей зубьев по высоте в среде трансмиссионного масла с различной концентрацией в нем торфяной пыли имеет классический характер, заключающийся в увеличении количества изношенного материала от полюсной линии к периферии зуба, т.е. к месту повышенного скольжения. Причем наибольший износ наблюдается на ножках зубьев и реже – на головках. Максимальная температура поверхности контакта в нижней точке активного профиля зуба у его ножки приводит к резкому понижению вязкости масла и уменьшению толщины масляной пленки.

Зависимости наибольших средних износов на ножках зубьев от суммарного количества циклов их нагружения для нижней шестерни ($z=18$), соединяемой с фрезами, и верхней шестерни ($z=20$), соединяемой с карданным валом, близки к линейным, но с точками перелома при числе циклов нагружения нижней шестерни $N=9,43 \times 10^6$ и верхней $N=8,48 \times 10^6$ для всех рассматриваемых концентраций торфяной пыли в масле. Снижение интенсивности износа после точки перелома можно объяснить резким повышением вязкости масла при его длительном старении, которая способствует увеличению толщины масляной пленки в контакте и расширению зоны жидкостного трения.

Как показали исследования, торфяная пыль в трансмиссионном масле снижает интенсивность изнашивания рабочих поверхностей зубьев.

Причем чем выше концентрация торфяной пыли в масле, тем меньше износ. Процентное соотношение износов зубьев нижней и верхней шестерен при одинаковом по контактной выносливости числе циклов нагружения рабочих поверхностей зубьев и различной концентрации торфяной пыли в масле редукторов, а также процентное соотношение износов на одних и тех же шестернях для вышеуказанной долговечности приведенной в таблице.

Таблица. Процентное соотношение износов зубьев

Объемная концентрация торфяной пыли в масле, %	$\frac{h_{20} - h_{18}}{h_{20}} \times 100\%$	$\frac{h_o - h_i}{h_o} \times 100\%$	
		$z = 18$	$z = 20$
0	25,67	-	-
1,0	20,00	5,45	12,60
3,0	12,15	10,91	24,32
5,0	1,12	18,18	39,86

В таблице h_{18} – износ на зубьях нижней шестерни; h_{20} – износ на зубьях верхней шестерни; h_o – износ зубьев на чистом трансмиссионном масле; h_i – износ зубьев при соответствующей концентрации торфяной пыли в масле.

Анализируя данные таблицы, можно отметить, что при отсутствии торфяной пыли в трансмиссионном масле наибольший износ наблюдается на рабочих поверхностях зубьев верхней шестерни, который превышает износ зубьев нижней шестерни на 25,67%. С увеличением концентрации торфяной пыли это соотношение уменьшается, и при 5-процентной концентрации износ зубьев рассматриваемых шестерен почти выравнивается. Указанное явление можно объяснить тем, что нижние шестерни полностью погружены в масло и между контактируемыми зубьями образуется такой слой масла, при котором обеспечивается наименее возможный износ. Что касается верхней шестерни, то масляный слой в зацеплении будет тоньше из-за скудного поступления масла в зону контакта, осуществляемого зубьями промежуточного колеса, окунаемого в масло, и масляного тумана, образуемого при разбрызгивании масла в картере. С увеличением концентрации торфяной пыли в трансмиссионном масле вязкость его воз-

растает, подача в зону контакта увеличивается, а следовательно, увеличивается и толщина масляного слоя между зубьями, что способствует снижению износа зубьев верхней шестерни.

Следует подчеркнуть, что наличие торфяной пыли в трансмиссионном масле может снизить износ. Так, при 5-процентной ее концентрации в масле износ зубьев верхней шестерни снижается на 39,86 % при суммарном количестве циклов нагружения $N = 13,047 \times 10^6$ по сравнению с ее работой на чистом масле.

Агрессивное влияние на износ зубьев минеральных абразивных частиц, длительное время находившихся в торфе, не зафиксировано. По-видимому, это обстоятельство связано с недостаточной их прочностью, полученной в лабораторных исследованиях, и возможной изоляцией от трущихся поверхностей органическими компонентами торфяной пыли.

Результаты испытаний позволяют:

1. Определить долговечность зубчатых передач при различной степени загрязнения трансмиссионного масла.
2. Выявить влияние торфяной пыли и температуры на старение трансмиссионного масла.
3. Установить экспериментально обоснованную периодичность замены трансмиссионного масла.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Товарные нефтепродукты, свойства и применение: Справочник. 2-е, перераб. и доп. / Под ред. В.М. Школьников. М.: Химия, 1973. С. 139-143.
2. Морозихина И.К. Стенд для испытания на долговечность цилиндрических зубчатых передач торфяных машин // XI научно-техническая конференция НТО Машпрома: Тез. докл. Калинин, 1987. С. 58-60.
3. Морозихина И.К. Исследование загруженности зубчатых передач привода фрезера МТФ-14 в производственных условиях // XIV научно-техническая конференция. Калинин, 1990.
4. Когаев В.П., Дроздов Ю.Н. Прочность и износостойкость деталей машин: Уч. пособие для маш. спец. вузов. М.: Высшая шк., 1991. С. 319.
5. Алгоритм оптимизации конструкции зубчатых передач с учетом температуры активной поверхности зубьев. Детали машин: Экспресс информация. 1987. № 13. С. 1-4.
6. Морозихина И.К. Исследование прочности абразивных частиц торфяной залежи с целью оценки их влияния на износ деталей машин // Совершенствование процессов добычи и переработки торфа: Сб. науч. трудов ВНИИТП. Л.: ВНИИТП, 1986. Вып. 57. С. 21-24.

ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННЫХ И ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ТОКОСЪЕМНИКОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

В данной работе продолжено изучение электрических и фрикционных характеристик материалов для токосъемников железнодорожного транспорта на углеграфитовой основе с пропиткой легкоплавкими металлами, начатое ранее [1].

В работе использована двухканальная установка для определения силы трения и переходного падения напряжения по схеме плоскость-сфера с постоянной скоростью движения рабочего органа.

Величину силы трения определяют с помощью тензометрических датчиков. Измерения осуществляются как при прямом, так и при обратном ходе платформы. Переходное падение напряжения на контакте измеряют микровольтметром при постоянной силе тока через контакт. Система подвода электрического тока служит для пропускания электрического тока определенной величины через контакт сфера-пластина.

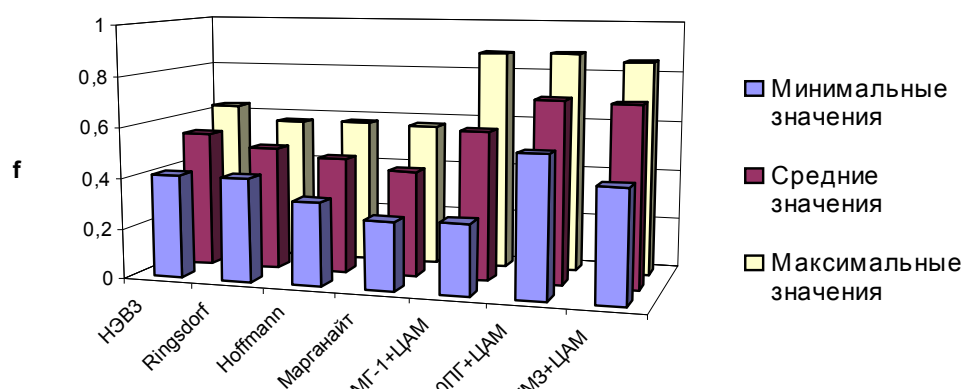


Рис. 1. Коэффициент трения

Образцами для испытаний служат медная пластина размером 45x15x1,5 мм и сферическая контакт-деталь, выполненная в виде стержня диаметром 5 мм со сферическим окончанием. Испытания проводят при следующих режимах: нагрузка на контакт – 70 г, сила тока через контакт – 10 мА, путь трения – 1000 м. Результаты испытаний приведены на рис. 1-5.

Величина коэффициента трения для исследованных ранее материалов МГ-1+ЦАМ, ЗОПГ+ЦАМ, ГМЗ+ЦАМ в паре с медью меняется в пределах $f=0,5...0,7$ [1]. Коэффициент трения для вновь исследованных материалов НЭВЗ (Новочеркасский электровозостроительный завод) Ringsdorf,

Hoffmann, Марганайт в паре с медью несколько ниже и лежит в диапазоне $f=0,4...0,55$, что соответствует граничному режиму трения.

