

Министерство образования Российской Федерации
Тверской государственный технический университет

МЕХАНИКА И ФИЗИКА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

Межвузовский сборник научных трудов

Выпуск 10

Тверь 2003

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.

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

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), М.В. Новосёлова (ответственный секретарь).

Рецензенты: заведующий кафедрой общей физики ТвГУ, доктор химических наук, профессор Ю.Д. Орлов; доцент кафедры общей физики ТвГУ, кандидат физико-математических наук Е.Ф. Новиков.

ISBN 5-7995-1241-8

© Тверской государственный
технический университет, 2003

ПРЕДИСЛОВИЕ

Тематика статей отражает основные направления исследовательской деятельности сотрудников кафедры физики в области механики и физики фрикционного контакта. Представлены теоретические и прикладные работы по исследованию контактного взаимодействия в различных технических устройствах. Исследованы свойства современных антифрикционных покрытий и смазочных материалов. Описаны методики испытаний фрикционных узлов. Ряд статей посвящен исследованию процессов электрического контактирования и материаловедению электрических контактов.

Представлены также работы ученых из других вузов и научно-исследовательских институтов, в которых рассматриваются вопросы повышения качества и надежности машиностроительного и электротехнического оборудования, физика контактных явлений в конденсированных средах, физические аспекты материаловедения.

Публикуемые материалы предназначены для научных работников и специалистов в области проектирования и эксплуатации современного машиностроительного, энергетического, транспортного оборудования, а также для докторантов, аспирантов, магистрантов и студентов машиностроительных, энергетических и приборостроительных специальностей.

ПАМЯТИ ИЗИДОРА ИОСИФОВИЧА БЕРКОВИЧА



*Изидор Иосифович Беркович
1934 – 2003*

Настоящий сборник научных трудов посвящается светлой памяти доктора технических наук, профессора Изидора Иосифовича Берковича. Ушел из жизни известный ученый в области механики и физики фрикционного контакта.

И.И. Беркович родился 5 декабря 1934 года в городе Уральске Северо-Казахстанской области. В 1957 году он окончил Московский торфяной институт (ныне Тверской государственный технический университет) по специальности «Торфяные машины». После окончания института работал механиком торфопредприятия «Васильевский Мох» (1957 – 1959). С 1959 года жизнь и деятельность И.И. Берковича связана с Калининским торфяным институтом. Он работал сначала инженером-конструктором, затем ассистентом, старшим преподавателем, доцентом, профессором кафедры физики. В 1966 году защитил кандидатскую диссертацию «Исследование внешнего трения торфа и фактической площади контакта применительно к процессам прессования», в 1997 году – докторскую диссертацию на тему

«Фрикционное взаимодействие торфа с элементами оборудования торфяного производства».

Творческие, педагогические и организаторские способности И.И. Берковича раскрылись во время его более чем сорокалетней работы в Тверском государственном техническом университете. Им разработана теория взаимодействия частиц дисперсного материала с твердой поверхностью. Теория контактирования дисперсных материалов базируется на статистической модели, учитывающей особенности строения, фракционный состав, деформационные свойства дисперсного материала. Получены соотношения для расчета фактической площади контакта дисперсных материалов в виде порошков, гранул в условиях упругой, пластической и смешанной деформации, а также для статистических оценок размеров пятен контакта.

И.И. Берковичем разработана также теория контактирования волокнистых структур, сложных нитей, тканых ремней и гибких лент с дисперсным покрытием, охватывающих цилиндрическую поверхность. Получены формулы, связывающие силы натяжения в ветвях скольжения гибкой связи с радиусом шкива и углом охвата.

Талант изобретателя проявился у И.И. Берковича при разработке новых приборов и методик для исследования фактической площади контакта и характеристик трения дисперсных материалов. Полученные им теоретические результаты используются при проектировании оборудования для компактирования дисперсных материалов.

И.И. Беркович является автором свыше 150 научных публикаций, в том числе патентов Российской Федерации. И.И. Беркович проявил себя не только как талантливый ученый, но и как замечательный педагог, яркий лектор, умеющий пробудить у учащихся интерес к изучаемому предмету. Он подготовил шесть кандидатов наук.

С начала работы диссертационного совета по специальностям «Трение и износ в машинах» и «Механика деформируемого твердого тела» И.И. Беркович был его бессменным ученым секретарем. Его доброжелательное отношение и помощь способствовали успешной защите многих соискателей.

За заслуги в профессиональной деятельности И.И. Беркович удостоен нагрудного знака Министерства образования Российской Федерации «Почетный работник высшего образования России».

Изидор Иосифович был душой коллектива, замечательным рассказчиком, большим любителем природы.

Светлая память об Изидоре Иосифовиче Берковиче – талантливом ученом и замечательном человеке – долго будет согревать сердца его друзей и коллег.

Редакционная коллегия

УДК 633.5:633.521:621.891

И.И. Беркович, М.В. Крюков, Л.В. Родионов, Ю.И. Морозова
Тверской государственной технической университет

КОНТАКТИРОВАНИЕ И ТРЕНИЕ СТЕБЛЕЙ ЛЬНА В ЛЬНОУБОРОЧНЫХ МАШИНАХ

При взаимодействии с деталями льноуборочной техники стебли льна испытывают значительные деформации вплоть до разрушения [1-3].

На контактах стеблей возникают силы трения, действие которых, с одной стороны, обеспечивает захват и удерживание при выдергивании стеблей из грунта и отделении семенных коробочек в ходе очеса, а с другой стороны, эти силы оказывают влияние на траекторию движения элементов стеблей, вызывают произвольные энергозатраты и износ рабочих элементов машин. Высокая степень поперечной деформации стеблей при их захвате приемным механизмом необходима для создания на контакте нормальных усилий, величина которых должна быть достаточной для того, чтобы возникающие силы статического трения превышали усилия, действующие на стебли в осевом направлении в ходе выдергивания их из грунта и теребления. При этом большую роль играет величина коэффициента трения стебля о поверхность захватывающих элементов. Чем выше коэффициент трения, тем меньшая величина усилия, сплющивающего стебель, требуется для того, чтобы получить значение силы трения, необходимое для реализации технологического процесса. Снижение степени поперечной деформации во избежание разрушения стеблей благоприятно сказывается на качестве льнопродукции.

В современных льнокомбайнах стебли льна контактируют в основном с двумя видами материалов: сталью и резиной транспортирующих ремней [1, 2]. Эти материалы резко отличаются по величине модуля упругости, что приводит к различному характеру контактной деформации стеблей.

Наука о трении основывается на представлениях о двойственной природе фрикционного взаимодействия: молекулярной и механической [4, 5]. Коэффициент трения состоит из молекулярной (адгезионной) и механической (деформационной) составляющих. Первая вызвана силами молекулярного притяжения, действующими между молекулами контактирующих тел. Вторая – силами сопротивления взаимному деформированию микронеровностей сопряженных поверхностей при их относительном сдвиге, имеющими вязкоупругую либо вязкопластическую природу.

Накопленный опыт в области трибологии дисперсных материалов [4, 5, 7, 8] свидетельствует о том, что адгезионная составляющая коэффи-

циента трения многократно превышает деформационную. Поэтому обычно под коэффициентом трения подразумевают его адгезионную составляющую. Значения характеристик трения определяются в основном величиной фактической площади контакта A_r , представляющей собой сумму площадей смятия микронеровностей контактирующих поверхностей. Силу и коэффициент трения, в соответствии со взглядами И.В. Крагельского [4], можно выразить в виде

$$F = A_r \cdot \tau = A_r (\tau_0 + \beta \sigma_r) = \tau_0 A_r + \beta N$$

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{\tau_0 A_r}{N} + \beta, \quad (1)$$

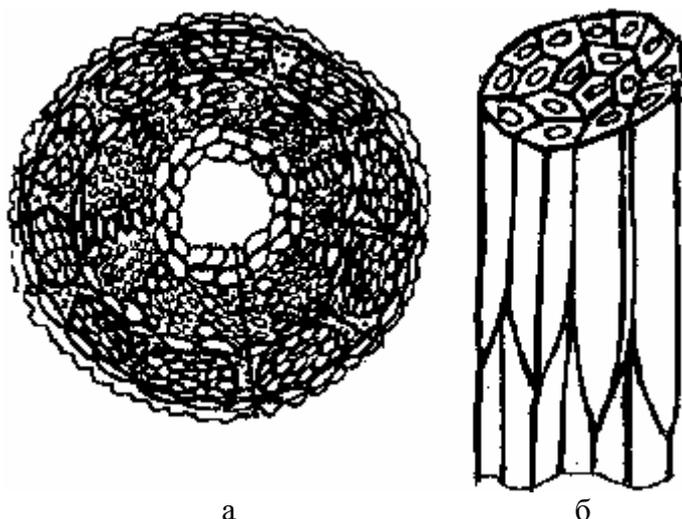


Рис. 1. Анатомическое строение стебля льна [9]:
а – поперечный разрез; б – волоконный разрез

Поверхность стебля состоит из одного ряда клеток эпидермиса – тонкой, но плотной покровной ткани. Наружная стенка эпидермиса сильно утолщена и покрыта особой пленкой – кутикулой, предохраняющей растение от испарения влаги, чему также способствует тонкий слой воска, покрывающий поверхность стебля. Под эпидермисом расположен слой коровой паренхимы, являющейся соединительной тканью и состоящей из непрочных тонкостенных клеток. В коровой паренхиме находятся волокнистые пучки луба. Пучки состоят из тонкостенных продолговатых клеток (элементарных волокон) с небольшой центральной полостью. Эпидермис и паренхима с волокнистыми пучками составляют коровую часть стебля. Под корой находится тонкий слой камбия в виде непрерывного кольца, образующегося за счет соединения межпучкового камбия с пучковым. Под камбием располагается древесина в виде клеток с сильно утолщенными

где τ – удельная сила трения, $\sigma_r = N/A_r$ – фактическое давление на контакте, N – нормальная нагрузка, τ_0 и β – молекулярные константы трения. Чтобы получить соотношение для расчета фактической площади контакта, необходимо рассмотреть особенности строения и контактирования стебля льна с контролем. Анатомическое строение стебля приведено на рис. 1.

стенками. В самом центре стебля находится сердцевина, состоящая из тонкостенных непрочных клеток. У созревших растений большинство этих клеток разрушено, и в центре образуется полость. Наиболее прочным и жестким элементом стебля является кора вместе с волокнистыми пучками, служащими арматурой.

Пучок волокон (рис. 1б) состоит из 10 – 50 элементарных волокон. Длина волокна колеблется в пределах 20 – 30 мм, но может достигать и до 120 мм. Поперечный размер волокна составляет 20 – 30 мкм. Волокна плотно упакованы в пучке. Пучки содержат около 87 % целлюлозы, до 7 % пектиновых веществ и до 4 % манина. Пектиновые вещества склеивают волокна в пучок. Пучки волокон (от 20 до 40 единиц) образуют кольцо. Поскольку элементарные волокна имеют разную длину, то они, переходя из одного пучка в другой, связывают их в одно прочное соединение по всей длине стебля. Поэтому при разделении стебля образуются сплошные ленты, представляющие собой техническое волокно. Таким образом, стебель льна является сложной армированной конструкцией, обладающей высокой прочностью на растяжение (предел прочности: 20 – 80 МПа) и модулем упругости ($E = 3 – 6$ ГПа) [3]. Однако эти данные являются заниженными, так как при расчете напряжения не учитывается наличие полости в середине сечения стебля. Следует отметить и неравномерность распределения физико-механических свойств по сечению стебля.

Стебли льна обладают достаточно большим по сравнению с зерновыми культурами сопротивлением поперечному сжатию [3]. После достижения некоторой критической величины сжимающего усилия стебель разрушается за счет исчезновения полости, стенки трубки смыкаются, и в дальнейшем сжимается уже непосредственно материал стебля. Значение критического напряжения сжатия стебля между двумя параллельными плоскостями зависит от диаметра и влажности материала [3]. Под напряжением понимается отношение сжимающего усилия к произведению диаметра стебля на его длину. Для сухих и свежесобраных стеблей величина разрушающего напряжения составила соответственно: 400 – 800 и 200 – 400 кПа. Во избежание разрушения стеблей в процессе уборки льна, напряжения в сжимаемых стеблях не должны превышать критической величины. Это ограничение распространяется и на контактные деформации при взаимодействии стеблей с элементами льноуборочной техники.

Если приближенно рассматривать контактирование стебля как упругого цилиндра, то можно воспользоваться формулами Герца [4]. Ширина площадки контакта:

$$b = 2 \sqrt{\frac{N_l R}{\pi E_n}} \quad , \quad (2)$$

где N_l – погонная нормальная нагрузка; R – радиус стебля; E_n – приведенный модуль упругости

$$\frac{1}{E_n} = \frac{1}{E_{1n}} + \frac{1}{E_{2n}} = \frac{1-\theta_1^2}{E_1} + \frac{1-\theta_2^2}{E_2}, \quad (3)$$

где E_{1n} , E_{2n} – приведенные модули упругости стебля и контртела; E_1 , E_2 , θ_1 , θ_2 – модули упругости и коэффициенты Пуассона. При контактировании стебля льна с жесткой поверхностью (рис. 2а) $E_{2n} \gg E_{1n}$, $E_n \cong E_{1n}$. Когда стебель контактирует с эластичным контртелом $E_{2n} < E_{1n}$, $E_n \cong E_{2n}$ (рис. 2б). Возможен и вариант, когда E_{1n} и E_{2n} соизмеримы, тогда следует использовать соотношение (3).

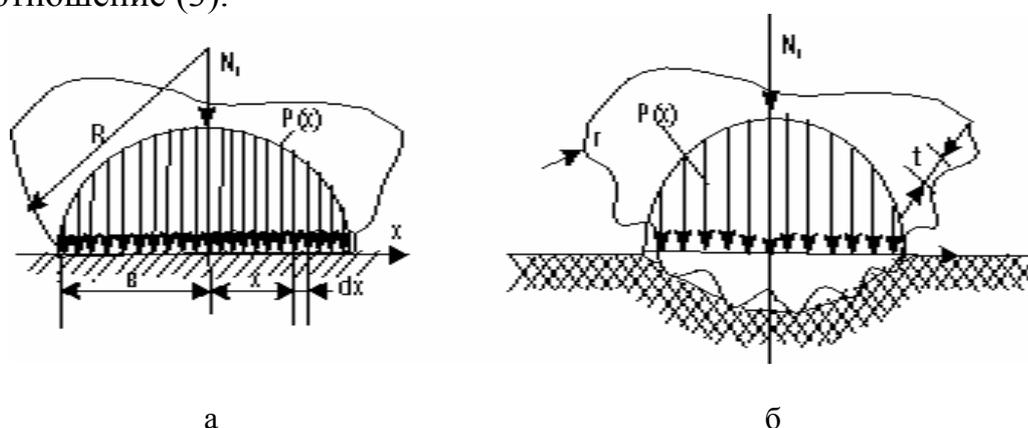


Рис. 2. Схемы контактирования стебля льна: а – с жесткой поверхностью; б – с эластичной поверхностью

Давление на контакте распределено по закону [4]:

$$P = P_0 \left[1 - \left(\frac{X}{B} \right)^2 \right]^{1/2}, \quad (4)$$

где P_0 – давление в центре контакта

$$P_0 = \frac{2N_l}{\pi b} = \left(\frac{N_l E_n}{\pi R} \right)^{1/2}. \quad (5)$$

Поскольку величина деформации при контактировании, исключая разрушение стебля, $h \ll R$, то из геометрических соображений и формулы (2)

$$h \cong \frac{b^2}{2R} = \frac{2N_l}{\pi E_n}. \quad (6)$$

Откуда

$$E_n \cong \frac{2N_l}{\pi h}$$

Используя это приближенное соотношение, можно оценить модуль контактного сжатия E_n . Для определения модуля контактного сжатия стебля льна использовалось специальное устройство (рис. 3).

Два отрезка стебля 1 сжимаются между пластинами 2, 3. Сжимающее усилие создается с помощью грузов 4, удвоенная деформация стеблей измеряется индикатором перемещения 5.

График зависимости деформации от погонного нормального сжимающего усилия для стебля льна диаметром 2 мм влажностью 50 % представлен на рис. 4.

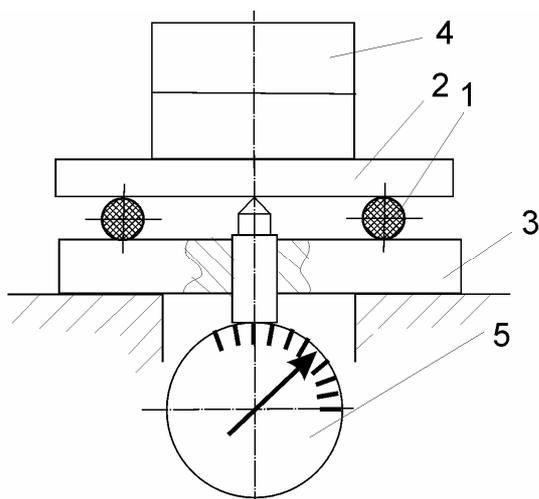


Рис. 3. Схема устройства для определения модуля контактной деформации

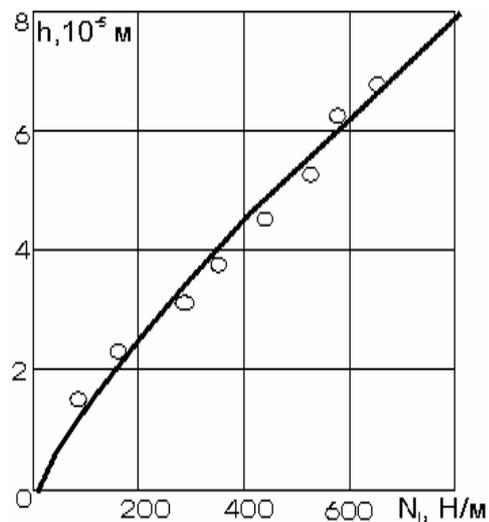


Рис. 4. Зависимость деформации от погонной нагрузки

При малых нагрузках происходит выравнивание элементов стебля, контактирование имеет локальный характер и деформация быстро нарастает с увеличением погонного усилия. Когда контактирование реализуется по всей длине образующей стебля, зависимость приближается к линейной.

Значения приведенного модуля контактной деформации (табл. 1), рассчитано по формуле (6).