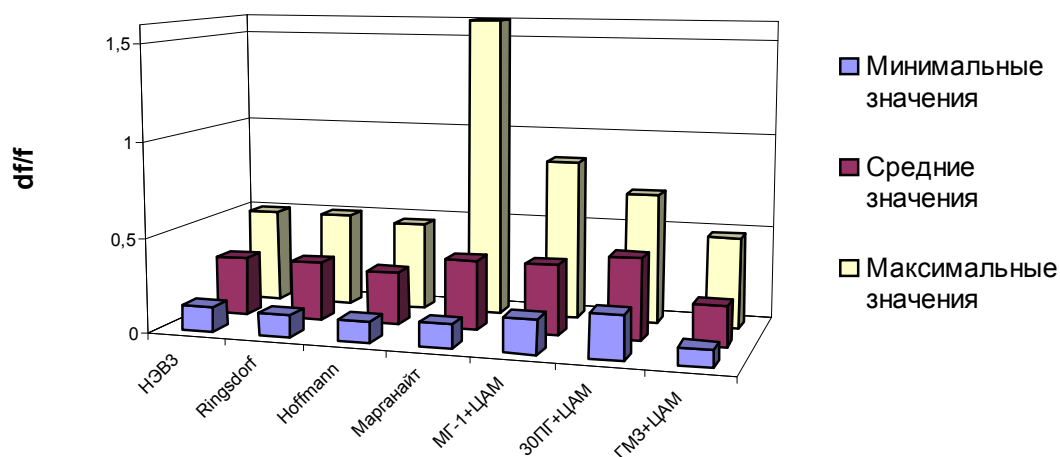


Рис. 2. Нестабильность коэффициента трения

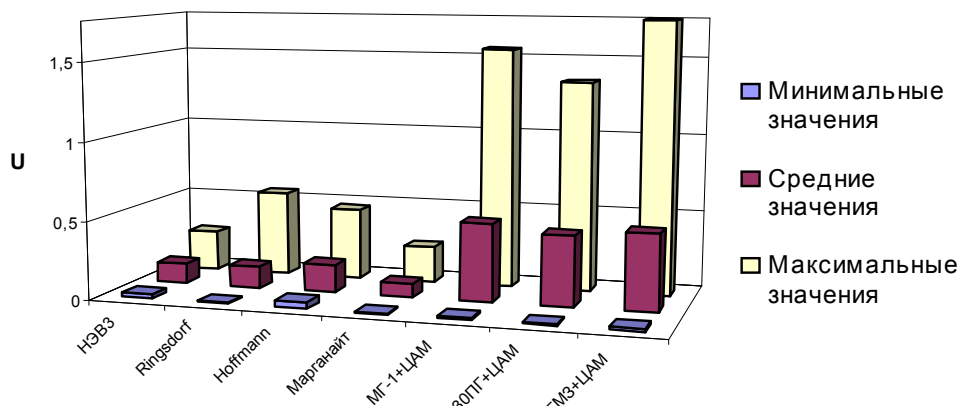


Рис. 3. Среднее значение переходного падения напряжения

Коэффициент трения ведет себя достаточно стабильно для всех вновь исследованных материалов на протяжении всего пути трения. Среднее значение нестабильности коэффициента трения лежит в пределах от 0,28 до 0,37, что также ниже, чем для исследованных ранее материалов, для которых эта величина лежит в пределах от 0,21 до 0,45.

Переходное падение напряжения ведет себя практически одинаково для всех вновь исследованных материалов: наблюдается небольшой рост этой величины на протяжении всего пути трения. Переходное падение напряжения, средние значения которого лежат в диапазоне $U_{cp}=0,09...0,18$, существенно ниже, чем для исследованных ранее материалов. Для ранее исследованных материалов эта величина находится в пределах $U_{cp}=0,45...0,5$.

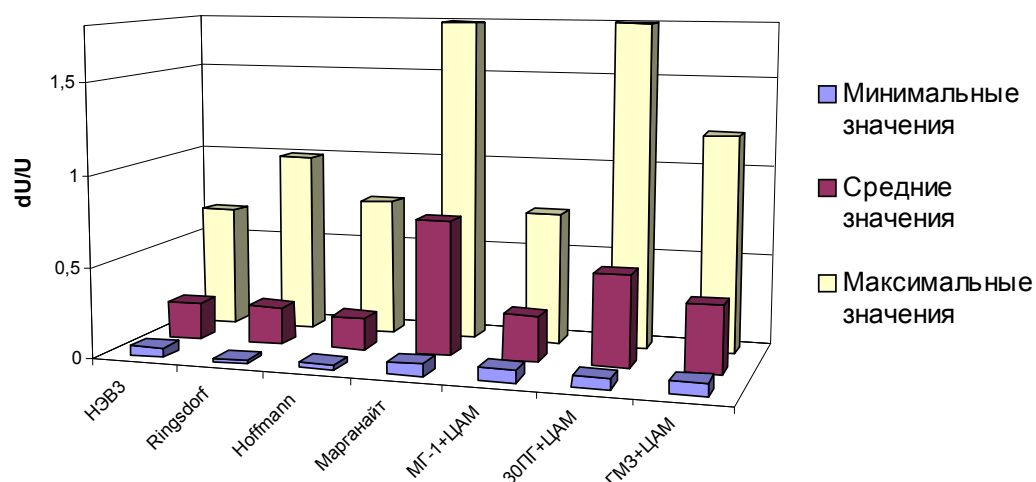


Рис. 4. Нестабильность переходного падения напряжения

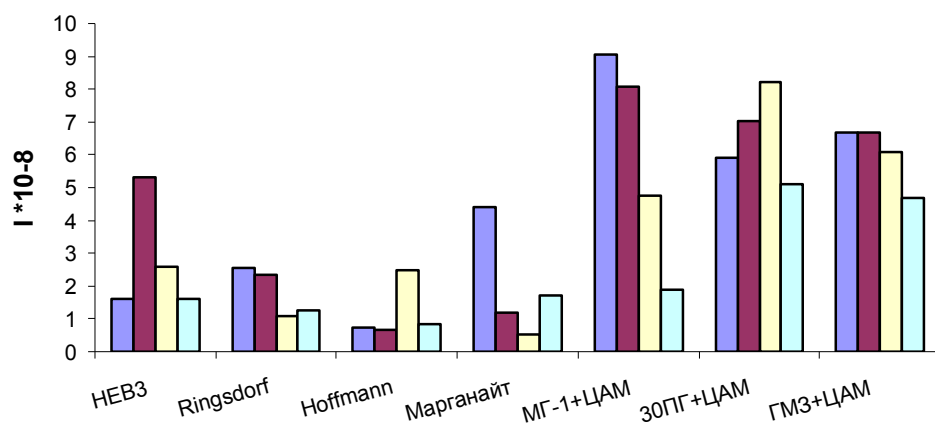


Рис. 5. Линейная интенсивность изнашивания

Величина интенсивности изнашивания вновь исследованных материалов имеет порядок 10^{-8} , что также характерно для граничного трения. Особенно следует отметить материалы марок Hoffmann и Ringsdorf, средняя величина интенсивности изнашивания которых равна $1,2 \times 10^{-8}$ и $1,8 \cdot 10^{-8}$ соответственно.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Измайлов В.В., Иванова А.А. Исследование композиционных материалов для токоъемников железнодорожного транспорта // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 1999. С. 60-65.

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЙ ЭКСПЕРИМЕНТ НА ОРБИТЕ ВОКРУГ ЛУНЫ

Дальнейшее развитие космонавтики связано с созданием спутников, космических станций и межпланетных летательных аппаратов с длительными сроками функционирования. При этом значительный интерес представляет поведение фрикционных сопряжений в открытом космосе, т.к. по условиям эксплуатации космических объектов целый ряд механизмов и узлов работает вне герметизированных отсеков и подвержен воздействию факторов космического пространства. Кроме того, очень важно знать корректность наземных испытаний антифрикционных материалов и узлов трения в созданных вакуумных установках. С учетом некоторых различий в параметрах ближнего и дальнего космоса нами были проведены триботехнические испытания на орбите вокруг Луны с тем, чтобы, во-первых, сравнить наземные результаты с летными, во-вторых, полученные летные результаты могли бы быть использованы при разработках узлов трения механизмов перспективных межпланетных космических аппаратов.

С этой целью на НПО им. С.А.Лавочкина создан автономный прибор "имитатор трения" (ИТ) (рис. 1), предназначенный для исследования триботехнических характеристик антифрикционных материалов и покрытий в наземных условиях в вакууме и газовых средах, а также на борту любого космического аппарата. На рис. 2 приведены кинематические схемы испытательных узлов трения.

В комплект ИТ входят: автономный прибор ИТ (габариты 315x180x230 мм, масса 4,0 кг), два пятиканальных тензометрических преобразователя (габариты 225x120x170 мм, масса 3,0 кг) и блок управления испытываемыми узлами (240x60x180 мм, масса 1,5 кг). Автономный прибор потребляет электрический ток 0,4 А с постоянным напряжением 27 В. Испытания проводятся по двум схемам: вал-втулка с закрытой поверхностью трения и диск-индентор с открытой поверхностью трения. Одновременно испытываются девять узлов трения: три узла вал-втулка и шесть узлов диск-индентор. Момент трения в испытываемых узлах определяется упругими тензобалками с наклеенными на них тензорезисторами. Сигнал с тензорезисторов поступает на тензометрический преобразователь, с которого передается на любой регистрирующий прибор-осциллограф или на бортовую систему телеметрии КА при испытании в космическом пространстве.

Для отработки конструкции и проведения наземных и натурных испытаний было изготовлено пять приборов ИТ. Приборы ИТ прошли про-

изводственные испытания и были допущены для проведения триботехнических лабораторных и летных испытаний.

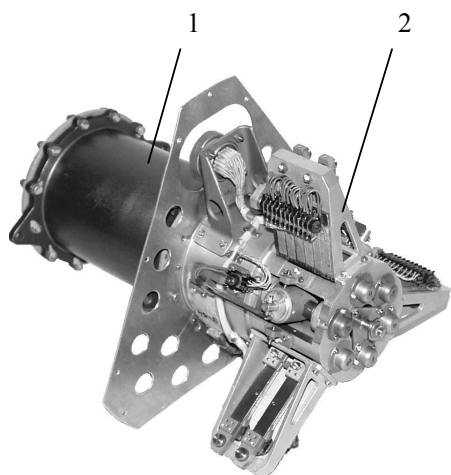


Рис. 1. Общий вид прибора "имитатор трения":

- 1 – электромеханический привод;
- 2 – блок испытательных узлов трения*

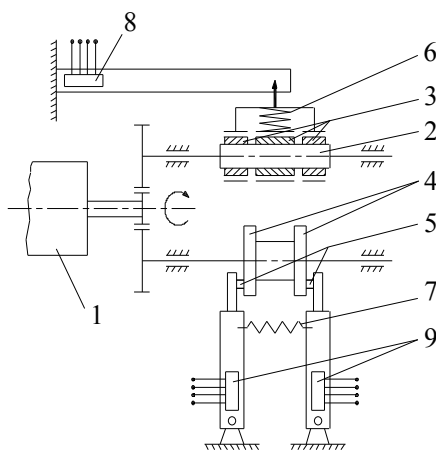


Рис. 2. Кинематические схемы испытательных узлов трения:

- 1 – электромеханический привод;
- 2,3 – вал-втулка;
- 4,5 – диск-индентор;
- 6,7 – нагрузочные пружины;
- 8,9 – тензометрические балки

Лабораторным испытаниям подвергались два прибора ИТ. Испытания проводились в вакуумных установках, основными составными частями которых являются вакуумная камера и средства откачки. Вакуумная камера изготовлена из коррозионно-стойкой стали и снабжена криогенным цилиндрическим экраном, охлаждаемым жидким азотом. Откачные средства состоят из механического насоса и высоковакуумного диффузионного насоса с охлаждаемой ловушкой, обеспечивающие остаточное давление $P_{ост} = 10^{-6}$ мм.рт.ст. (10^{-4} Па) с точностью $\pm 30\%$.

Смонтированные в вакуумных камерах установок два прибора ИТ, в неработающем состоянии, выдерживались в течение 3-х суток в вакууме. Затем включался привод и проводились ресурсные испытания. Общее время нахождения ИТ в вакууме от 10^{-5} мм.рт.ст. до 10^{-6} мм.рт.ст. равно 47 суткам. Ресурс работы антифрикционного покрытия был на одном приборе ИТ – 143 часа, на другом – 118 часов. Средние значения коэффициентов трения в лабораторных условиях составили:

*Блок испытательных узлов трения спроектирован при участии института оптико-физических измерений под руководством профессоров А.А.Силина и Е.А.Духовского.