Таблица 1. Значения модуля контактной деформации

$\omega_0, \%$	9	20	32	50	60	65
$E_n, \text{кПа}$	1120	838	650	548	475	381

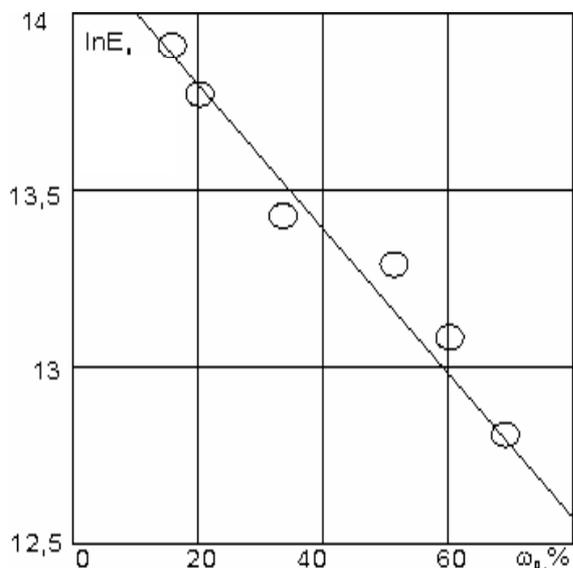


Рис. 5. Зависимость приведенного модуля контактной деформации от влажности

Здесь E_{n0} – величина приведенного модуля контактной деформации при $\omega_0 = 0$. Потенцируя соотношение (7), получаем зависимость модуля контактной деформации от влажности в виде экспоненты:

$$E_n = E_{n0} \exp(-\lambda \omega_0).$$

При расчете фактической площади контакта необходимо учесть, что наиболее жесткой частью стебля является слой коры, содержащей лубяные пучки. Поверхность стебля шероховатая. Поскольку модуль упругости корковой части стебля выше, чем у подстилающего слоя, то различная высота микронеровностей компенсируется вследствие того, что под нагрузкой более высокие микровыступы проседают в менее жесткий массив, и нагрузка по выступам распределяется равномерно.

В целях упрощения методики расчета фактической площади контакта целесообразно использовать геометрическую модель стебля в виде однородного цилиндра, обладающего собственным модулем упругости E_{1n} , покрытого цилиндрической шероховатостью.

Модуль упругости шероховатого слоя E_{2n} больше, чем у стебля в целом.

Номинальная площадь контакта с твердой поверхностью формируется в результате смятия стебля. Погонную номинальную площадь контакта можно выразить с помощью формулы (2)

$$A_{al} = 4 \left(\frac{N_l \cdot R}{\pi E_{n1}} \right)^{1/2}.$$

Коэффициент вариации значений модуля при доверительной вероятности 0,95 не превышал 12 %. График зависимости приведенного модуля контактной деформации от относительной влажности в полулогарифмическом масштабе представлен на рис. 5.

Зависимость близка к линейной. Обработка опытных данных позволила вычислить коэффициенты линейной зависимости

$$\ln E_n = \ln E_{n0} - \lambda \omega_0, \quad (7)$$

где $E_{n0} = 1,3$ МПа; $\lambda = 0,019$.

В пределах этой площади заключены площадки контакта выступов шероховатой поверхности стебля, составляющие фактическую площадь контакта.

Погонное усилие, действующее на микронеровности, сосредоточенные в полоске шириной dx (см. рис. 2а), используя закон распределения давления (4), выразим в виде:

$$dN_l = p \cdot dx = p_0 \left[1 - \left(\frac{x}{b} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} dx = bp_0 (1 - x_0^2)^{\frac{1}{2}} dx_0,$$

где $x_0 = x/b$.

Число микровыступов в полоске dx равно $dz = dx/t$, где t – среднее расстояние между выступами. Нагрузка, действующая на один выступ:

$$N_{li} = \frac{dN_l}{dz} = p \cdot t = tp_0 (1 - x_0^2)^{\frac{1}{2}}. \quad (8)$$

Площадь контакта единичного выступа с учетом формул (2) и (8)

$$\Delta A_{ril} = 4 \left(\frac{N_{li} \cdot r}{\pi E_{n2}} \right)^{\frac{1}{2}} = 4 \left(\frac{p_0 r t}{\pi E_{n2}} \right)^{\frac{1}{2}} (1 - x_0^2)^{\frac{1}{4}}.$$

где E_{n2} – приведенный модуль контактной деформации материала микровыступов.

Погонная фактическая площадь контакта всех выступов в полоске dx

$$dA_{rl} = \Delta A_{ril} \cdot dz = \frac{4b}{t} \left(\frac{p_0 r t}{\pi E_{n2}} \right)^{\frac{1}{2}} (1 - x_0^2)^{\frac{1}{4}} dx_0. \quad (9)$$

Погонная фактическая площадь контакта стебля

$$A_{rl} = \int_0^{Am} dA_{rl} = \frac{4b}{t} \left(\frac{p_0 r t}{\pi E_{n2}} \right)^{\frac{1}{2}} \int_0^1 (1 - x_0^2)^{\frac{1}{4}} dx_0. \quad (10)$$

Интеграл в формуле (10) выражается через бета-функцию [6]

$$\beta(x_0) = 2 \int_0^1 (1 - x_0^2)^{\frac{1}{4}} dx_0 = \frac{\Gamma(1,5)\Gamma(1,25)}{0,5\Gamma(1,75)} = 1,748,$$

где Γ – символ гамма-функции. Таким образом, с учетом формул: (2), (5), (9), (10) погонная фактическая площадь контакта

$$A_{rl} = 1,67 \frac{R^{1/4} N_l^{3/4} (r/t)^{1/2}}{E_{n1}^{1/4} E_{n2}^{1/2}}. \quad (11)$$

Относительная фактическая площадь контакта

$$\eta = A_{rl}/A_{al} = 1,48 \frac{N_l^{1/4} E_{n1}^{1/4} (r/t)^{1/2}}{R^{1/4} E_{n2}^{1/2}}. \quad (12)$$

Средняя погонная площадь пятна контакта

$$\overline{\Delta A_{rl}} = A_{rl}/z = A_{rl}t/A_{al} = \eta \cdot t = 1,48 \frac{t^{1/2} r^{1/2} E_{n1}^{1/4} N_l^{1/4}}{R^{1/4} E_{n2}^{1/2}}. \quad (13)$$

Перепишем формулу (1), заменив в ней N , A_r на погонные величины N_l, A_{rl} :

$$\mu = \frac{\tau_0 A_{rl}}{N_l} + \beta.$$

Подставим в эту формулу выражение (11) и получим зависимость коэффициента трения от погонной нормальной нагрузки

$$\mu = CN_l^{-1/4} + \beta, \quad (14)$$

где

$$C = \frac{1,67 R^{1/4} \cdot (r/t)^{1/2}}{E_{n1}^{1/4} \cdot E_{n2}^{1/2}} \tau_0. \quad (15)$$

Соотношение (14) показывает, что с ростом погонной нагрузки коэффициент трения снижается. Следовательно, получив опытным путем зависимость коэффициента трения от погонной нормальной нагрузки и обработав экспериментальные данные в соответствии с линейной зависимостью:

$$\mu = Cy + \beta, \quad (16)$$

где $y = N_1^{-1/4}$, можно вычислить коэффициенты C и β . Пользуясь соотношением (15), можно рассчитать молекулярную константу трения τ_0 и произведение трудноопределяемых величин: $\sqrt{\frac{r}{t}} \cdot \frac{\tau_0}{\sqrt{E_{n2}}}$.

При контактировании стеблей льна с высокоэластичным материалом, например с мягкой резиной или полиуретаном, в формуле (3) модуль контактной деформации коры стебля льна значительно превышает модуль контактной деформации эластомера $E_{нэ}$, поэтому $E_{2н} \cong E_{нэ}$. В этом случае характер контактной деформации будет иным (см. рис. 2б). Стебель (отчасти) и микронеровности его поверхности будут не расплющиваться, а внедряться в эластичную среду.

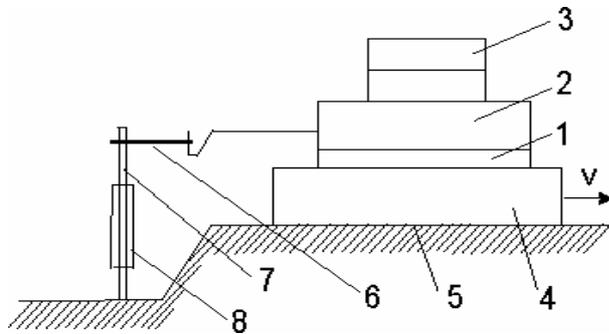


Рис. 6. Схема трибометра

Схема трибометра для изучения трения стеблей льна представлена на рис. 6. Два отрезка стебля 1 прикреплены к стальной пластинке 2 и с помощью грузов 3 прижимаются к поверхности контртела 4, которое приводится в скольжение относительно направляющей 5. Пластинка 2 с помощью тяги 6 прикреплена к упругому элементу

7, установленному на корпусе трибометра. Тензодатчики 8, наклеенные на упругий элемент, регистрируют силу трения.

Исследовалось трение стеблей льна-долгунца по закаленной стали 45 ($H_{RC} = 52$), обработанной по 10-му классу шероховатости.

Графики зависимости коэффициента трения от погонной нагрузки представлены на рис. 7.

Как следует из формулы (14), коэффициент трения уменьшается с ростом погонной нагрузки. Графики зависимости коэффициента трения от относительной влажности (рис. 8) имеют максимумы при влажности около 50 %. Подобное наблюдалось ранее [7] для травяной муки. Однако в упомянутых исследованиях максимумы наблюдались при меньших значениях влагосодержания. Это, возможно, связано с тем, что травяная мука является гидрофильным материалом, и при влажности около 30 % на активных центрах макромолекул заканчивается формирование мономолекулярного слоя влаги, поэтому интенсивность водородных связей водорода гидроксильных групп с кислородом окисной пленки стальной поверхности достигает максимума.

Соответственно достигает максимума и адгезионная составляющая коэффициента трения. В случае трения стеблей льна поверхность стебля

является преимущественно гидрофобной, чему способствует наличие плотной кутикулы и пленки воска. Поэтому наличие максимума на графиках (см. рис. 8) в большей мере связано с явлением капиллярной контракции, возникающим в результате образования водяных менисков вокруг пятен контакта в результате отжатия свободной влаги под действием высокого контактного давления. С ростом влажности мениски сливаются, капиллярное давление падает, снижается сила дополнительного – капиллярного прижатия контактирующих тел, а соответственно и коэффициента трения.

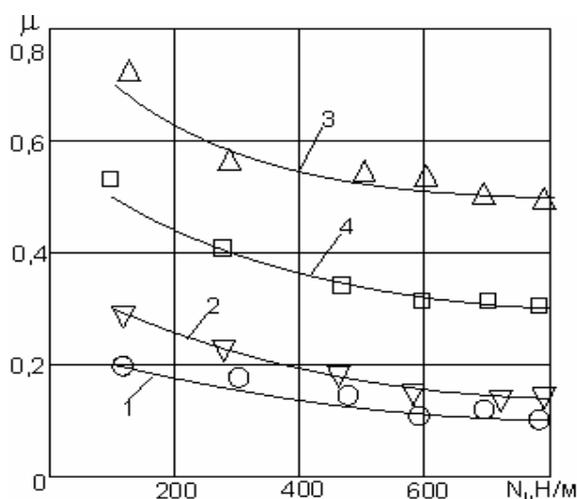


Рис. 7. Зависимость коэффициента трения от погонной нагрузки:
1 – $\omega_0 = 20\%$; 2 – $\omega_0 = 32\%$;
3 – $\omega_0 = 50\%$; 4 – $\omega_0 = 65\%$

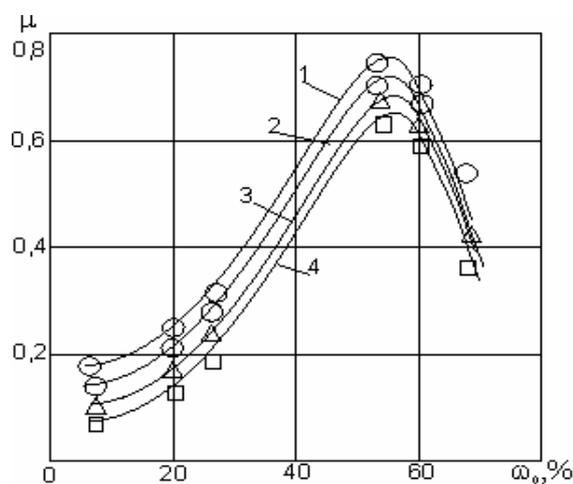


Рис. 8. Зависимость коэффициента трения от относительной влажности:
1 – $p = 50$ кПа; 2 – $p = 100$ кПа;
3 – $p = 200$ кПа; 4 – $p = 300$ кПа

Обработка опытных данных с учетом соотношения (16) позволила вычислить коэффициенты C и β (табл. 2).

Таблица 2. Значения коэффициентов C и β

$\omega_0, \%$	9	20	32	50	60	65
$C, (H/m)^{1/4}$	0,400	0,467	0,633	1,63	1,70	1,47
β	0,05	0,06	0,07	0,18	0,13	0,06

Например, воспользовавшись формулой (15), произведем приближенную оценку величины молекулярной константы трения τ_0 для стеблей льна влажностью 20 %. Зададим радиус стебля $R = 1$ мм, $E_{n1} = 8,38 \cdot 10^5$ Па (см. табл. 1). Предположим, что $r = t$ и, пользуясь данными [3] и [6] (для древесины), примем $E_{n2} \cong 6 \cdot 10^9$ Па. Из формулы (15) получаем $\tau_0 = 3,68$ МПа.

Теперь рассмотрим трение стеблей льна об эластомеры. Как было отмечено выше, в соотношениях для расчета фактической площади контакта и характеристик трения (11), (12), (13), (14) и (15) сомножитель E_{n2} следует считать приведенным модулем упругости эластомера $E_{нэ}$.

Рассмотрим трение стеблей льна по полиуретану марки СКУ-7Л, данные о контактировании которого примем на основании [10]: $E_{нэ} = 6$ МПа, $\tau_0 = 1,8$ МПа, $\beta = 0,05$. Отношение r/t примем равным единице. Вычислим приведенный модуль E_{n1}^1 по формуле (3) для стеблей влажностью 20 %

$$E_{n1}^1 = \frac{E_{1n} \cdot E_{нэ}}{E_{1n} + E_{нэ}} = \frac{8,38 \cdot 10^5 \cdot 6 \cdot 10^6}{8,38 \cdot 10^5 + 6 \cdot 10^6} = 7,35 \cdot 10^5 \text{ Па} .$$

Вычислим по формуле (15) коэффициент C

$$C = \frac{1,67 \cdot (10^{-3})^{0,25} \cdot 1,8 \cdot 10^6}{(7,35 \cdot 10^5)^{0,25} \cdot (6 \cdot 10^6)^{0,5}} = 7,44 \left(\frac{H}{M} \right)^{0,25} .$$

Зададим величину погонного усилия $N_e = 500$ Н/м и по формуле (14) вычислим коэффициент трения:

$$\mu = 7,44 \cdot (500)^{-0,25} + 0,05 = 1,62 .$$

Для мягких резин при невысоких контактных давлениях коэффициент трения может значительно превышать единицу [11,12].

Вычислим величину относительной площади фактического контакта по формуле (12):

$$\eta = \frac{1,48 \cdot 500^{0,25} \cdot (7,35 \cdot 10^5)^{0,25}}{(10^{-3})^{0,25} \cdot (6 \cdot 10^6)^{1/2}} = 0,47 .$$

Следовательно, доля сплошного контакта составляет почти 50 % от номинальной площади, что и предопределило высокое значение коэффициента трения. Для сравнения вычислим при аналогичных условиях относительную фактическую площадь контакта стеблей льна со стальной поверхностью

$$\eta = \frac{1,48 \cdot 500^{0,25} \cdot (8,38 \cdot 10^5)^{0,25}}{(10^{-3})^{0,25} \cdot (6 \cdot 10^9)^{1/2}} = 0,0154 .$$

В данном случае фактическая площадь контакта составляет лишь 1,5 % от номинальной, и коэффициент трения, судя по графику (см. рис. 7), равен 0,17.

Расчеты показали, что для обеспечения необходимого удерживающего усилия стеблей льна прорезиненными ремнями, применяя низко модульные резины, можно резко снизить нажимное усилие, действующее на стебли, не допуская тем самым их повреждения при прохождении через механизмы льноуборочных машин.

Библиографический список

1. Черников В.Г. Машины для уборки льна: Конструкции, теория и расчет. М.: ИК «Инфра-М», 1999. 209 с.
2. Родионов Л.В. Вязальный аппарат сельхозмашин. Тверь: ТГТУ, 1998. 112 с.
3. Ковалев Н.Г., Хайлис Г.А., Ковалев М.М. Сельскохозяйственные материалы: Виды, состав, свойства. М.: ИК «Родник», 1998. 207 с.
4. Трение, изнашивание и смазка: Справочник. Книга 1 М.: Машиностроение, 1978. 400 с.
5. Основы трибологии: Трение, износ, смазка / Буше Н.А., Демкин Н.Б., Чичинадзе А.В. и др. М.: Машиностроение, 2001. 663 с.
6. Краткий физико-технический справочник. Т.1: Математика и физика. М.: Гос. издат. физико-математической литературы, 1960. 466 с.
7. Беркович И.И., Семенов А.В., Ронис В.Е. Исследование трения травяной муки о сталь // Тракторы и сельхозмашины. 1970. № 6. С. 28 – 33.
8. Беркович И.И. Фрикционное взаимодействие дисперсных материалов с твердой поверхностью // Трение и износ. 1995. Т.16. № 6. С. 1079 – 1118.
9. Лен-долгунец // Под ред. М.М. Труша. М.; Л.: Колос, 1976. 352 с.
10. Штамповка листовых деталей с использованием полиуретана. Типовые технологические процессы. Отраслевой стандарт ОСТ 92 – 1677 – 79. М.: Техномаш, 1972. 240 с.
11. Бартенев Г.М., Лаврентьев В.В. Трение и износ полимеров. Л.: Химия, 1972. 240 с.
12. Мур Д. Трение и смазка эластомеров. М.: Химия, 1977. 262 с.

УДК 621.891

Н.Б. Демкин, А.М. Яфуров
Тверской государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА НА ЕГО ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ

Свойства фрикционного контакта оказывают сильнейшее влияние на процессы трения и изнашивания, поскольку, вследствие дискретности контакта, касание выступов происходит только на отдельных площадках, образующих фактическую площадь контакта. Только на этой площади происходит взаимодействие выступов, в результате возникает сила трения, которой сопутствует процесс изнашивания. Поэтому сила трения пропорциональна фактической площади, а диаметр площадок контакта при трении определяет время взаимодействия выступов.