– для схемы вал-втулка: при включении – 0,23, в установившемся режиме работы – 0,06...0,08;

– для схемы диск-индентор: при включении – 0,15, в установившемся режиме работы – 0,04...0,06.

Различия в коэффициентах трения покрытия, полученные на двух типах испытательных узлов, объясняются различиями в коэффициенте взаимного перекрытия трущихся поверхностей.

Летный прибор ИТ был установлен на внешней части КА "Луна-22". Перед пуском КА на стартовой позиции была проведена оценка исходного значения коэффициента трения твердого смазочного покрытия во всех испытательных узлах трения. В течение 15 секунд на телеметрическую пленку наземной аппаратуры записывали величину силы трения, по которой рассчитывались коэффициенты трения. Средние значения коэффициентов трения на стартовой позиции составили:

– для схемы вал-втулка: при включении – 0,27; через 5 сек работы – 0,24; через 10 сек – 0,24; через 15 сек – 0,24;

– для схемы диск-индентор: при включении – 0,17...0,27; через 5 сек – 0,16...0,17; через 10 сек – 0,16...0,17; через 15 сек – 0,16.

Впервые в мировой практике был осуществлен длительный эксперимент по исследованию триботехнических характеристик твердого смазочного покрытия в условиях космоса на орбите вокруг Луны. За 15 месяцев активного существования космического аппарата с прибором ИТ было проведено 18 сеансов связи. За указанный период, суммарное время работы прибора составило 128 часов.

Первое включение прибора ИТ состоялось через тридцать двое суток после запуска аппарата. Этот период выбран с целью установления влияния факторов космического пространства на конструкцию и измерительные системы ИТ, на выявление процесса сублимации адсорбированных газов, паров воды и очистки поверхностей трения антифрикционного покрытия.

Первые секунды работы испытываемых узлов показали практически тот же результат по измерению силы трения, который был получен на стартовой позиции. Это можно объяснить тем, что исходный поверхностный слой покрытия сохранился неизменным в течение тридцати двух суток при воздействии факторов космического пространства.

Средние значения коэффициентов трения на орбите составили:

– для схемы вал-втулка: при включении прибора – 0,24...0,27; в установившемся режиме работы на орбите – 0,12...0,14; через 10 часов работы ИТ – 0,10...0,12; к концу 15-ого месяца работы на орбите Луны – 0,03...0,04;

– для схемы диск-палец: при включении прибора – 0,16...0,18; в установившемся режиме работы на орбите – 0,09...0,10; через 10 часов рабо-

ты ИТ – 0,07...0,08; к концу 15-ого месяца работы на орбите Луны – 0,02...0,03.

Анализ полученных результатов испытаний в земных условиях и на орбите Луны свидетельствует о тенденции снижения коэффициентов трения твердого смазочного покрытия до некоторого предела после начала работы сопряжения, тенденция сохраняется независимо от числа включений прибора и продолжительности неподвижного контакта.

Сравнивая результаты испытаний образцов пар трения, полученных на наземных лабораторных установках и с помощью прибора ИТ на орбите вокруг Луны, можно сделать вывод об их удовлетворительной корреляции.

Это свидетельствует о том, что созданный комплекс наземного оборудования, включающий вакуумные установки, измерительную аппаратуру, средства и приемы подготовки к испытаниям, а также методические разработки, позволяют проводить корректные наземные испытания отдельных механических узлов трения космического аппарата и агрегатов в целом и с достаточной надежностью прогнозировать функциональные характеристики и работоспособность этих узлов в условиях космического пространства.

УДК 621.891

Н.Б. Демкин, Я.А. Судакова
Тверской государственной технической университет

ВЛИЯНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ И СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА НА ОБЪЕМ ЗАЗОРА СТЫКОВ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Трение и износ, являясь результатом взаимодействия выступов твердых тел, в значительной степени зависят от свойств контакта сопряженных поверхностей, важнейшими из которых являются фактическая и контурная площади контакта, сближение поверхностей под действием приложенной нагрузки, размеры пятен контакта и объем зазора между контактирующими поверхностями.

Объем зазора между контактирующими поверхностями является весьма существенным для протекания процессов трения и изнашивания. Объем зазора в значительной мере определяет эксплуатационные характеристики пар трения скольжения, в том числе износостойкость, коэффициент трения, температуру в зоне контакта, контактную жесткость и т.д. Объем зазора определяет маслосъемность узла трения, его демпфирующие свойства, тепловую и электрическую проводимость. Объем межконтактного пространства позволяет оценить максимальное количество смазки в контакте.

В настоящей работе, на основе модели контакта учитывающей упругие, пластические и упругопластические свойства материала, выполнены расчеты объема зазора плоских поверхностей. Для расчета выбраны стальные поверхности площадью 100 мм^2 , характеристики которых показаны в таблице: H – твердость, E – модуль упругости, R_p – высота сглаживания ($R_p \approx \frac{1}{2}R_z$), ν и tm – параметры распределения материала по высоте шероховатого слоя.

Таблица. Параметры поверхностей, для которых выполнялись расчеты

Материал	НВ, МПа	Е, ГПа	R_p , мкм	ν	tm
1.Сталь3	2000	200	10	3	0,5
2.Сталь3	2000	200	0,5	3	0,5
3.Ст.У8	6000	200	10	3	0,5
4.Ст.У8	6000	200	0,5	3	0,5
5.Сталь3	2000	200	1 - 20	3	0,5

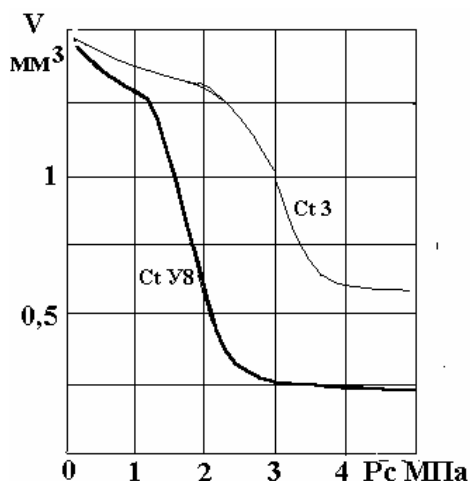


Рис. 1. Зависимость объема зазора от контурного давления для поверхностей с грубой шероховатостью

На рис. 1 показана зависимость объема зазора от контурного давления для поверхностей, имеющих сравнительно грубую шероховатость (№1 и №3 таблицы).

Как видно из рисунка, вначале объем зазора меняется, с увеличением давления, довольно медленно, затем быстро уменьшается и в дальнейшем меняется незначительно.

Такой ход зависимости объясняется двумя факторами: изменением напряженного состояния деформируемых выступов и увеличением числа выступов вступивших в контакт при возрастании нагрузки. По мере увеличения нагрузки вначале деформируются упруго и упругопластически наиболее высокие выступы, затем быстро растет упругопластическая и пластическая деформация выступов, поверхности сближаются, и объем зазора уменьшается, при этом в контакт вступает большое число новых выступов. При дальнейшем увеличении нагрузки фактическое давление на выступах меняется мало, поскольку число выступов, вступающих в контакт, быстро растет с ростом нагрузки, деформация невелика и, следовательно, объем

почти не меняется. При этом выступы поверхности из Ст.3 деформируются преимущественно пластически, а Ст.У8 – упругопластически.

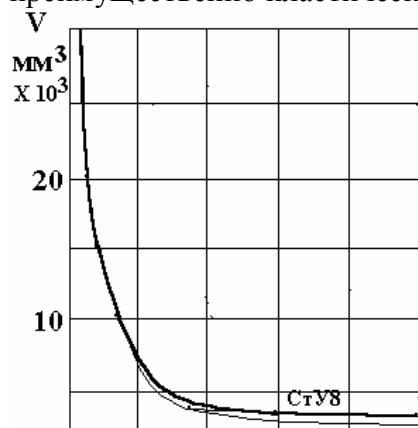


Рис. 2. Зависимость объема зазора от контурного давления для гладких поверхностей

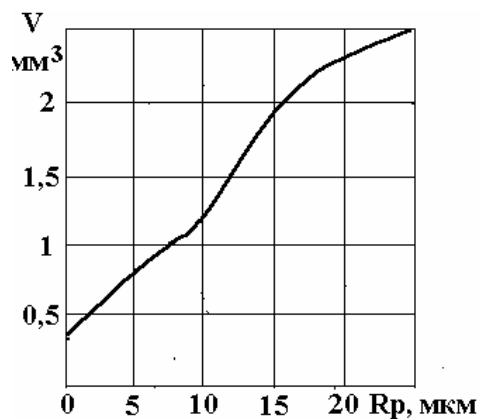


Рис. 3. Зависимость объема зазора от шероховатости поверхностей

При увеличении давления начиная с некоторой величины объем остается практически постоянным.

2. Для поверхностей высоких классов шероховатости (9-10) объем зазора меняется в зависимости от упругопластических свойств материала, формы и размеров выступов и закона их распределения. Поэтому даже для материалов с различной твердостью при увеличении давления объем зазора начиная с некоторого давления остается постоянным.

3. В зависимости от шероховатости объем зазора увеличивается для гладких поверхностей пропорционально высоте неровностей, для грубо обработанных поверхностей объем стремится к некоторой постоянной величине.

На рис. 2 представлена зависимость объема зазора от давления для гладких поверхностей (№2 и №4 таблицы). В этом случае, несмотря на различие твердостей материалов, кривые, выражающие зависимость объема от давления, практически совпадают.

Это объясняется тем, что главную роль играет упругая деформация выступов и упругопластическая – при напряжении, близком к предельному.

На рис. 3 показана зависимость объема зазора от высоты сглаживания выступов. При малой шероховатости

объем зазора растет пропорционально высоте неровностей, а при большой шероховатости рост зазора замедляется. Это объясняется уменьшением влияния шероховатости на деформацию контакта.

Выводы

1. На характер зависимости объема зазора от давления, для поверхностей 3-5 классов шероховатости, влияют твердость материала и распределение выступов по высоте (параметры v

и tm). При увеличении давления начиная с некоторой величины объем остается практически постоянным.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
2. Демкин Н.Б. Теория контакта реальных поверхностей и трибология // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С.1003-1025.
4. В.А.Алексеев и др. Расход газа через стык контактирующих поверхностей. Изв. вузов. Машиностроение 1976. № 6. С. 40-44.