Величина фактического давления обуславливает разрушение поверхностных пленок и возникновение адгезионных связей на контакте. Объем межконтактного пространства определяет максимальное количество смазки в контакте и т. д. [5, 6]. Сближение поверхностей влияет на характер взаимодействия и деформацию выступов, от которых зависит износ поверхностей.

Для усталостной модели изнашивания [5] интенсивность линейного износа выражается в виде

$$I_h = \frac{A_r y}{(\nu + 1) n_k A_{mp} d}.$$

где y – сближение, A_r – фактическая площадь контакта, d – средний диаметр пятен контакта, A_{mp} – площадь трения, ν – параметр распределения материала, n_k – число циклов взаимодействия до разрушения материала.

Наиболее существенной является зависимость износа от числа циклов до разрушения n_k , поскольку для упругого контакта эта величина в десятки раз больше, чем для пластического, и соответственно меньше износ. Таким образом, для высокой износостойкости узла трения необходимо чтобы в контакте преобладала упругая деформация микровыступов или, если это невозможно, упругопластическая. Поэтому желательно, чтобы узел трения имел характеристики, обеспечивающие преимущественно упругий контакт.

Доли выступов, деформируемых упруго, упругопластически и пластически, в зависимости от давления для контакта двух одинаковых стальных поверхностей с различной микрогеометрией [1] представлены на рис. 1.

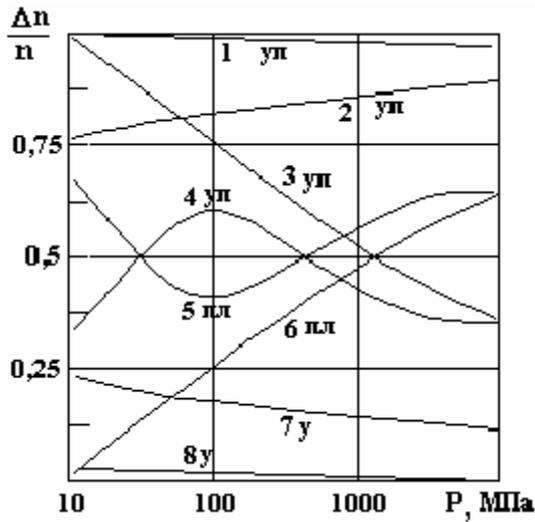


Рис. 1. Доля выступов, деформирующихся упруго (у), пластически (пл) и упруго-пластически (уп), в зависимости от микрогеометрии поверхностей и давления:
 1, 2, 3, 6, 7, 8 – поверхности шероховатые и волнистые; 4, 5 – шероховатые, волнистые и имеют макроотклонения;
 1, 8 – $R_p = 1$ мкм; 3, 4, 5, 6 – $R_p = 10$ мкм; 2, 7 – $R_p = 0,1$ мкм

Наличие волнистости и макроотклонений формы (см. рис. 1) существенно влияет на характер деформации выступов.

Для оценки зависимости интенсивности линейного износа от микрогеометрии контактирующих поверхностей и свойств материала выполнен расчет I_h при различных характеристиках контакта.

Расчеты выполняются для контакта двух пар одинаковых стальных поверхностей, свойства которых приведены в таблице.

Предполагается, что шаг неровностей при изнашивании сохраняется постоянным, а радиус выступов увеличивается по мере уменьшения их высоты. Коэффициенты трения рассчитываются по формулам (1) и (2) [2].

Характеристики контактирующих поверхностей

№ пары	НВ, МПа	Е, МПа	R_p , мм	R , мм	A_c , мм ²	S , мм ²	ν
1	6000	2×10^5	5×10^{-4}	0,5	100	0,01	2
2	2000	2×10^5	10^{-3}	0,05	100	0,01	2

Микрогеометрия поверхностей выбрана таким образом, что для пары № 1 все выступы деформируются упруго, а для пары № 2 все выступы деформируются упруго-пластически.

При упругом контакте [5] коэффициент трения определяется формулой

$$f_u = \tau_0 / p_r + \beta + K \alpha_g \left(\frac{y}{r} \right)^{1/2}, \quad (1)$$

где τ_0 и β – фрикционные параметры; y – сближение; r – радиус вершин выступов.

Для упругопластического контакта [2] коэффициент трения запишется в виде

$$f_{up} = (\tau_0 / GH_m)(y_k / y)^\omega + \beta + K_{yn}\alpha_g (y_B / r)^{1/2}. \quad (2)$$

Последнее слагаемое в формулах (1) и (2) характеризует деформационную составляющую коэффициента трения.

Как видно из формул (1) и (2), коэффициент трения зависит не только от свойств материала, но и от величины сближения y , фактического давления p_r и радиуса выступов r .

Как видно из рис. 2, для первой пары при изменении контурного давления в четыре раза износ возрастает почти в пятнадцать раз. Увеличение интенсивности линейного износа связано, в основном, с ростом фактической площади контакта и сближения. Для второй пары влияние контурного давления значительно меньше, поскольку имеет место пластическая деформация выступов.

Влияние шероховатости поверхностей, характеризуемой высотой сглаживания, на интенсивность линейного износа показано на рис. 3.

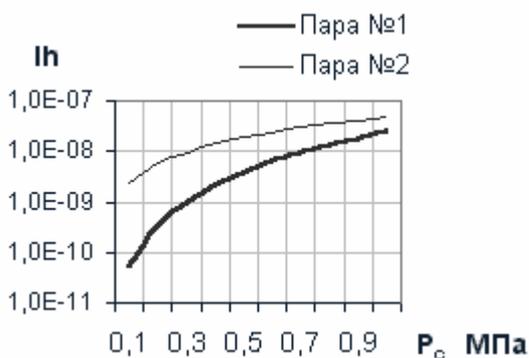


Рис. 2. Зависимость интенсивности линейного износа от контурного давления

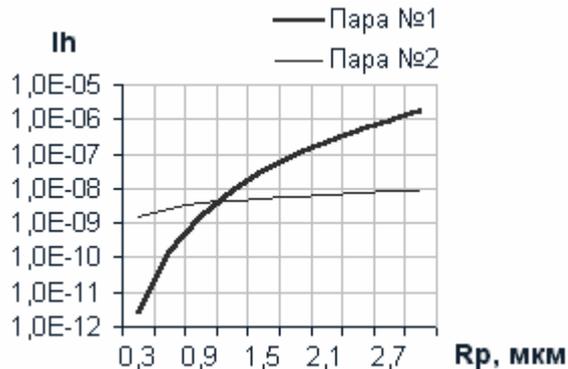


Рис. 3. Зависимость интенсивности линейного износа от шероховатости поверхностей

Как видно из рис. 3 для первой пары при уменьшении шероховатости износ резко снижается. Однако следует отметить, в данной модели предполагается, что пленка смазки сохраняется и при очень малой высоте неровностей и схватывание не возникает. Для второй пары снижение износа при уменьшении шероховатости существенно меньше. Именно поэтому так важна роль приработки.

Влияние параметра распределения материала ν на интенсивность линейного износа представлено на рис. 4. Это влияние существенно для первой пары, а для второй незначительно. Для первой пары оно особенно сильно, когда ν приближается к единице, поскольку при $\nu = 1$ вершины всех выступов располагаются на одном уровне. При этом давление распределяется на множество выступов и нагрузка на них падает. При типичных значениях $\nu = 2 - 3$ это влияние значительно меньше.

На рис. 5 показаны диаграммы, характеризующие степень влияния различных факторов на износ (отрицательные значения на диаграмме указывают на то, что при увеличении значения параметра износ уменьшается).

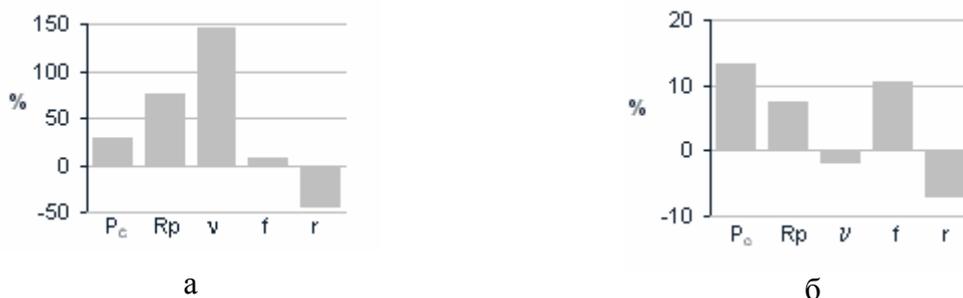


Рис. 5. Степень влияния характеристик фрикционного контакта на интенсивность изнашивания: а – пара № 1; б – пара № 2

Согласно диаграммам, степень влияния факторов меняется в зависимости от характера деформации выступов (пара № 1 – упругая деформация выступов, пара № 2 – упругопластическая деформация выступов). Наиболее сильно влияют давление P_c , высота неровностей R_p , радиус вершин выступов r . Влияние параметра распределения материала ν , как отмечалось ранее, очень существенно для пары № 1 (в случае упругой деформации выступов). Степень влияния коэффициента трения f на интенсивность изнашивания в обоих случаях практически одинаковая, однако при упругопластической деформации выступов, когда имеет место пластическая деформация выступов и абразивный механизм изнашивания, износ несколько увеличивается даже при близких значениях коэффициента трения.

Влияние температуры на изнашивание можно, в первом приближении оценить, учитывая изменение твердости с изменением температуры [3, 4].

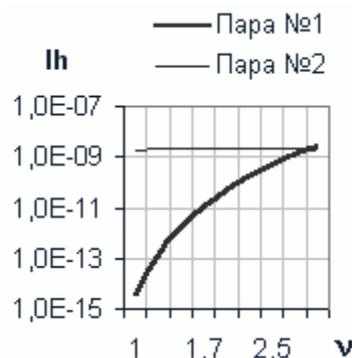


Рис. 4. Влияние параметра распределения материала ν на интенсивность линейного износа

Таким образом, проведенные расчеты показывают, что свойства контакта оказывают большое влияние на величину износа и это влияние можно оценить, пользуясь разработанными моделями.

Библиографический список

1. Демкин Н.Б. Многоуровневые модели фрикционного контакта // Трение и износ. 2000 (21). № 2. С. 115 – 120.
2. Демкин Н.Б. Модель трения при упругопластическом контакте // Трение и износ. 1994 (15). № 1. С. 5 – 10.
3. Демкин Н.Б. Развитие теории фрикционного контакта // Трение и износ. 1992 (13). № 1. С. 71 – 80.
4. Измайлов В.В., Гусев А.Ф. Температурная и временная зависимости твердости конструкционных материалов // Машиноведение. 1986. № 2. С. 100 – 104.
5. Крагельский И. В., Добычин М. Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ. М., 1977.
6. Основы трибологии. Учебник для технических вузов / Под ред. А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2001. 664 с.

УДК 621.822

А.Н. Болотов
Тверской государственной технической университет

ДЕГРАДАЦИЯ СВОЙСТВ МАГНИТНЫХ МАСЕЛ ПРИ ТРЕНИИ

В процессе эксплуатации магнитных масел на них воздействуют высокие температуры, давление и сдвиговые напряжения в зоне трения, приводящие к изменению химического состава масел в результате деструкции молекул, их химического взаимодействия с поверхностью и атмосферным газом, а также к потере дисперсными частицами магнитных свойств. Важной задачей, которую необходимо решить для обеспечения длительной надежной работы узлов трения, смазываемых магнитным маслом, является установление длительности эффективного смазочного действия магнитного масла и выявление факторов, его определяющих. Под этим следует понимать время, в течение которого масло способно защищать поверхность от износа, снижать потери на трение, сохранять коллоидную стабильность.

В связи с этим был проведен долговременный эксперимент на установке для испытания материалов на трение и износ при граничной смазке магнитным маслом. Исследовалась пара трения бронза ОЦС-4-4-2,5 – ла-

тунь Л63 при смазке маслом ММ-16.09.1, имеющим намагниченность 26 кА/м, плотность $1,3 \text{ г/см}^3$. Это масло изготовлено на основе эфира пентаэритрита марки А-210, отличающегося высокой термической и окислительной стабильностью (в присутствии некоторых металлов, например железа, термическая стабильность эфира снижается). Для уменьшения времени испытаний исследовался небольшой объем ферромасла, равный 2 см^3 . Под действием неоднородного магнитного поля с градиентом около $12,10 \text{ А/м}$ масло располагалось на дорожке трения в виде кольца. Испытания проводились при линейной скорости скольжения $0,15 \text{ м/с}$ и давлении $3,2 \text{ МПа}$. Небольшая скорость скольжения, коэффициент взаимного перекрытия контактирующих поверхностей, стремящийся к нулю, позволили снизить объемную температуру масла до $30 \text{ }^\circ\text{C}$ и свести к минимуму влияние температурного фактора на структурную стабильность масла.

На рис. 1 представлен график зависимости суммарного линейного износа пары трения бронза – латунь от времени испытаний. Цикл испытаний продолжался 140 часов. После окончания периода приработки интенсивность линейного износа, в пределах ошибки измерений, оставалась постоянной и равной $6,2 \cdot 10^{-9}$. Износ отдельно пальчиковых образцов из латуни и бронзового диска определяли с помощью профилографа, по изменению высоты пальчиковых образцов и глубине дорожки трения на диске. Износ пальчиковых образцов примерно в 1,5 раза больше, чем бронзового диска. После 110 – 120 ч испытаний момент трения и интенсивность износа начинают возрастать (см. рис. 1). Это свидетельствует о существенном ухудшении смазочной способности масла ММ-16.09.1 к концу испытаний.

Исследование магнитных свойств масла ММ-16.09.1 показало, что его намагниченность насыщения после 140 часов испытаний значительно падает. Очевидно, снижение намагниченности происходит из-за потери частицами магнитных свойств после окисления и химического взаимодействия с молекулами стабилизатора. Одновременно, как было обнаружено, происходит образование агломератов феррочастиц, имеющих размер до $10^{-6} - 10^{-5} \text{ м}$ и усиливающих абразивное действие масла. Коллоидная стабильность масла нарушается. При визуальном наблюдении обнаруживается отделение немагнитной дисперсной среды (жидкости – основы) с дорожки трения и растекание по всей поверхности бронзового диска. Все это свидетельствует о том, что наиболее слабым звеном в структуре магнитных масел являются сольватные оболочки частиц.

Анализ топографии поверхности показал, что шероховатость дорожки трения бронзового диска к концу испытаний значительно увеличивается по сравнению с исходной. Визуальный осмотр поверхностей трения свидетельствует о том, что на последней стадии испытаний появляются ярко выраженные кольцевые риски.

Уменьшение магнитных свойств, потеря магнитным маслом коллоидной стабильности и образование агломерированных феррочастиц ухудшает формирование прочного смазочного слоя, разделяющего металлические поверхности, увеличивает вероятность схватывания и заедания; все больше проявляется адгезионно-абразивный износ (на кривой износа это отражается в увеличении скорости изнашивания пары трения к концу испытаний, также увеличивается момент трения).

Динамика структурных превращений в кремнийорганическом магнитном масле ММ-12.01.1 в процессе трения может быть оценена по изменению диэлектрических и магнитных свойств. Динамика изменения диэлектрической проницаемости и намагниченности ММ-12.01.1 в процессе испытаний пары трения сталь ШХ-15 – сталь 40Х на шариковой машине трения МТШ-М при давлении 1,2 ГПа и скорости 1,5 м/с показана на рис. 2. Данные получены для сравнительно небольшого объема масла – 10 см³. Диэлектрическая проницаемость определялась на частоте 10³ Гц.

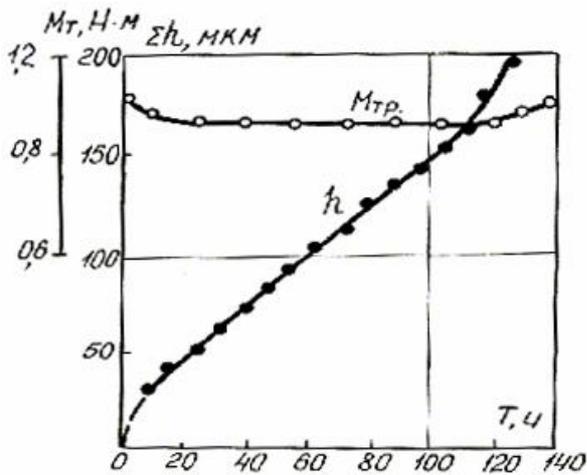


Рис. 1. Зависимости износа пары трения бронза – латунь от времени эксплуатации при смазывании маслом ММ-16.09.1

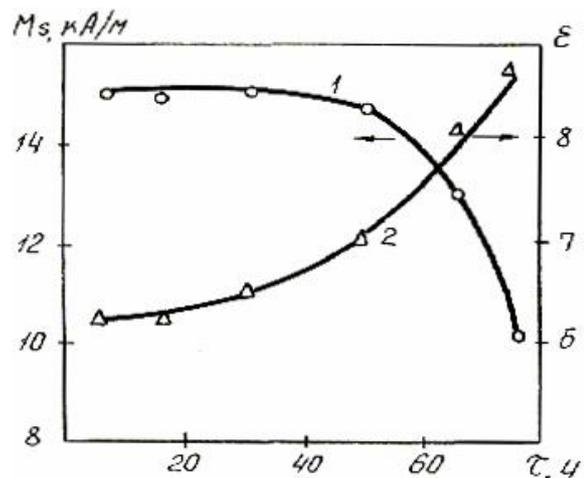


Рис. 2. Динамика изменения намагниченности (1) и диэлектрической проницаемости (2)

Как и следовало ожидать, скорость уменьшения намагниченности масла нарастает по мере работы узла трения. Вязкость масла постепенно возрастает, однако не в результате отделения дисперсионной среды, а, вероятно, из-за происходящих в масле процессов полимеризации, активированных трением. Коллоидная стабильность масла сохранялась до конца испытаний. Несколько неожиданным является значительный рост диэлектрической проницаемости масла. Это можно объяснить увеличением дипольного момента молекул и проводимости дисперсных частиц. Роль частиц выясняется из сравнения характера временной зависимости намаг-

ниченности и диэлектрической проницаемости, и роста тангенса диэлектрических потерь.

Были проведены спектроскопические исследования кремний-органического магнитного масла ММ-11.01.1 в области инфракрасного излучения. Изучалось исходное масло, масло после трибоиспытаний и масло, выдержанное в термошкафе при 100°C в течение 100 часов. В спектре поглощения трибо- и термообработанных масел появляются два новых пика поглощения в области обратных длин волн около 600 см^{-1} , причем в термообработанном масле пики более интенсивные.