УДК 539.62

К.А.Яковенков, В.М.Ярош

Научно-производственное объединение им. С.А.Лавочкина

ГЕРМЕТИЗАЦИЯ ВЫХОДНЫХ ВАЛОВ МЕХАНИЗМОВ КА

На космических аппаратах (КА) широко применяются различные приводы, токосъемники и другие механизмы, передающие вращательное движение. При этом вращательное движение, как правило, передается из герметичного объема в вакуум. Для таких механизмов важной задачей является обеспечение герметизации выходного вала, конструктивное выполнение которой обеспечивало бы минимальные потери на трение и минимальную разность между моментом трения страгивания ($M_{стр}$) и моментом трения установившегося вращения ($M_{уст}$). Традиционно применяемые для герметизации вращающихся валов контактные уплотнения обладают повышенными потерями на трение. Так при герметизации вала диаметром 85 мм двумя резиновыми кольцами $M_{стр}$ составляет 60 кГс·см, а $M_{уст}$ – 42 кГс·см. Поэтому эти уплотнения не удовлетворяют вышеуказанным требованиям.

Наиболее эффективным и перспективным уплотнением для герметизации выходных вращающихся валов механизмов КА является магнито-жидкостное уплотнение (МЖУ), так как оно обладает рядом существенных преимуществ [1]:

- имеет малые собственные потери на трение;
- обеспечивает практически полную герметичность;
- исключает износ контактирующих с уплотнителем поверхностей;
- обладает эффектом самовосстановления в случае аварийного прорыва уплотняемой среды.

Простейшая конструкция МЖУ (рис.) состоит из кольцевого магнита 1 и двух кольцевых полюсов 2. Рабочие поверхности полюсов выполнены в виде зубцов. Магнитный поток, создаваемый постоянным магнитом, удерживает магнитную жидкость 3 в зазоре между неподвижными полю-

сами и вращающимся валом 4, тем самым обеспечивая его герметизацию. Статические зазоры герметизируются с помощью прокладок 6.

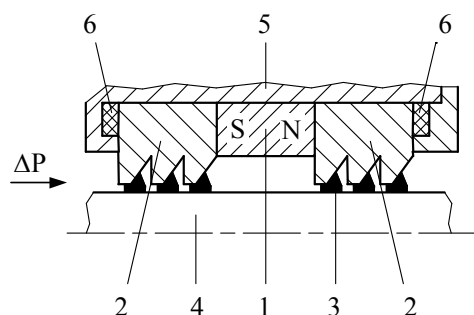


Рис. Простейшая конструкция МЖУ

С помощью подобных МЖУ были герметизированы такие механизмы, как привод антенн (диаметр выходного вала 8 мм) и токосъемное устройство (диаметр выходного вала 30 мм). Выходной вал в этих механизмах вращается со скоростью не более 3 об/мин. Привод антенн предназначен для осуществления ориентации в пространстве максимума диаграммы направленности антенны, а токосъемное устройство – для обеспечения передачи электроэнергии с

вращающихся элементов.

При эксплуатации под воздействием внешних факторов технические характеристики уплотнения могут измениться. Поэтому, с целью оценки запаса по ресурсу и хранению МЖУ, был проведен комплекс исследований, включающий в себя испытания на хранение, ресурсные испытания и термоиспытания. Исследования проводили на макетах МЖУ, изготовленных с сохранением всех материалов и геометрических размеров МЖУ штатных механизмов.

В ходе испытаний контролировали основные служебные характеристики МЖУ: $M_{стр}$, $M_{уст}$, критический перепад давлений, удерживаемый уплотнением ($\Delta P_{кр}$), и герметичность. При этом герметичность, исходя из характера пробы МЖУ при превышении действующим перепадом давлений значения $\Delta P_{кр}$, контролировали по величине $\Delta P_{кр}$. По разности между текущим и допустимым значениями контролируемого параметра (таблица) определяли запас по ресурсу и хранению.

Таблица. Эксплуатационные требования, предъявляемые к МЖУ

Механизм	Диапазон рабочих температур	$M_{стр}$, кГс·см, не более	$M_{уст}$, кГс·см, не более	Давление в герметизируемом объеме, кГс/см ²	
				в начале эксплуатации	в конце эксплуатации
Привод антенн	от -40°C до +40°C	0,72	0,42	1,10	0,05
Токосъемное устройство	от -10°C до +90°C	3,60	3,10		

Испытания на хранение проводили параллельно ресурсным испытаниям. При этом раз в месяц определяли $M_{стр}$ и $M_{уст}$ и раз в три месяца – герметичность. Измерения проводили в нормальных климатических условиях (НКУ) при частоте вращения вала 3 об/мин. При хранении макеты находились в статике (с неподвижным валом) в НКУ. Ресурсные испытания включали в себя испытания макетов, находящихся в статике при температуре на корпусе МЖУ 90°C. В ресурсные испытания входили также испытания макетов, находящихся в режиме герметизации сред вакуум – атмосферный воздух (вакуум не хуже 10^{-4} мм рт. ст.) при температуре на корпусе МЖУ 90°C и частоте вращения вала 15 об/мин. В этих же условиях раз в месяц определяли герметичность.

Раз в три месяца проводили термоиспытания. Испытания велись на макетах, снимаемых на этот период с испытаний на хранение и ресурсных испытаний. В процессе термоиспытаний определяли $M_{стр}$ и $M_{уст}$. Измерения проводили при частоте вращения вала 3 об/мин в диапазоне температур от минус 50°C до 90°C.

В процессе ресурсных испытаний и испытаний на хранение значения моментов трения $M_{стр}$ и $M_{уст}$ имели постоянную величину. Для макетов МЖУ с диаметром вала 30 мм значения $M_{стр}$ и $M_{уст}$ составили соответственно 1 кГс·см и 0,425 кГс·см, а для макетов МЖУ с диаметром вала 8 мм соответственно 0,044 кГс·см и 0,026 кГс·см. При этом, по истечении 6 лет ресурсных испытаний макетов, находящихся в статике при температуре на корпусе МЖУ 90°C, величина $\Delta P_{кр}$ уменьшилась на 29%, а по истечении еще 1 года испытаний – еще на 22%. Проведенные термоиспытания показали увеличение величин $M_{стр}$ и $M_{уст}$ в области отрицательных температур. Так, для МЖУ с диаметром вала 8 мм $M_{стр}$ при температуре минус 40°C составил величину 0,65 кГс·см, а $M_{уст}$ – 0,096 кГс·см. Для МЖУ с диаметром вала 30 мм эти величины при температуре минус 10°C соответственно равны 2,85 кГс·см и 0,78 кГс·см. Но несмотря на повышение моментов трения и уменьшение $\Delta P_{кр}$ значения соответствующих величин не превышают допустимых (табл. 1).

В результате проведенных испытаний время хранения и ресурс составили по 8,5 лет. При этом запас этих характеристик не исчерпан.

Полученные результаты исследований подтверждаются эксплуатацией в натуральных условиях механизмов с уплотнением выходного вала с помощью МЖУ таких автоматических КА, как «Фобос», «Марс», «Банкир», ряда автоматических КА серии «Космос».

В настоящее время привод антенн и токосъемное устройство, в которых герметизация выходных валов осуществляется с помощью МЖУ, планируется применить на КА типа «Спектр», а также на перспективных изделиях серии «Космос».

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Орлов Д.В., Михалев Ю.О., Мышкин Н.К., Подгоркова В.В., Сизов А.П. Магнитные жидкости в машиностроении. М.: Машиностроение, 1993. 272 с.

СОДЕРЖАНИЕ

	стр.
Предисловие.....	5
И.И. Беркович. Творческий путь профессора Н.Б. Демкина и его вклад в развитие трибологии.....	6
Н. Б. Демкин. Теория контакта реальных поверхностей.....	9
М. И. Петроковец, Н. К. Мышкин. Подход Демкина к расчету характеристик контакта.....	19
А.Н. Болотов. Оценка эффективности применения антифрикционных магнито жестких материалов.....	23
В.Н. Скворцов, А.В. Чичинадзе, Э.Д. Браун, В.М. Синайский. Исследование распределения микротвердости по поверхности контакта углеродного фрикционного композиционного материала.....	27
В. В. Измайлов, М. В. Новоселова. Две модели для расчета удельного электросопротивления дисперсного электрофрикционного материала.....	47
Ю.Н. Васильев, В.А. Фуголь, С.С. Турзин. Структурно- энергетическая теория сухого трения твердых тел.....	56
В.М. Алексеев, О.О. Новикова. Методика выбора состава и толщины покрытия, обладающего оптимальным комплексом фрикционных свойств.....	65
Ю.О. Михалев, И.Е. Сабуров. Исследование подвеса чувствительного элемента магнито жидкостного датчика угла наклона.....	70
В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. О значениях координационного числа для дисперсного металлического материала.....	75
А. А. Байдак. Предварительное смещение в металлополимерных парах трения при реверсивном перемещении трущихся тел.....	78
Т.В.Семенова, Т.В.Корочкина, В.В.Мешков. Напряженное состояние поршня узла нагнетания аксиально-поршневого насоса с учетом трения.....	84
И.И. Беркович, Е.А. Чеснова. О распределении давления по длине цилиндрической матрицы при прессовании дисперсного материала.....	89
Ю.А. Евдокимов, П.Н. Щербак, А.И. Иванченко. Оценка влияния динамических сил на процессы трения и износа.....	95
И.Н.Нестерова. О создании ионно-плазменных нитридных покрытий повышенной износостойкости.....	97
В.Г. Копченков. Модель фрикционного контакта твердой частицы с эластичной поверхностью при ударе.....	100
И. Л. Абрамов. Исследование реологических свойств модифицированных магнитных масел.....	104

А.Н. Болотов, В.Л. Хренов, Д.А. Зоренко. Разгрузка направляющих станков с программным управлением.....	106
И.К. Морозихина. Изнашивание зубчатых передач привода фрезерующих торфяных машин.....	108
В.В. Измайлов, А.А. Иванова. Исследование фрикционных и электрических характеристик материалов для токосъемников железнодорожного транспорта.....	113
В.М.Ярош. Триботехнический эксперимент на орбите вокруг луны.....	116
Н.Б. Демкин, Я.А. Судакова. Влияние шероховатости поверхности и свойств материала на объем зазора стыков деталей машин.....	119
К.А.Яковенков, В.М.Ярош. Герметизация выходных валов механизмов КА.....	122

МЕХАНИКА И ФИЗИКА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

Межвузовский сборник научных трудов
Выпуск 8

Ответственный редактор Н.Б. Демкин
Редактор В.В. Комкова
Корректор
Технический редактор Г.В. Комарова

Подписано в печать

Формат 60 × 84 1/16

Физ. печ. л. 8,0

Тираж 130 экз.

Бумага писчая

Усл. печ. л. 7,44

Заказ №

Уч.-изд. л. 6,96

Издательство Тверского государственного
технического университета
170026, Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22