Согласно известным данным, поглощение в области $650 - 550\text{ см}^{-1}$ обусловлено колебаниями связи Fe-O в кристаллической решетке частиц. Поэтому указанные изменения скорее всего вызваны окислением магнетита. Утверждать о каких-либо других изменениях в молекулярной структуре масел, включая изменение количества полярных групп в молекулах, пользуясь полученными спектрограммами, не представлялось возможным.

Смазочные свойства рассматриваемого масла в начале работы узла трения изменяются незначительно, но через 60 – 70 часов начинают достаточно резко ухудшаться одновременно со снижением намагнитченности. Поэтому в определенной мере влияние масла на трение ослабевает из-за того, что магнитные силы недостаточно эффективно подают масло с возрастающей вязкостью на дорожку трения. В то же время сказывается изменение молекулярного состава масла и другие причины.

Для сравнения оценивалось время срабатывания масла ТАД-17, заправленного в узел трения в том же количестве. Срабатываемость масла ТАД-17 наступала на 10 – 15 часов раньше, чем масла ММ-12.01.1, но, однако, ухудшение свойств масла ТАД-17 происходило не так резко.

В заключение еще раз укажем основные причины, которые лимитируют срок службы магнитных масел: снижение магнитных свойств масла, чрезмерное повышение его вязкости и потеря коллоидной устойчивости.

УДК 621.891:621.315

А.А. Ланков

Тверской государственной технической университет

ЭЛЕКТРИЧЕСКОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ СКРЕЩЕННЫХ ЦИЛИНДРОВ ПРИ МАЛЫХ НАГРУЗКАХ

Палладий и родий – благородные металлы платинового ряда, мало подверженные окислению и обладающие очень высокой температурой плавления. Широко применяются в аппаратуре космических приборов в

качестве электрических контактов, терморпар, зеркальных поверхностей и пр.. Статья посвящена исследованию электрического сопротивления контактов из этих металлов при малых нагрузках.

Контактное электрическое сопротивление создается вследствие стягивания линий тока к фактическим контактам, возникающим при сжатии деталей, имеющих шероховатость. Теоретическая оценка контактного сопротивления основана на теории Хольма [1], из которой следует, что электрическое сопротивление дискретного контакта равно сумме сопротивлений стягивания силовых линий к контурной площади и ситочного сопротивления, представляющего собой сумму параллельно включенных сопротивлений стягивания к фактическим контактам, расположенным на контурной площадке [2].

При расчете фактической площади используется общий случай сжатия криволинейных шероховатых тел двойной кривизны под произвольным углом ω между главными плоскостями, частным случаем которого является и контакт двух скрещенных цилиндров ($\omega = \pi/2$), обладающих шероховатостью. Суммарное (все дальнейшие формулы даются без вывода) сопротивление в последнем случае определяется по формуле

$$R = \rho \cdot \left(\frac{1}{2 \cdot r_c} + \frac{1}{2 \cdot n_r \cdot a_r} \right),$$

где r_c и a_r – радиусы контурного и фактического контактов; n_r и ρ – число контактов и удельное электрическое сопротивление материала.

Для ситочного электрического сопротивления контакта получим

$$R_{\Sigma_{ш}} = \sqrt{\frac{\pi \cdot \Delta A_c}{4 \cdot v}} \cdot \left(\frac{B}{P \cdot \phi} \right)^{\frac{2 \cdot v - 1}{2 \cdot t}} \cdot (b \cdot A_c)^{-\frac{1}{2 \cdot t}} \cdot \rho \cdot \alpha^{\frac{v - \omega - 1}{2 \cdot t}}. \quad (1)$$

Максимальная нагрузка, которая еще подходит под понятие «малой», определяется из условия: в процессе нагружения степень нагружения k не превышает 0,05, что обеспечивает сохранение упругой деформации неровностей [4]. Эта нагрузка определяется из соотношения

$$P = \left\{ \frac{2,42 \cdot R_{max} \cdot R_{\sigma}^{\frac{t-2}{3 \cdot t}} \cdot G^{\frac{1}{t}}}{J^{\frac{2 \cdot (t+1)}{3 \cdot t}} \cdot C_{max}} \right\}^{\frac{3 \cdot t}{2 \cdot t - 1}}.$$

Число контактов найдем, используя формулу:

$$n_r = n_c \cdot b \cdot v \cdot (1,73 \cdot G \cdot P)^{\frac{v-1}{v}}.$$

Среднюю площадь фактического контакта получим делением фактической площади на число контактов равна

$$\Delta \bar{A}_r = \alpha \cdot \Delta \bar{A}_c \cdot (1,73 \cdot G \cdot p_c)^{1/t}.$$

Контурная площадь контакта определяется из условия упругой деформации неровностей. Из общих уравнений для полуосей контурного эллипса получим значения, через которые выражается вся контурная площадь:

$$a_c = \left(2 \cdot R_1 \cdot R_{max}\right)^{\frac{t}{2 \cdot (t+1)}} \cdot (0,8255 \cdot G \cdot P)^{\frac{1}{2 \cdot (t+1)}},$$

$$b_c = \left(2 \cdot R_2 \cdot R_{max}\right)^{\frac{t}{2 \cdot (t+1)}} \cdot (0,8255 \cdot G \cdot P)^{\frac{1}{2 \cdot (t+1)}}.$$

Используя формулы Хольма, для сопротивления стягивания линий тока к контурной площади получим выражение:

$$R_\sigma = 0,5 \cdot \rho \cdot \left(\frac{1}{4 \cdot R_1 \cdot R_2 \cdot R_{max}^2} \right)^{\frac{t}{4 \cdot (t+1)}} \cdot \left(\frac{1,2}{P \cdot G} \right)^{\frac{1}{2 \cdot (t+1)}}. \quad (2)$$

С учетом упругой деформации выступов шероховатости полное электрическое сопротивление контакта можно рассчитать по формуле

$$R = \left\{ \frac{0,41 \cdot \rho}{\left[(R_1 \cdot R_2)^{1,5} \cdot J_b \right]^{0,1} (J \cdot R_{max} P)^{0,2}} + \frac{0,16 \cdot \rho \cdot l \cdot R_{max}^{0,4}}{\left\{ \left(J \cdot P \cdot j \frac{1}{2} \right)^{0,4} \cdot R_1 \cdot R_2 \right\}^{0,2}} \right\}. \quad (3)$$

При выводе формулы (3) принято, что $\omega = 0,5$; $\alpha = 0,5$; $b = 2$; $v = 1,5$; $\psi = 1,1$. Эксперимент проведен на цилиндрах радиусами $R_1 = 9$ мм и $R_2 = 2,5$ мм. Измерение сопротивлений производились по четырехпроводной схеме. Чтобы на сопротивление контакта меньшее влияние оказывали окисные, масляные, адгезионные и прочие пленки, измерения проводили в

вакууме 10^{-8} тор. Испытуемые поверхности перед экспериментом подвергались механической очистке на воздухе, после чего производилась термическая очистка при температуре $T = 400$ К в течение 4 часов.

Эксперименты проделывались на специально созданном приборе, позволяющем измерить контактное сопротивление одновременно на пяти образцах. Таким образом, осуществлялась пятикратная повторяемость эксперимента в одинаковых условиях опыта. Нагрузка создавалась при помощи миниатюрного винтового пресса.

Ниже приводятся необходимые данные, используемые для расчета. Палладий: $\rho = 1,2 \cdot 10^{-7}$ Ом м, $J = 0,54 \cdot 10^{-11}$ м²/Н, $l = 115$ мкм, $R_z = 5,1$ мкм. Родий: $\rho = 5,8 \cdot 10^{-8}$ Ом м, $J = 0,62 \cdot 10^{-11}$ м²/Н, $l = 145$ мкм, $R_z = 18$ мкм.

Линии 1, 2, 3 (рис. 1 и 2) получены расчетом полного электрического сопротивления контакта R , ситочного сопротивления $R_{\Sigma ш}$ и сопротивления стягивания R_e по формулам (3), (1), (2) соответственно. Различными фигурами обозначены экспериментальные результаты. Как следует из графиков, сходимость расчета по формулам вполне удовлетворительная.

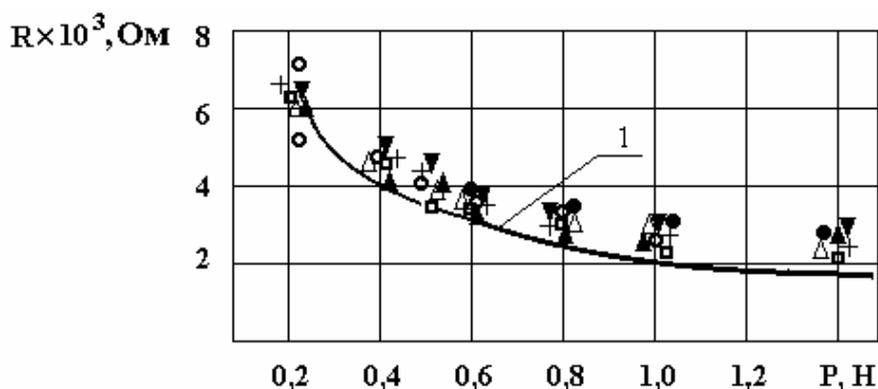


Рис. 1. Влияние нагрузки на электрическое контактное сопротивление двух скрещенных цилиндров диаметрами 5 и 18 мм из родия

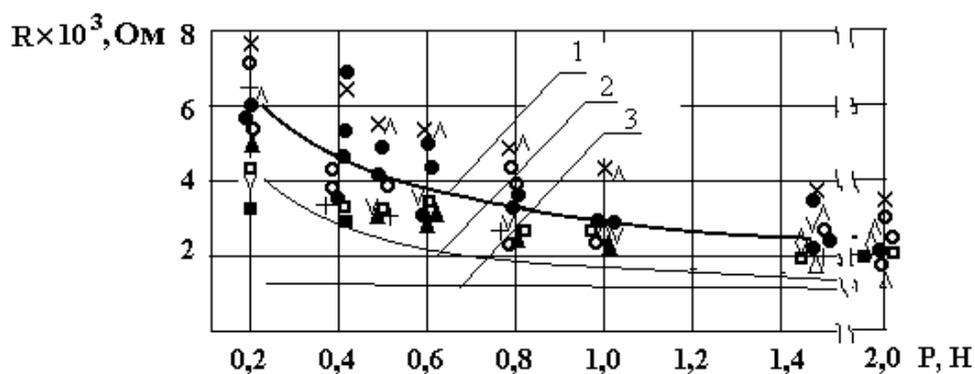


Рис. 2. Влияние нагрузки на электрическое контактное сопротивление двух скрещенных цилиндров, диаметрами 5 и 18 мм из палладия

Разброс экспериментальных результатов в некоторых опытах объясняется, очевидно, наличием между контактирующими поверхностями твердых включений в виде загрязнений, которые разъединяют поверхности и создают стягивание линий тока к одной области.

Этот эффект особенно явно проявляется при малых нагрузках, так как с ростом нагрузки происходит внедрение этих включений в материал поверхности и восстановление множественного контакта. Поэтому разброс в области малых нагрузок является вполне естественным и трудноустраняемым фактором. Кроме того, другой причиной такого разброса является малое и каждый раз разное число контактирующих выступов, которое не может быть точно предсказано заранее. С ростом нагрузки естественный разброс экспериментальных точек значительно уменьшается, что хорошо наблюдается на экспериментальных графиках.

Библиографический список

1. Хольм Р. Электрические контакты. М.: Изд-во ИЛ. 1961. 464 с.
2. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ. М.: Машиностроение, 1997. 525 с.
3. Ланков А.А., Миронов В.А. Деформирование конструкционных материалов при ударном воздействии. Тверь: ТГТУ. 2000. 172 с.
4. Миронов В.А., Ланков А.А. Деформирование упрочняющихся и неупрочняющихся сред. Тверь: ТГТУ. 2003. 92 с.

УДК 517.958:536.2

С.В. Десятов, В.В. Измайлов, А.В. Корбачев
Тверской государственной технической университет

К РАСЧЕТУ ПРОЦЕССА ДИФФУЗИИ В МЕЖКОНТАКТНОЕ ПРОСТРАНСТВО

При теоретическом рассмотрении процессов контактного взаимодействия твердых тел часто возникает необходимость расчета процессов, связанных с диффузией в межконтактное пространство. К числу процессов, контролируемых диффузией, относятся, например: диффузионная сварка, спекание, окисление контакта и др. При изучении процесса диффузии в межконтактном пространстве рассматриваются задачи двух типов:

- а) диффузия некоторого компонента с внешней границы контакта в межконтактный зазор, первоначально свободный от данного компонента;
- б) диффузия некоторого компонента, первоначально равномерно рас-

пределенного по поверхности контакта, к внешней границе контакта, т.е. за пределы площади контакта.

Соответствующие граничные условия будут иметь вид:

а) $C = C0$ при $r = a$ для всех t , $C = 0$ при $0 < r < a$ для $t = 0$;

б) $C = 0$ при $r = a$ для всех t , $C = C0$ при $0 < r < a$ для $t = 0$,

где C – концентрация компонента в межконтактном зазоре; t – время; a – радиус площадки контакта.

Решения соответствующих уравнений диффузии имеют вид*:

$$\text{а) } C = C0 \left[1 + \frac{2}{a} \sum_1^{\infty} \frac{1}{\alpha_n} \frac{J_0(\alpha_n r)}{J_0'(\alpha_n a)} e^{-D \cdot \alpha_n^2 \cdot t} \right],$$

$$\text{б) } C = -\frac{2C0}{a} \sum_1^{\infty} \frac{1}{\alpha_n} \frac{J_0(\alpha_n r)}{J_0'(\alpha_n a)} e^{-D \cdot \alpha_n^2 \cdot t},$$

где J_0 и J_0' – бесселева функция первого рода нулевого порядка и ее первая производная; α_n – n -ый корень уравнения $J_0(\alpha_n a) = 0$; D – коэффициент диффузии. Очевидно, что расчет возможен только численными методами. На рис. 1 в качестве примера изображено распределение концентрации $C/C0$ по радиусу контактной площадки r/a в зависимости от безразмерного времени Dt/a^2 как параметра для двух рассматриваемых случаев.

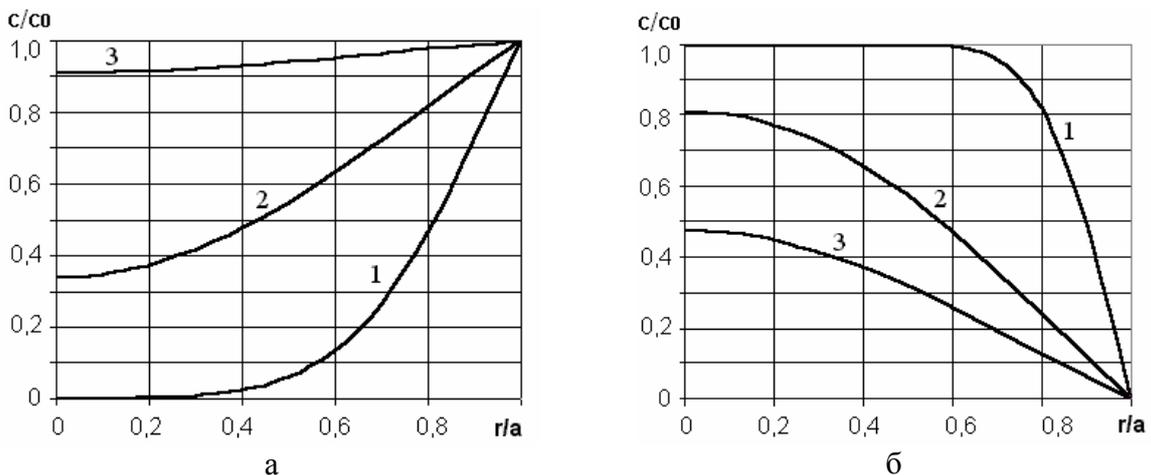


Рис. 1. Зависимость относительной концентрации $C/C0$ некоторого компонента от относительного радиуса площадки контакта r/a :

а - диффузия компонента с внешней границы контакта, 1 – 0,03; 2 – 0,15; 3 – 0,50;

б - диффузия компонента к внешней границе контакта, 1 – 0,01; 2 – 0,11; 3 – 0,21

* Бэррер Р. Диффузия в твердых телах. М.: Изд-во ИЛ, 1948. 504 с.

С практической точки зрения представляет интерес расчет времени, необходимого для окончания процесса диффузии при заданном значении температуры. Будем считать, что процесс диффузии закончен, если при $r = 0$ в первом случае $C/C_0 = 0,95$ и во втором случае $C/C_0 = 0,05$.

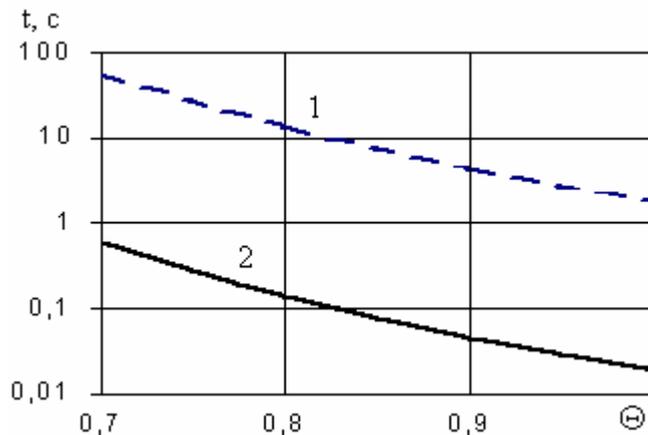


Рис. 2. Зависимость времени диффузии t от гомологической температуры Θ :
1 – $a = 0,1$ мм; 2 – $a = 0,01$ мм

Зависимость времени t окончания диффузии от гомологической температуры Θ для двух радиусов площадки контакта a близка к экспоненциальной (рис. 2).

Известно, что коэффициент диффузии D экспоненциально зависит от температуры T

$$D = D_0 e^{-E_a/RT},$$

где $E_a = BRT_{nl}$ – энергия активации процесса; для граничной диффузии $B = 8 \div 9$; $D_0 \approx 10^{-5}$ м²/с. Тогда

$$D = D_0 e^{-B/\Theta},$$

где $\Theta = T/T_{nl}$ – гомологическая температура.

УДК 621.762

В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, В.Д. Цветкова
Тверской государственной технической университет

ОКТАЭДРИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ РАСЧЕТА УДЕЛЬНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ДИСПЕРСНОГО МАТЕРИАЛА*

В работе** рассмотрена простая кубическая модель для расчета удельного сопротивления дисперсного материала, соответствующая значению координационного числа $z = 6$. Значение координационного числа z случайно упакованных гранул лежит в интервале $6 \div 8$. Для исследования влияния значения координационного числа на величину удельного сопро-

* Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования Российской Федерации (грант Т02-01.5-248)

** Измайлов В.В., Новоселова М.В. Моделирование механических и электрических процессов при консолидации дисперсных материалов: Материалы. Технологии. Инструменты. Гомель, 2002. Т. 7. № 2. С. 25 – 29; 2003. Т. 8. № 1. С. 11 – 15; 2003. Т. 8. № 2. С. 13 – 17.

тивления в данной работе рассмотрена модель материала, соответствующая значению координационного числа $z = 8$.

В рамках данной модели элементарная ячейка имеет вид октаэдра. При занятых шаровыми частицами ячейках (без вакантных мест) система имеет плотность $\alpha_0 = 0,56$. Будем считать, что после прессования частица с исходным диаметром d_0 имеет форму шара диаметром $d_{ш}$ с восьмью отсеченными сегментами высотой h , основания которых являются площадками контакта диаметра d_k . Конфигурация деформированной частицы представлена на рис. 1.

Исходя из постоянства объема деформируемой частицы и определения относительной плотности упаковки образца α , получена зависимость коэффициента деформации от относительной плотности материала $k_d = f(\alpha)$. Сравнение коэффициента деформации частиц в октаэдрической и кубической моделях приведено на рис. 2.

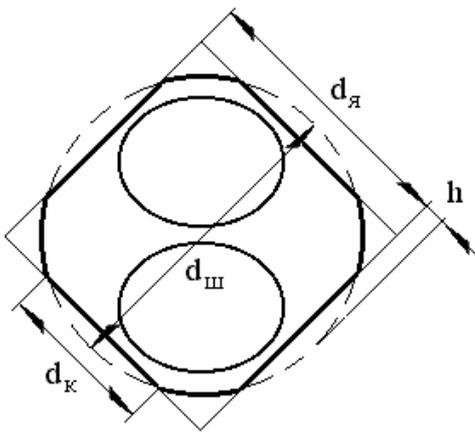


Рис. 1. Конфигурация деформированной частицы

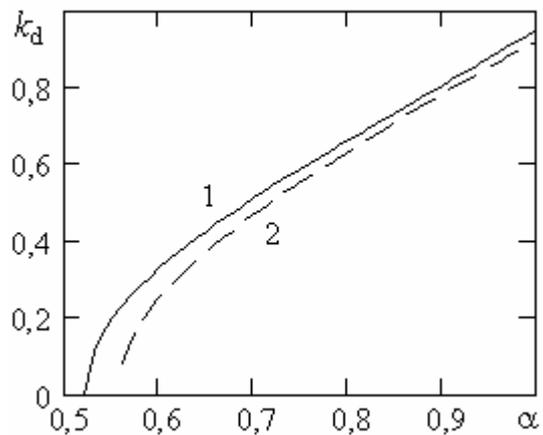


Рис. 2. Сравнение коэффициента деформации частицы: 1 – кубическая модель; 2 – октаэдрической модель

Для расчета удельного сопротивления материала воспользуемся методом верхней и нижней оценки. По одной оценке объем материала представлен как последовательно соединенные слои двух видов (рис. 3а). Первый слой содержит параллельно соединенные элементы в виде бочек, второй слой содержит параллельно соединенные элементы в виде наклонных цилиндров. Тогда удельное электросопротивление дисперсного материала можно определить по формуле

$$\rho_1 = a \left(R_{сл1} + \frac{R_{сл2}}{4} \right),$$

где $R_{сл1}$ и $R_{сл2}$ – сопротивление слоев единичной площади; a – высота элементарного слоя (см. рис. 3а).

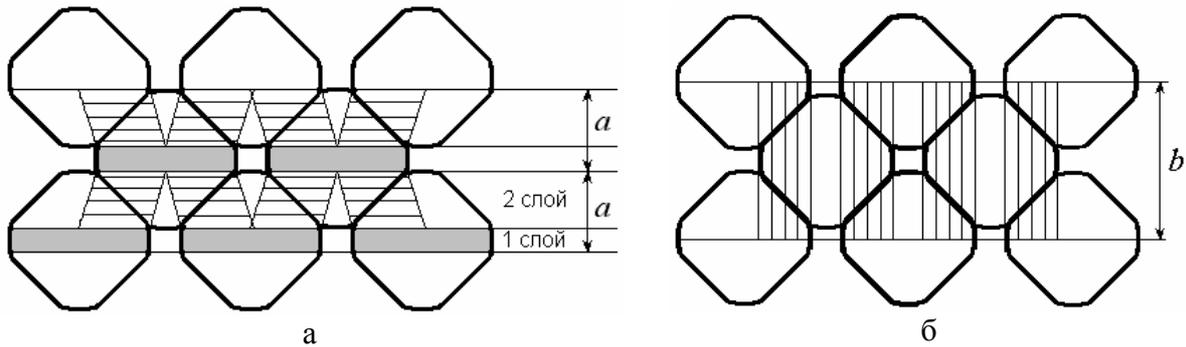


Рис. 3. Модели дисперсного материала для расчета удельного сопротивления:
а – по слоям; б – по столбцам

По другой оценке объем материала представлен как параллельно соединенные столбцы (рис. 3б), содержащие последовательно соединенные элементы в виде прямых цилиндров. Высота элементарного цилиндра равна высоте октаэдра, площадь основания цилиндра равна площади проекции площадки контакта. Тогда удельное электросопротивление дисперсного материала можно определить следующим образом:

$$\rho_2 = b \frac{R_{cm}}{4},$$

где R_{cm} – сопротивление элементарного столбца; b – высота элементарного столбца, равная высоте октаэдра (см. рис. 3б).

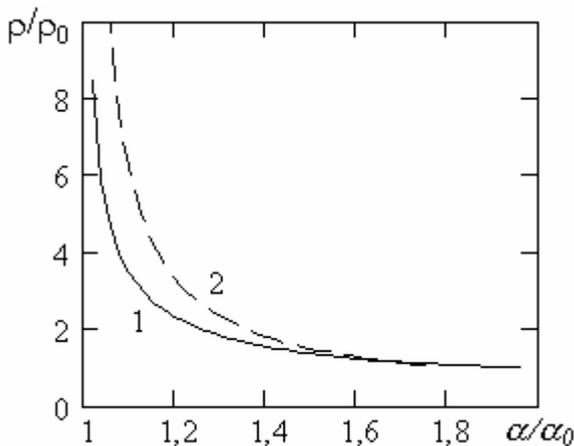


Рис. 4. Сравнение расчета удельного сопротивления: 1 – кубическая модель; 2 – октаэдрическая модель

для расчета его проводимости, использовать более простую кубическую модель.

Среднее значение между двумя оценками определяет значение удельного сопротивления материала:

$$\rho = \frac{\rho_1 + \rho_2}{2}.$$

Сравнение результатов расчета представлено на рис. 4. В интервале плотностей, представляющем практический интерес ($\alpha/\alpha_0 = 1,4 \div 2,0$), результаты двух моделей совпадают. Этот факт дает основание при моделировании дисперсного материала,

УДК 621.891

Д.А. Зоренко
Тверской государственной технической университет

УЛУЧШЕНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ
ОКСИДНЫХ АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ
НА АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВАХ, ПОЛУЧАЕМЫХ В РЕЖИМЕ
АНОДНО-ИСКРОВОГО ОКСИДИРОВАНИЯ

Покрyтия, получаемые анодно-искровым способом на алюминиевых сплавах наряду с хорошими физико-механическими свойствами имеют не удовлетворительные антифрикционные свойства, например, высокий коэффициент сухого трения, приводящие к заеданиям в нагруженных узлах машин. В основу исследования была положена задача разработки такого способа получения антифрикционного покрытия на алюминии и его сплавах, при котором было бы обеспечено повышение надежности и долговечности его работы, за счет снижения коэффициента трения и исключения тем самым схватывания и заеданий подвижных деталей в узлах машин [1]. Технический результат был достигнут путем формирования покрытия высокой твердости, обладающего при этом низким коэффициентом трения, что позволило успешно эксплуатировать его в условиях трения без смазочного материала. Высокие антифрикционные свойства обеспечиваются за счет того, что покрытие, полученное предложенным способом, представляет собой тугоплавкую керамическую матрицу, содержащую в порах большое количество частиц твердой смазки. Таким образом, режим сухого трения заменяется трением с твердой смазкой.

В результате проведенных исследований были найдены пути получения самосмазывающихся покрытий с частицами графита и дисульфида молибдена в качестве твердого смазочного материала, полученных в анодно-искровом режиме. Внедрение частиц графита в покрытие осложняется его электропроводными свойствами. Токопроводящие частицы графита при подаче тока на ванну и покрываемую деталь вызывают коррозию поверхности покрываемого образца, создавая тем самым очаги безразрядной утечки тока, нарушающие пассивный слой поверхности. В ходе работы эта проблема была решена двумя способами: 1) с помощью разделения процесса на два этапа; 2) в результате применения глицерина в качестве диэлектрической пленки, создаваемой на поверхности частицы графита.

Согласно первому способу, на поверхность покрываемого образца первоначально наносилось тонкое (5 – 10 мкм) покрытие в электролите без частиц графита. После чего покрываемый образец помещался в электролит с повышенным содержанием жидкого стекла и мелкодисперсным

(2 – 10 мкм) порошком графита, и процесс продолжался до получения покрытия заданной толщины. В полученном таким образом покрытии частицы дисперсной фазы отсутствуют в слое, прилегающем к покрываемой поверхности алюминия. Вторым способ позволил получать покрытия с содержанием частиц графита по всей толщине покрытия, за счет адсорбции глицерина поверхностью графита. Глицерин для проводимых испытаний выбран из-за своих неионогенных свойств.

Вторым веществом дисперсной фазы, в качестве альтернативы графиту, был выбран дисульфид молибдена в связи с его диэлектрическими свойствами, что позволило использовать его в качестве частиц дисперсной фазы с самого начала процесса нанесения покрытия. Микроструктуры покрытий изображены на рис. 1. Большим недостатком MoS_2 , с которым пришлось столкнуться, явилась высокая химическая активность. Во избежание окисления MoS_2 при получении покрытия было решено также использовать глицерин. В процессе нанесения покрытия при высоких температурах в окислительной среде адсорбированная пленка глицерина позволила уберечь MoS_2 от превращения в двуокись MoO_2 и трехокись MoO_3 , которые не являются твердыми смазочными материалами.

Глицерин также препятствует окислению дисульфида молибдена в процессе трения во влажном атмосферном воздухе при температурах до 200 °С. В данных условиях происходит снижение смазывающей способности вследствие образования двуокиси MoO_2 , ослабляющей адгезию частиц твердой смазки со смазываемой поверхностью и приводящей к отрыву смазывающей пленки от защищаемой поверхности. При температурах выше 200 °С глицерин препятствует окислению MoS_2 до MoO_3 , который имеет свойства абразива и приводит к разрушению трущихся поверхностей. Но защита пленкой глицерина при трении является неполной, так как адсорбированный слой глицерина стирается с поверхности частиц, и при повышенных температурах (более 200 °С) происходит резкое снижение смазывающих свойств, а при дальнейшем повышении температуры резкое увеличение коэффициента трения и износа. Для предотвращения распада глицерина при высоких температурах в процессе образования покрытия и изменения его свойств как поверхностно активного вещества электролит охлаждали до температуры 2 – 5 °С, которая поддерживалась в данном интервале в течение всего времени обработки.

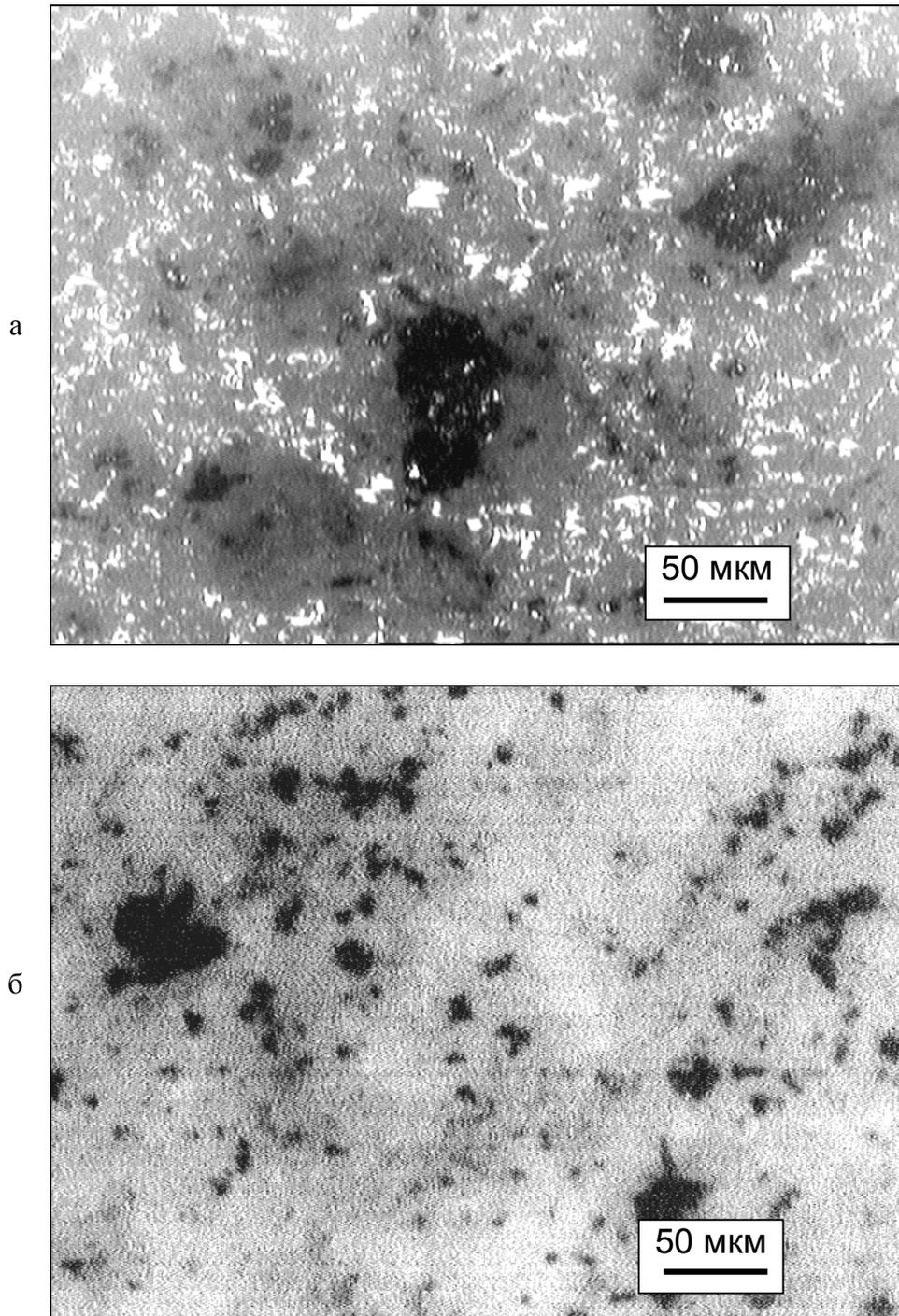


Рис. 1. Поверхность износостойкого анодно-искрового покрытия на алюминиевом сплаве Д1: а – с частицами графита; б – в поляризованном свете

Триботехнические испытания полученных покрытий показали, что они обладают значительно лучшими антифрикционными свойствами по сравнению с известными оксидными покрытиями. Зависимость коэффици-

ента трения от концентрации частиц твердой смазки в электролите (рис. 2) устанавливает связь между эксплуатационными свойствами покрытия и технологией его нанесения.

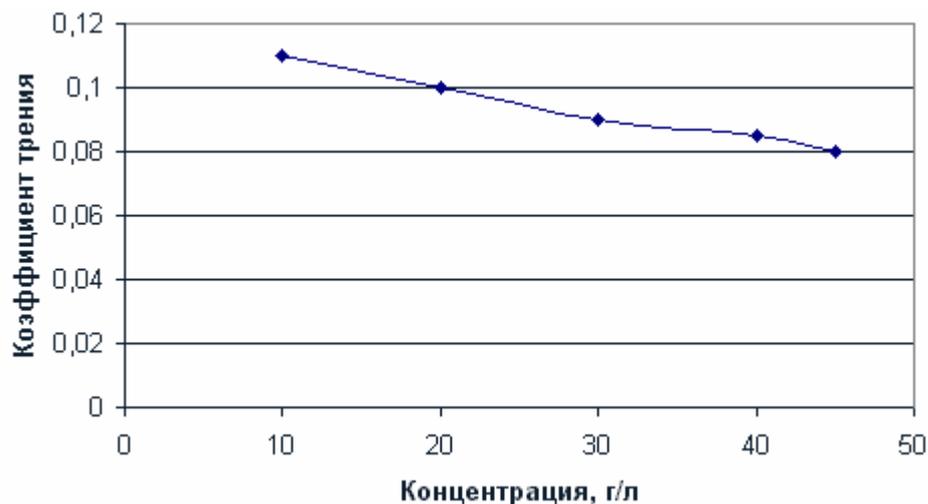


Рис. 2. Зависимость рабочего коэффициента трения от концентрации частиц дисульфида молибдена в электролите

Триботехнические испытания позволили также доказать необходимость использования защитных сольватных оболочек при получении покрытий. В ходе испытаний были определены рекомендации по использованию данных покрытий и установлены значения коэффициента трения для покрытия с частицами дисульфида молибдена, полученного без добавления глицерина: 0,25 ... 0,5. Это подтверждает защитное действие глицерина и доказывает необходимость использования его в процессе получения самосмазывающегося покрытия с частицами дисульфида молибдена в качестве дисперсной фазы.

Таким образом, данное покрытие можно использовать в узлах трения без смазочного материала, так как при этом оно позволяет обеспечить низкий коэффициент трения скольжения и повысить износостойкость рабочих поверхностей узла трения, а также избежать заеданий в процессе работы.

Библиографический список

1. Баковец В.В., Поляков О.В., Долговесова И.П. Плазменно-электролитическая анодная обработка металлов. Новосибирск: Наука, 1991. 152 с.
2. Демкин Н.Б. Физические основы трения и износа машин. Калинин: КГУ, 1981. 115 с.

УДК 621.762

Р.С. Зинякин, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова
Тверской государственной технической университет

МАКРОС ДЛЯ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СВОЙСТВ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА БАЗЕ MS Excel *

В работах [1, 2] представлены теоретические модели прогнозирования механических и электрических характеристик дисперсных электропроводных материалов. Все модели взаимосвязаны и основаны на свойствах исходных компонентов. Для практического применения данные модели объединены в единую компьютерную модель в виде макроса, написанного на языке VBA, встроенного в Excel. Макрос позволяет рассчитать характеристики композиционных материалов: жидкометаллического и двухкомпонентного твердометаллического материала на основании свойств исходных компонентов. Диалоговое окно макроса изображено на рис. 1.

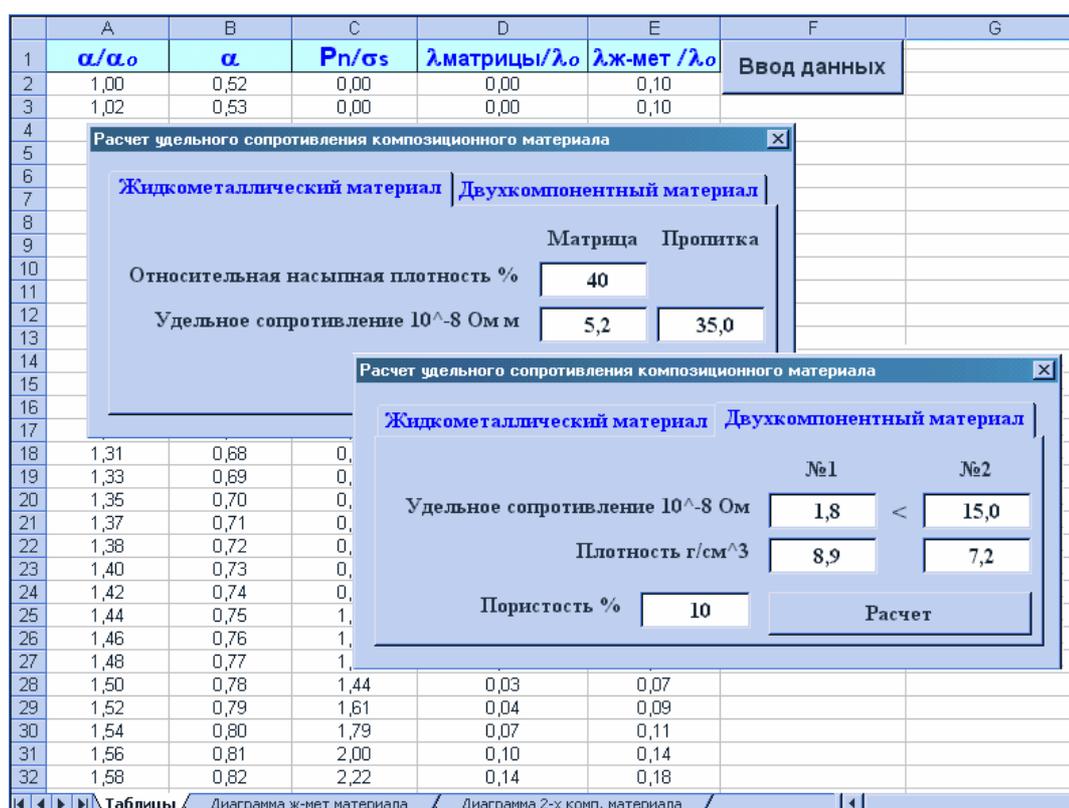


Рис. 1. Диалоговое окно

* Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования Российской Федерации (грант Т02-01.5-248)

Конечный результат выводится в виде расчетной таблицы и диаграммы, по которым можно определить ожидаемую величину электропроводности материала: для жидкометаллического – по приложенному усилию прессования или относительной плотности материала (рис. 2), для двухкомпонентного – по массовому содержанию компонентов m_2/m_1 (рис. 3).

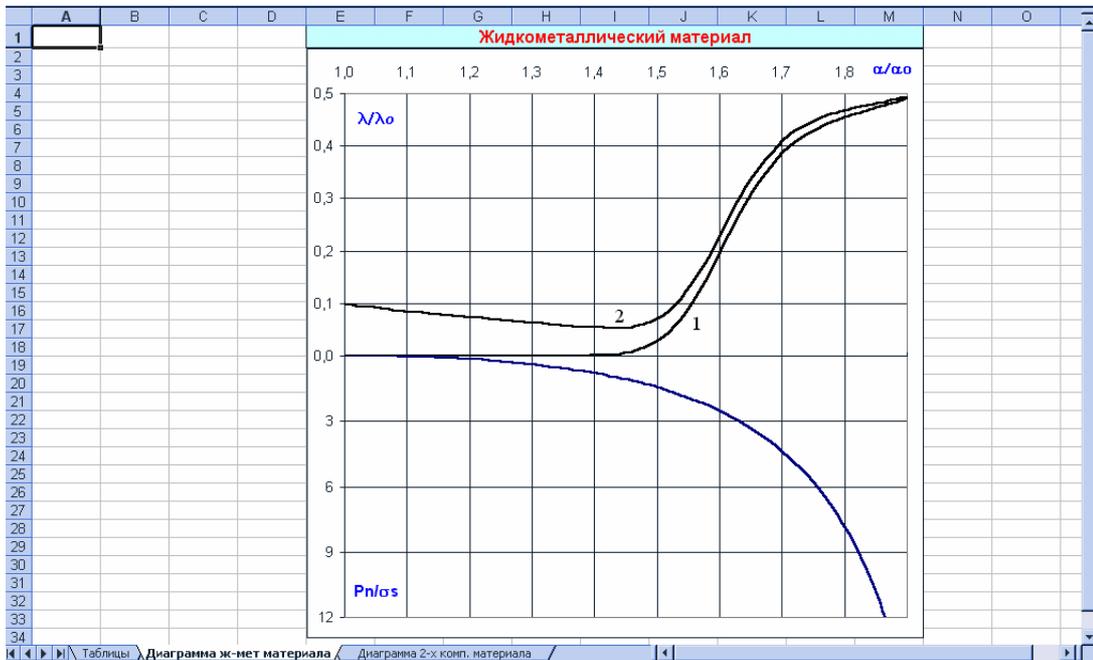


Рис. 2. Диаграмма свойств жидкометаллического материала

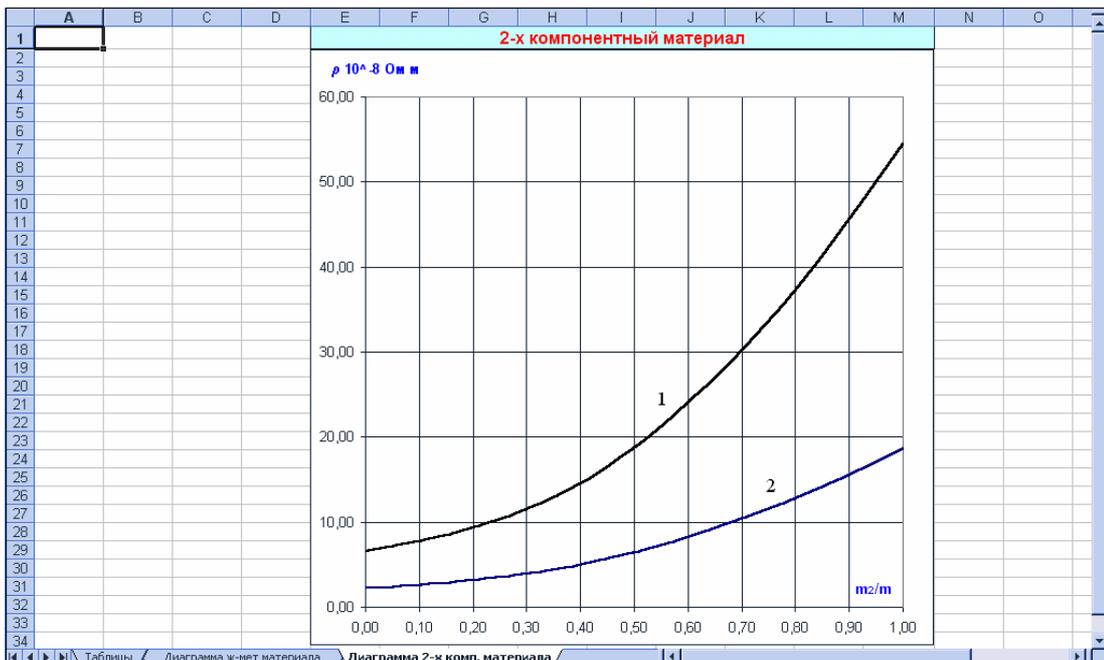


Рис. 3. Диаграмма свойств двухкомпонентного твердометаллического материала

На рис. 2 и рис. 3 свойства проводимости конечного материала представлены в виде диапазона. Используются следующие обозначения: α/α_0 – относительная плотность материала (отношение текущей плотности к насыпной), P_n/σ_s – безразмерное номинальное давление (σ_s – предел текучести материала), λ/λ_0 – относительная электропроводность материала (отношение текущей удельной электропроводности материала к удельной электропроводности монолитного материала). Кривая 1 (см. рис. 2) соответствует электропроводности металлической матрицы. Следует заметить, что теоретический расчет произведен с учетом наличия окисных пленок на частицах дисперсного материала. Кривая 2 (см. рис. 2) соответствует электропроводности жидкометаллического композиционного материала, полученного в результате пропитки исходной металлической матрицы. Кривая 1 (см. рис. 3) соответствует удельному сопротивлению двухкомпонентного материала, рассчитанного без учета окисных пленок, кривая 2 – с учетом окисных пленок.

Данный макрос позволяет оперативно и наглядно прогнозировать свойства получаемого материала на основании свойств отдельных компонентов.

Библиографический список

1. Измайлов В.В., Новоселова М.В. К расчету усилия прессования дисперсного металлического материала // Механика и физика фрикционного контакта: Сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2000. С. 17 – 24.
2. Измайлов В.В., Новоселова М.В. Две модели для расчета удельного электросопротивления дисперсного электрофрикционного материала // Механика и физика фрикционного контакта: Сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2001. С. 47 – 56.

УДК 621.822

А.Н. Болотов, И.В. Горлов
Тверской государственный технический университет

ИСПЫТАНИЯ НА ИЗНОС ПОВЕРХНОСТЕЙ, ВОССТАНОВЛЕННЫХ ЛОКАЛЬНЫМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Восстановлению рационально подвергать сложные и дорогостоящие детали. К таким деталям, например, можно отнести блок цилиндров двигателя ЗМЗ 4025, износ подшипников распределительного вала которого приводит к его выбраковке. Восстановление поверхности производилось

методом, рассмотренным в работе [1]. После восстановления изношенных рабочих поверхностей подшипников скольжения, необходимо проверить их триботехнические параметры. Проведённое в процессе ремонта пластическое деформирование и внесение антифрикционного материала существенно изменяют триботехнические параметры восстановленных поверхностей, их структура становится композиционной. Натурные испытания могли бы дать исчерпывающие данные для сравнения работоспособности восстановленной детали с новой, но такие испытания достаточно продолжительные по времени, дорогие по стоимости и, следовательно, не всегда целесообразны. В машиностроении давно известен простой и дешёвый способ исследования зависимости износа деталей от времени эксплуатации: систематический контроль за изменением размеров детали в процессе эксплуатации и в период ремонта машин с последующим анализом полученной информации статистическими методами. Тем не менее, возможности использования этих данных в процессе исследований по восстановлению изношенных деталей машин ограничены во времени и могут сочетаться с лабораторными методами изучения сравнительного износа контрольных образцов в условиях интенсификации нагрузок.

Для оценки триботехнических параметров реконструируемой поверхности на данном этапе исследований можно провести сравнительные испытания образцов из материалов, используемых для изготовления интересующего нас класса деталей, подвергнутых восстановлению и не требующих его. На этих образцах можно провести цикл сравнительных измерений скорости изнашивания при различных режимах работы.

Наиболее существенное влияние на износ оказывают величина удельного контактного давления на рабочую поверхность подшипника скольжения и условия смазывающего слоя. В момент запуска машины чаще всего наблюдается неустановившийся режим смазывания и как следствие граничный режим трения, что приводит к повышенному износу. Следовательно, при постановке эксперимента надо стремиться к аналогичным условиям. Получить граничное трение можно, увеличивая контактное давление на рабочую поверхность подшипника, ограничивая при этом количество смазки и применяя невысокие скорости скольжения, для уменьшения гидродинамической составляющей трения. Таким образом, для сравнительной оценки поверхностей, подвергнутых восстановлению и не изношенных, достаточно будет провести серию испытаний при различном контактном давлении на нескольких скоростях.

При проведении сравнительных испытаний на образцах можно использовать машину трения МТШ-М (рис. 1), для этого в её конструкцию был внесён ряд изменений. Вместо шаров в оправке использовались пальчиковые инденторы, работающие торцом.

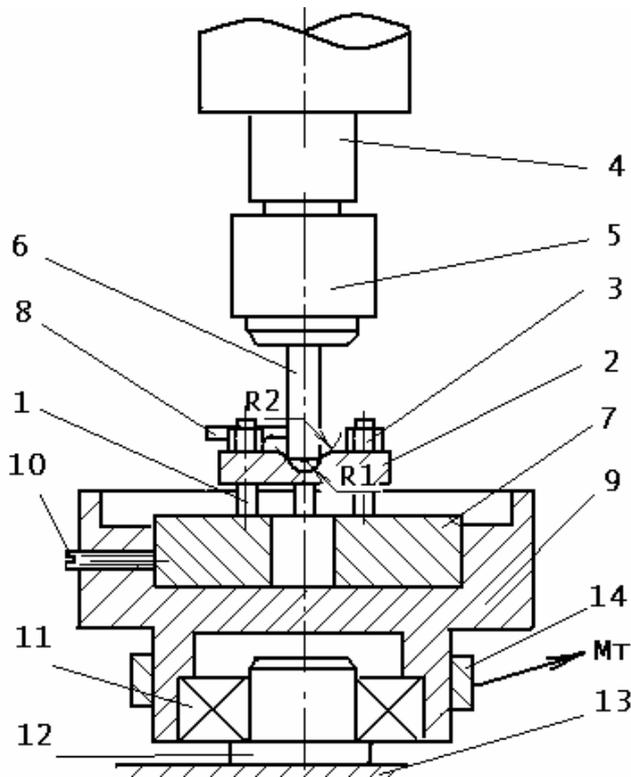


Рис. 1. Пальчиковая машина трения для испытания контрольного и восстановленного образца

Три исследуемых пальчиковых образца 1 устанавливаются в оправку 2 и фиксируются гайками 3. Три отверстия под пальчиковые образцы 1 в оправке 2 диаметром 25 мм расположены на одинаковом расстоянии друг от друга. Это позволяет равномерно распределить на каждый палец нагрузку, которая передаётся от выдвижной пиноли 4 через патрон 5 и приводной вал 6. Нажимная часть приводного вала 6 имеет сферическую форму с радиусом, равным радиусу R1 углубления в оправке 2, что обеспечивает точное прилегание рабочих поверхностей пальчиков 1 к контртелу 7, которое имеет форму диска с отверстием по центру. Контртело выполнено из стали ШХ-15 твёрдостью 60 единиц по HRC с шероховатостью рабочей поверхности $R_a = 0,63$ мкм.

Для передачи вращательного движения применяется штифт 8, закреплённый в приводном валу 6 и упирающийся в гайку 3 на оправке 2. Контртело 7 устанавливается в корпус 9 и фиксируется винтом 10. Корпус 9 посажен на наружное кольцо подшипника 11. Внутреннее кольцо шарикоподшипника установлено на опору 12, закреплённую на столе машины 13. Для исключения вращения корпуса и одновременного измерения момента сил трения на него устанавливается кольцо 14, связанное гибкой тягой с тензобалкой.

Перед испытаниями пальчиковые образцы притираются на притирочной плите своими рабочими поверхностями до шероховатости $R_a = 0,63$ мкм. Методика измерения заключается в следующем. Собранный образец рабочих поверхностями пальчиков укладывается на стол измерительного устройства таким образом, чтобы сферическое углубление радиусом R2 находилось под шариковым наконечником индикатора такого же радиуса. Сферические поверхности на оправке и наконечнике электронного датчика позволяют надёжно базировать контролируемые поверхности при измерении, что обеспечивает необходимую точность и стабильность получаемых результатов. Сферический измерительный наконечник электронного датчика перемещений «Микрон-02» тип АУРМ3445002 совмещаем с соответ-

ствующим углублением на оправке, настраиваем прибор на ноль и извлекаем оправку из измерительного устройства. Затем собранная с пальчиковыми образцами оправка устанавливается на контртело и заливается маслом в объёме 5 см^3 . Приводной вал подводится за счет перемещения пиноли к соответствующему сферическому углублению в оправке. Задаётся усилие на пиноль с помощью груза. Величина износа в зависимости от времени работы машины определяется периодически после остановки и охлаждения оправки с образцами до комнатной температуры на заранее настроенном измерительном устройстве.

Интенсивность износа образцов из алюминиевого сплава АК-9, бронзы БрС30 и цинкового сплава ЦАМ10-5 определялась в зависимости от величины контактного давления и скорости скольжения на контрольных и восстановленных образцах. Давление изменялось от 10 до 150 кг/см^2 , а скорость – от 8 до 50 м/мин. Предлагаемые режимы выбраны для того, чтобы получить гарантированный режим граничного трения, характерный для неустановившегося режима смазки во время пуска и остановки двигателя внутреннего сгорания. Кроме того, при повышенном контактном давлении износ наиболее интенсивен и позволяет провести сравнительные испытания в сжатые сроки.

Результаты исследования (табл. 1, 2) показали, что снижение интенсивности износа восстановленного образца имеет место во всех представленных случаях. Причем наиболее существенное снижение получилось на алюминиевом сплаве АК-9, около 40 % при различных условиях трения, у цинкового сплава ЦАМ10-5 до 25 %, а наименьшее у свинцовистой бронзы БрС30 до 10 %.

Таблица 1. Влияние контактного давления на интенсивность изнашивания для некоторых подшипниковых материалов (условия трения: $V = 10 \text{ м/мин}$, $T \sim 300 - 330 \text{ }^\circ\text{K}$)

давление материал МПа	1	2	4	6	10	15
АК-9 без восст	$4.7 \cdot 10^{-10}$	$7.6 \cdot 10^{-10}$	$1.7 \cdot 10^{-9}$	$2.4 \cdot 10^{-9}$	$4.1 \cdot 10^{-9}$	$5.5 \cdot 10^{-9}$
АК-9 после восст	$3.4 \cdot 10^{-10}$	$5.3 \cdot 10^{-10}$	$1.2 \cdot 10^{-9}$	$1.7 \cdot 10^{-9}$	$2.8 \cdot 10^{-9}$	$3.9 \cdot 10^{-9}$
БрС30 без восст	$1.1 \cdot 10^{-10}$	$2.1 \cdot 10^{-10}$	$4.5 \cdot 10^{-10}$	$6.3 \cdot 10^{-10}$	$1.1 \cdot 10^{-9}$	$1.4 \cdot 10^{-9}$
БрС30 после восст	$1 \cdot 10^{-11}$	$1.9 \cdot 10^{-10}$	$4 \cdot 10^{-10}$	$5.7 \cdot 10^{-10}$	$1 \cdot 10^{-9}$	$1.2 \cdot 10^{-9}$
ЦАМ10-5 без восст	$1.7 \cdot 10^{-10}$	$2.7 \cdot 10^{-10}$	$6.1 \cdot 10^{-10}$	$8.5 \cdot 10^{-10}$	$1.4 \cdot 10^{-9}$	$2.1 \cdot 10^{-9}$
ЦАМ10-5 после восст	$1.3 \cdot 10^{-10}$	$2.1 \cdot 10^{-10}$	$4.8 \cdot 10^{-10}$	$6.9 \cdot 10^{-10}$	$1.1 \cdot 10^{-9}$	$1.7 \cdot 10^{-9}$

Таблица 2. Влияние скорости скольжения на интенсивность изнашивания для некоторых подшипниковых материалов (условия трения: $q = 10 \text{ МПа}$, $T \sim 300 - 330 \text{ }^\circ\text{K}$)

скорость м/мин. материал	10	20	30	40	50
АК-9 без восст	$4.1 \cdot 10^{-9}$	$2.7 \cdot 10^{-9}$	$1.7 \cdot 10^{-9}$	$7.2 \cdot 10^{-10}$	$4.8 \cdot 10^{-10}$
АК-9 после восст	$2.9 \cdot 10^{-9}$	$1.9 \cdot 10^{-9}$	$1.3 \cdot 10^{-9}$	$5.1 \cdot 10^{-10}$	$3.4 \cdot 10^{-10}$
БрС30 без восст	$1.1 \cdot 10^{-9}$	$8.1 \cdot 10^{-10}$	$4.7 \cdot 10^{-10}$	$2 \cdot 10^{-10}$	$1.3 \cdot 10^{-10}$
БрС30 после восст	$1 \cdot 10^{-9}$	$7.6 \cdot 10^{-10}$	$4.2 \cdot 10^{-10}$	$1.8 \cdot 10^{-11}$	$1.2 \cdot 10^{-10}$
ЦАМ10-5 без восст	$1.4 \cdot 10^{-9}$	$9.6 \cdot 10^{-10}$	$6.1 \cdot 10^{-10}$	$2.6 \cdot 10^{-10}$	$1.7 \cdot 10^{-10}$
ЦАМ10-5 после восст	$1.1 \cdot 10^{-9}$	$6.4 \cdot 10^{-10}$	$3.9 \cdot 10^{-10}$	$1.7 \cdot 10^{-10}$	$1.3 \cdot 10^{-10}$

Таким образом, исследование, проведённое на трёх различных материалах доказывает, что композиционный материал, получаемый при восстановлении подшипников скольжения при некоторых условиях может улучшать триботехнические параметры узла трения.

Библиографический список

1. Болотов А.Н., Горлов И.В. Восстановление изношенных поверхностей методом пластического деформирования // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2002. С. 39 – 43.
2. Буше Н.А. Трение, износ и усталость в машинах. М.: Транспорт, 1987. 223 с.
3. Восстановление автомобильных деталей: Технология и оборудование / В.Е. Канарчук, А.Д. Чигринец, О.Л. Голяк, П.М. Шоцкий. М.: Транспорт, 1995. 303 с.
4. Ускоренные испытания машин на износостойкость как основа повышения их качества / М.В. Борисов, М.В. Павлов, И.А. Постников. М.: Издательство стандартов, 1976. 352 с.

УДК 621.762

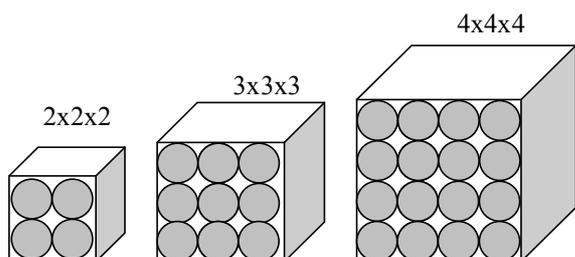
В.В. Измайлов, Д.А. Левыкин, М.В. Новоселова
Тверской государственной технической университетК ОБОСНОВАНИЮ ВЫБОРА СТРУКТУРНОГО ЭЛЕМЕНТА
ДИСПЕРСНОГО МАТЕРИАЛА ПРИ ЕГО МОДЕЛИРОВАНИИ *

Рис. 1. Типы элементарных ячеек

При моделировании дисперсного материала для расчета его проводимости в работе ** в качестве наименьшего структурного элемента была выбрана элементарная ячейка, содержащая две частицы на ребре. Для обоснования предположения о

том, что данный структурный элемент адекватно описывает свойства дисперсного материала, ниже рассмотрены три типа элементарных кубических ячеек, содержащих две частицы на ребре, три частицы на ребре и четыре частицы на ребре (рис. 1).

В результате компьютерного моделирования, используя метод верхней и нижней оценки, получены наиболее вероятные значения электропроводности элементарной ячейки в зависимости от доли вакантных мест x (относительной плотности $\alpha_0 = (1-x) \cdot \pi/6$). Очевидно, что для проводимости ячейки G_y можно записать выражение

$$G_y = k_x \cdot G_k,$$

где коэффициент $k_x = f(x)$, учитывающий различные варианты расположения вакантных мест в ячейке, G_k – электропроводность единичной грани. Графическая зависимость коэффициента k_x от относительной плотности элементарной ячейки представлена на рис. 2.

Удельная электропроводность дисперсного материала определяется на основании полученных значений наиболее вероятной проводимости элементарных ячеек. Для относительной удельной электропроводности материала справедливо выражение

* Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования Российской Федерации (грант Т02-01.5-248).

** Измайлов В.В., Новоселова М.В. Две модели для расчета удельного электросопротивления дисперсного электрофрикционного материала / Механика и физика трения: Сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2001. С. 47 – 56.

$$\frac{\lambda}{\lambda_0} = \frac{G_{я}n}{G_{к}n^2} = \frac{k_x}{n},$$

где n – число элементарных ячеек на единичной длине, λ_0 – проводимость монолитного материала.

Сравнение относительных удельных проводимостей дисперсного материала, полученных по трем указанным моделям, представлено на рис. 3. Результат (совпадение значений λ/λ_0 по всем трем моделям) свидетельствует о том, что ячейка, содержащая две частицы на ребре, адекватно описывает свойства всего дисперсного материала.

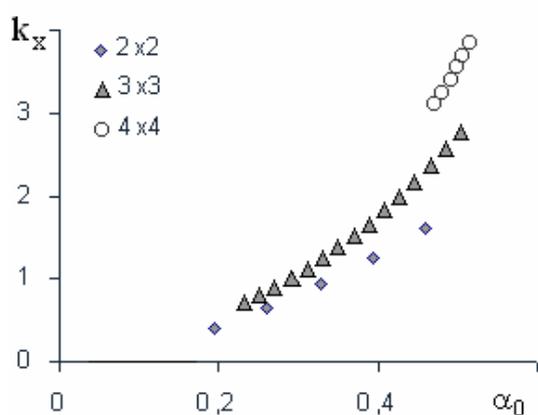


Рис. 2. Сравнение электропроводности элементарных ячеек трех типов

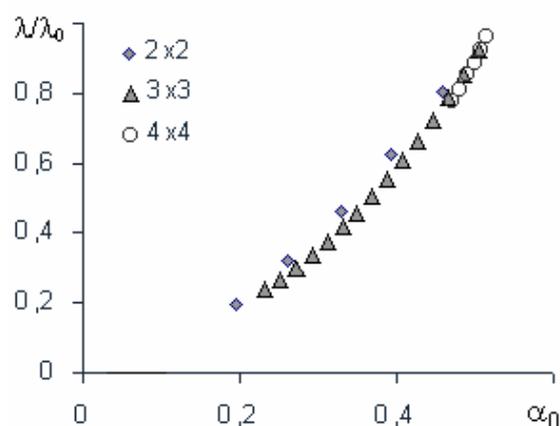


Рис. 3. Сравнение относительных удельных проводимостей материала

УДК 531.44

В.В. Мешков, Р.С. Варца
Тверской государственной технической университет

О МОДЕЛИРОВАНИИ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ МАТЕРИАЛА ВТУЛКИ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ АБРАЗИВНЫХ ЧАСТИЦ

Введение

Представления о сложной природе абразивного изнашивания в условиях трения скольжения долгое время базировались, главным образом, на экспериментальных данных, учитывающих влияние на износ только твердости материалов сопрягаемых поверхностей.

Износостойкость определяется комплексом механических свойств, включающим прочность, пластичность, твердость. Износостойкость не

является величиной постоянной, она зависит от соотношения свойств взаимодействующих тел при трении, в частности, от свойств абразива.

Известные работы [1 – 4] в области исследования абразивного изнашивания объясняют износ упругим и пластическим деформированием, многократным передеформированием, микрорезанием.

Моделированием процессов трения и изнашивания занимались многие исследователи [5 – 9]. Несмотря на это, моделирование абразивного изнашивания материалов под воздействием находящихся между трущими-ся поверхностями скольжения свободных частиц изучено недостаточно.

Изучение процесса изнашивания трибосопряжения целесообразно начать с моделирования единичного взаимодействия абразивной частицы и поверхностного слоя, так как процесс изнашивания происходит на микроуровне. Затем, расширив и обобщив модель взаимодействия единичной абразивной частицы с поверхностями трения, следует разработать модель абразивного изнашивания трибосопряжения.

Методика исследования *Экспериментальное исследование абразивных частиц и поверхностей трения*

Для изучения микрогеометрии поверхностей трения и геометрических параметров абразивных частиц использовался металлографический микроскоп МИМ-8 с цифровой видеокамерой типа РН-758.

Исходные данные для моделирования

Для моделирования единичного взаимодействия абразивной частицы и поверхностей трения трибосопряжений типа вал – втулка использовался метод конечных элементов [10]. Эквивалентные напряжения определялись по уравнению фон Мизеса

$$\sigma_{\text{экв}} = \left(\frac{1}{2} [S_x - S_y]^2 + [S_x - S_z]^2 + [S_y - S_z]^2 + [\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2] \right)^{\frac{1}{2}},$$

где S_x, S_y, S_z – нормальные напряжения в направлении оси X, Y, Z;
 $\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ – напряжение сдвига в плоскости XY, XZ, YZ соответственно.

Для численной реализации метода использована программа ANSYS 7.0, которая позволяет производить расчет напряженно-деформированного состояния с учетом нелинейного поведения материала, учитывать усталость материала при нагружении и т. д.

Кроме того, графический препроцессор ANSYS AGP, в отличие от SolidWorks 2001 позволяет работать с величинами порядка 1 мкм, что позволяет создавать модели в реальном масштабе и не производить перерасчет напряжений.

Характеристики материала абразивных частиц (хрусталя) [11]: микро-твердость – 12 ГПа, предел прочности при растяжении – 600 МПа, при сжатии – 6,5 ГПа, при изгибе – 1,1 ГПа, модуль упругости – 7,5 ГПа. Материал втулки – бронза Бр АЖ 9-4 (ГОСТ 613-65) имеет следующие характеристики [12]: твердость – 100 НВ, $\sigma_{\text{в}} = 350 - 450$ МПа, модуль упругости – 116 ГПа. Внутренний диаметр втулки – 40 мм, ширина – 20 мм. Вал действует на втулку с силой $F_0=160$ Н. Из-за больших размеров втулки по сравнению с абразивными частицами, поверхность втулки будем моделировать как полупространство.

Результаты исследования и их обсуждение *Микроскопическое исследование*

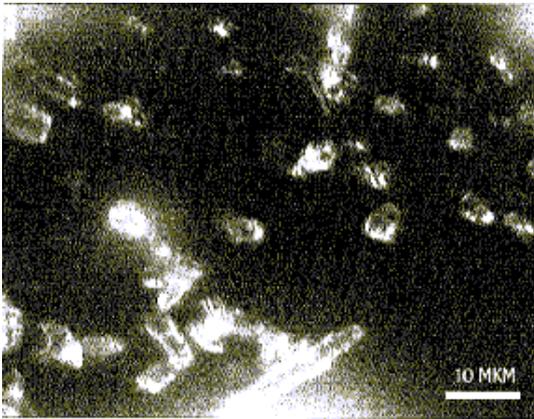


Рис. 1. Микрочастицы, образующиеся при шлифовании хрусталя

На рис. 1 в поляризованном свете видны частицы хрусталя. Средний максимальный размер частиц составляет 4,5 мкм, средний минимальный размер – 3,7 мкм. Форма частиц близка к овальной.

На поверхности износа втулки видны длинные борозды через ~ 20 мкм в направлении скорости скольжения (рис. 2).

При большем увеличении видны многочисленные мельчайшие царапины и трещины (рис. 3).

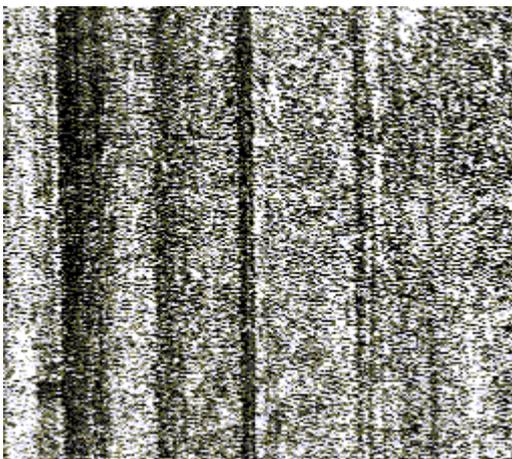


Рис. 2. Поверхность износа бронзовой втулки (— 100 мкм)



Рис. 3. Поверхность износа бронзовой втулки (— 10 мкм)

*Моделирование взаимодействия единичной абразивной частицы
7с поверхностью втулки*

Расчетная конечно-элементная модель представлена на рис 4. При моделировании рассмотрим несколько случаев силового взаимодействия между частицей и поверхностью втулки:

1) Крайний случай. Количество частиц настолько мало, что возникающие напряжения способны разрушить абразивную частицу. Этот момент соответствует поступлению частиц в зазор и началу абразивного изнашивания втулки. Примем, что сила, приходящаяся на каждую частицу (далее просто удельная сила), равна 0,05 Н, тогда количество частиц, участвующих в контакте $n = F_0/F_y = 160/0,05 = 3\ 200$ шт.

В этом случае напряжения в частице достигают 8,5 ГПа, что больше предела прочности 6,5 ГПа хрустала (рис. 5), и она разрушается.

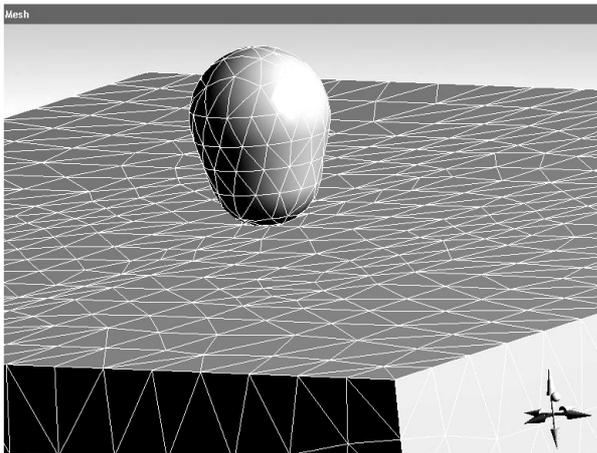


Рис. 4. Трехмерная расчетная конечно-элементная модель

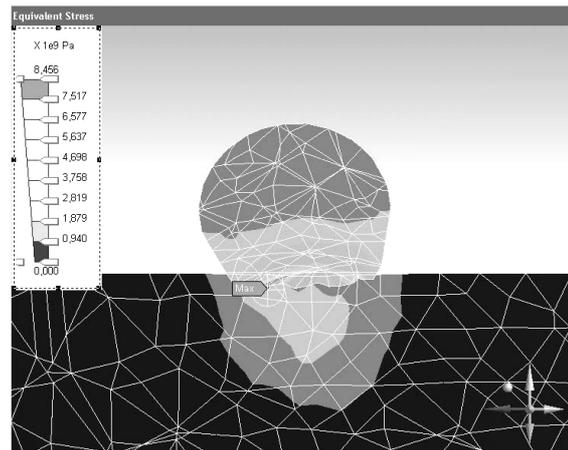


Рис. 5. Распределение эквивалентных напряжений в поверхностном слое втулки и частице при наличии в контакте 3 200 абразивных частиц

2) Начало разрушения материала втулки при однократном воздействии ожидается при превышении предела прочности материала втулки. Примем, что удельная сила равна 0,01 Н. Тогда количество частиц, участвующих в контакте – 16 000 шт.

Анализ распределения напряжений в контактной зоне (рис. 6), свидетельствует о том, что максимальные напряжения в поверхностном слое достигают 658 МПа, что в 1,5 раза больше предела прочности бронзы (350 – 450 МПа). Следовательно, в этом случае в зоне фрикционного взаимодействия будет происходить пластическое отеснение, которое может привести к разрушению и удалению как поверхностного, так и подповерхностного слоя.

3) Примем, что удельная сила $F_y = 0,002$ Н. Получим количество частиц, участвующих в контакте $n = F_0/F_y = 160/0,002 = 80\ 000$ шт.

Это максимально возможная концентрация C_{max} , которая соответствует периоду установившегося режима (насыщение зазора частицами).

Анализ распределения напряжений в контактной зоне (рис. 7), показывает, что максимальные эквивалентные напряжения в поверхностном слое не превышают 132 МПа, что меньше предела текучести бронзы. Следовательно, при однократном воздействии пластическая деформация возникать не будет.

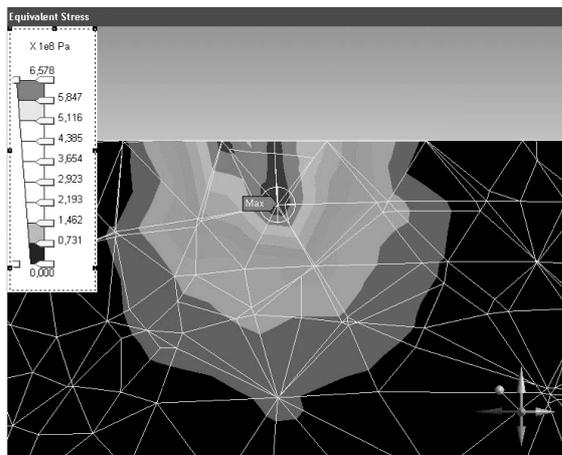


Рис. 6. Распределение эквивалентных напряжений в поверхностном слое втулки при наличии в контакте 16 000 абразивных частиц (——— 5мкм)

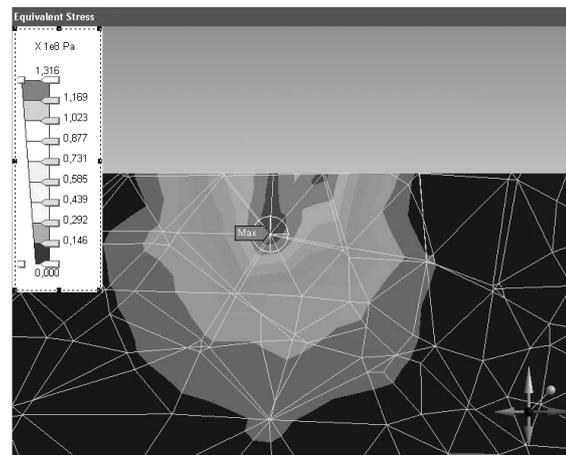


Рис. 7. Распределение эквивалентных напряжений в поверхностном слое втулки при наличии в контакте 80 000 абразивных частиц(——— 5мкм)

Таким образом, при увеличении концентрации абразивных частиц в контакте эквивалентные напряжения в поверхностном слое тела уменьшаются, т.е. ослабляется действие единичной частицы на поверхностный слой втулки. Вероятно, с возрастанием концентрации частиц характер износа меняется от пластического отеснения к многократному передеформированию материала и усталостному изнашиванию.

Как отмечалось ранее, данное трибосопряжение работает в установившемся режиме, когда количество частиц в зазоре достигает насыщения и практически не меняется во времени. В этом случае удельная сила, действующая на каждую частицу в отдельности, равна 0,002 Н.

Теперь рассмотрим влияние сразу нескольких абразивных частиц на напряженно-деформированное состояние поверхности втулки. Кроме того, добавим тангенциальную составляющую силы, которая получается в результате вращения вала.

В расчётной модели частицы расположены в шахматном порядке так, что зазоры между частицами перекрываются следующим рядом частиц (рис. 8).

Распределение напряжений фон Мизеса представлено на рис. 9. При воздействии нескольких частиц создаваемые ими напряжения накладываются друг на друга, образуя сложную напряженно-деформированную картину.

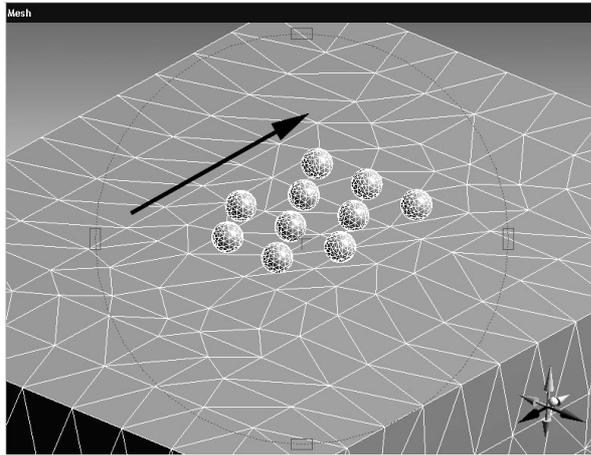


Рис. 8. Трехмерная расчетная конечно-элементная модель (стрелкой указано направление скольжения)

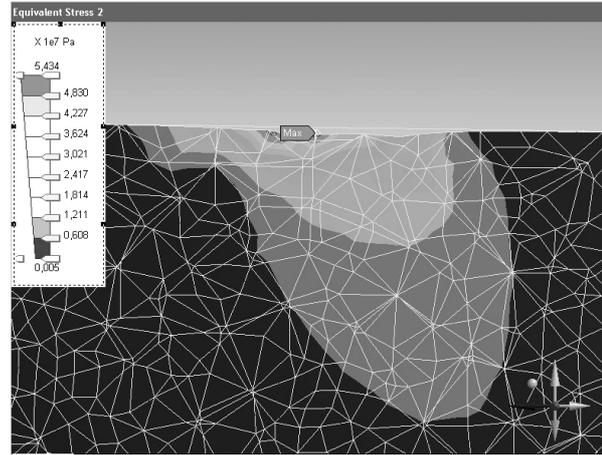


Рис. 9. Напряженно-деформированное состояние поверхности втулки при наличии в контакте 80 000 абразивных частиц (разрез вдоль линии скольжения)

Теперь рассчитаем максимальную деформацию в материале втулки при тех же условиях. Результаты расчёта приведены на рис. 10, откуда видно, что при однократном взаимодействии поверхностный слой деформируется упруго на $1,29 \cdot 10^{-8}$ м, что не приводит к единичному разрушению поверхности.

Как отмечалось выше в установленном режиме работы данного сопряжения наиболее вероятно усталостное разрушение поверхностного слоя.

Рассчитаем количество циклов до разрушения поверхности (рис. 11). Для этого в качестве одного из исходных данных используем кривую зависимости количества циклов до разрушения от величины напряжений [12].

Поверхностный слой разрушится на 0,5 мкм через 1 500 циклов нагружения. Для повышения срока службы сопряжения целесообразно варьировать усталостные свойства материалов. Но подбор материалов осуществлять сложно, т.к. на изнашивание, как указывалось, влияет большое количество свойств, часто противоречивых.

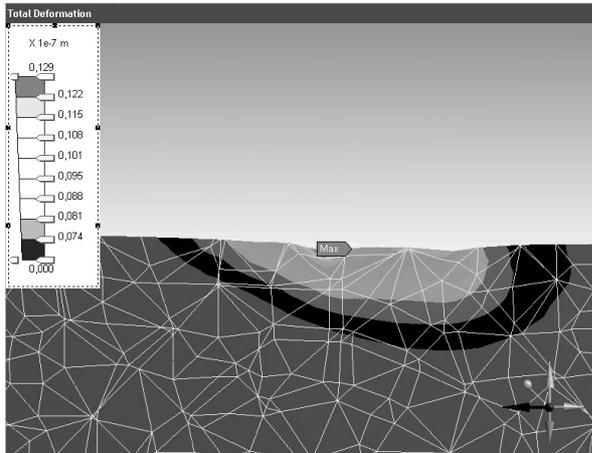


Рис. 10. Деформированное состояние поверхности втулки, образуемое несколькими частицами (разрез вдоль линии скольжения)

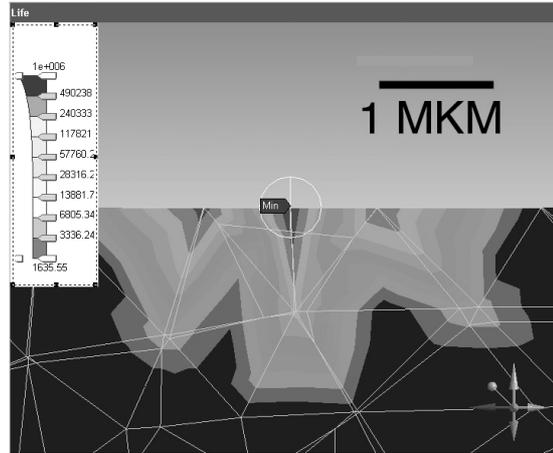


Рис. 11. Усталостное разрушение втулки при многократном нагружении (разрез вдоль линии скольжения)

Заключение

На основе экспериментальных исследований и моделирования:

- а) установлена форма и размеры абразивных частиц,
- б) описан характер повреждения поверхностей трения,
- в) определены эквивалентные напряжения в поверхностном слое втулки при воздействии одной и нескольких частиц,
- г) определены упругие деформации поверхности при однократном воздействии частицы,
- д) рассчитано необходимое число актов единичного взаимодействия частиц с поверхностью при усталостном разрушении.

Полученные результаты являются промежуточными на пути создания общего подхода к моделированию изнашивания, подбору материалов контактирующих деталей и обоснованию выбора способа защиты сопряжений от абразивного воздействия. Дальнейшие пути развития исследования будут направлены на учёт поверхностного упрочнения материалов в результате пластического деформирования материала.

Моделирование абразивного изнашивания на ЭВМ позволит сократить количество натуральных экспериментов и повысить экономическую эффективность проектирования сопряжения вал – втулка, работающего в условиях абразивного воздействия.

Библиографический список

1. Вальдма Л.Э. Лабораторные испытания металлов на износостойкость при трении с абразивной прослойкой // Тр. ТПИ. 1965. Сер. А. № 237. 1965. С. 19 – 33.

2. Хрущов М.М., Бабичев М.А. Абразивное изнашивание. М.: Наука. 1970. 251 с.
3. Крагельский И.В. Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.
4. Проников А.С. Надежность машин. М.: Машиностроение, 1978. 592 с.
5. Чичинадзе А.В. Расчет и исследование внешнего трения при торможении. М.: Наука, 1967. 232 с.
6. Ямпольский Г.Я., Крагельский И.В. Исследование абразивного износа элементов пар трения качения. М.: Наука. 1973. 64 с.
7. Кашеев В.Н. Процессы в зоне фрикционного контакта металлов. М.: Машиностроение, 1978. 213 с.
8. Моделирование трения и изнашивания в машинах / Браун Э.Д. и др. М.: Машиностроение, 1982. 191 с.
9. Икрамов У.А. Расчетные методы оценки абразивного износа. М.: Машиностроение, 1987. 288 с.
10. Зенкевич О., Морган К. Конечные элементы и аппроксимация. М.: Наука, 1986. 446 с.
11. Структура и физико-химические свойства неорганических стекол / Под ред. А.Г. Власова. Л.: Химия, 1974. С. 36.
12. Справочник металлиста: В 5 т. / Под ред. С.А. Чернавского. М.: Машиностроение, 1976. Т.2. С. 36.

УДК 534.141

А.Ю. Егоров

Тверской государственный технический университет

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ЦЕНТРИФУГИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ ПРОЦЕССА ОБЕЗВОЖИВАНИЯ ТОРФЯНЫХ ФИЛЬТРОВ

На базе торфопредприятия в Дмитрово-Черкассах проводился эксперимент по оценке эффективности обезвоживания торфа при разной толщине фильтров и продолжительности центрифугирования.

Для опытов использовались фильтры двух видов: с толщиной $H_1 = 10$ см (100 % от стандартной величины) и $H_2 = 5$ см (50 % от стандартной величины). При этом рассматривалась различная продолжительность работы центрифуги: $T_1 = 30$ с, $T_2 = 90$ с, $T_3 = 120$ с, $T_4 = 150$ с. Качество обезвоживания оценивалось в абсолютных величинах $DM = M_1 - M_2$, где M_1 – масса торфа до центрифугирования, M_2 – масса торфа после центрифугирования. В графическом отображении рассмотрено относительное измене-

ние массы, то есть $(DM/M1)$ 100 %. В результате обработки экспериментальных данных была получена зависимость процесса обезвоживания торфа как функция времени центрифугирования (см. рис.).

Данные эксперимента

M1, кг	M2, кг	DM	DM/M1, %	T, с
4,9	3,65393	1,24607	25,43	15
5,1	3,58428	1,51572	29,72	15
3,7	2,21556	1,48444	40,12	30
4,4	2,58456	1,81544	41,26	30
4,1	2,28903	1,81097	44,17	45
4,2	2,38854	1,81146	43,13	45
5,0	2,66100	2,33900	46,78	60
4,3	2,19730	2,10270	48,90	60
5,2	2,48872	2,71128	52,14	120

Из графических зависимостей следует, что независимо от толщины фильтра при $T = 90$ с эффективность обезвоживания переходит в стадию «плато» и практически не коррелирует со временем работы центрифуги, то есть оптимальное время центрифугирования соответствует выходу на «плато», что составляет 90 с.

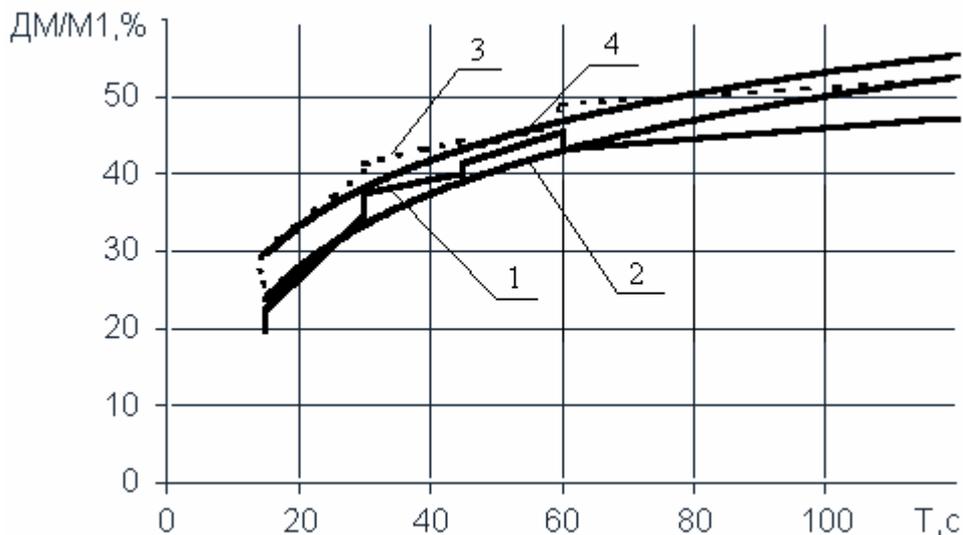


Рис. Обезвоживание при $n = 422,9$ об/мин:
 1 – при $N = 100 \%$; 2 – при $N = 100 \%$ (логарифмический);
 3 – при $N = 50 \%$; 4 – при $N = 50 \%$ (логарифмический)

Исходя из анализа эксперимента, можно рекомендовать оптимальную длительность работы центрифуги при частоте $\nu = 422 \text{ сек}^{-1}$ равную 90 с независимо от толщины фильтра.

На графике представлены зависимости, полученные по экспериментальным данным и сглаживающие кривые (логарифмические). Целесообразно рассмотреть различные режимы оборотов центрифуги для оптимизации эффективности ее работы при различных частотах.

УДК 532.632

И.Е. Новиков, А.Р. Новосёлов
Тверской государственной университет

ВЛИЯНИЕ ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ НА РАЗМЕРНЫЕ ЭФФЕКТЫ ПРИ СМАЧИВАНИИ В ПОРИСТЫХ СРЕДАХ

Одним из перспективных путей повышения качества и надежности электрических контактов является применение композиционных жидкометаллических контактных материалов. Эти материалы состоят из твердого пористого каркаса, пропитанного легкоплавким металлом или сплавом. Применение данных материалов взамен традиционно используемых позволяет увеличить в несколько раз срок службы электрокоммутирующих устройств, на порядок снизить потери электроэнергии в данных устройствах, практически исключить взрыво- и пожароопасность электрических сетей.

При разработке таких материалов необходимо обеспечить надежное смачивание каркаса жидким металлом и удержание металла в каркасе при механических силовых воздействиях. Основным соотношением, управляющим процессами переноса жидкости в пористых средах, является уравнение Лапласа, определяющее скачок давления на искривленной межфазной границе. Важную роль в этом уравнении играет радиус кривизны свободной поверхности жидкости, зависящий от радиуса капилляра и краевого угла смачивания θ . В макроскопическом случае краевой угол θ определяется уравнением Юнга. В микрогетерогенных системах θ может зависеть от характерного размера, роль которого в пористых средах играет радиус микропоры. Подобного рода особенности поведения микрогетерогенных систем, с термодинамической точки зрения, связаны с тем, что их избыточная свободная энергия не может с достаточной точностью быть выражена посредством слагаемых, пропорциональных площадям межфазных поверхностей, и требует введения поправок, зависящих от размеров и формы объектов. Одна из таких поправок связана с зависимостью поверхностного натяжения от радиуса кривизны межфазной поверхности. Другая

обусловлена отличием состояния вещества в окрестности линии пересечения межфазных поверхностей как от объемного, так и от приповерхностного состояний. Это отличие может быть учтено введением в рассмотрение линейной плотности избыточной свободной энергии (линейного натяжения). Линейное натяжение значительно менее изучено, чем поверхностное. Это связано с тем, что оно проявляется только для микрообъектов и плохо поддается экспериментальным исследованиям. В последние годы появились работы, содержащие теоретические оценки линейного натяжения. Результаты этих оценок можно использовать для теоретического исследования размерной зависимости избыточной свободной энергии микрогетерогенных систем и размерных эффектов при смачивании в микрокапиллярах.

При частичном заполнении капилляра жидкостью на межфазных границах раздела действуют поверхностные силы, обуславливающие существование мениска. В состоянии равновесия при отсутствии внешнего поля средняя кривизна мениска постоянна вдоль всей его поверхности. Форма мениска в круговом цилиндрическом капилляре радиуса ρ представляет собой часть сферы радиуса

$$R = \frac{\rho}{\cos \theta}.$$

В плоском капилляре поверхность мениска цилиндрическая.

Согласно уравнению Лапласа, на искривленной межфазной границе возникает разность давлений (капиллярное давление), определяемая как:

$$\Delta P = P_l - P_v = \sigma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right),$$

где P_l и P_v – давление в жидкости и газе; R_1 и R_2 – главные радиусы кривизны поверхности мениска; σ – поверхностное натяжение на границе жидкость – газ.

В нашем случае избыточное капиллярное давление имеет вид

$$\Delta P = -2\sigma \frac{\cos \theta}{\rho},$$

где ρ – радиус кругового цилиндрического капилляра.

Для вогнутого мениска (смачивание) капиллярное давление отрицательно и способствует заполнению капилляра жидкостью. Если мениск

выпуклый (несмачивание), то капиллярное давление положительно и способствует вытеснению жидкости из капилляра.

На периметре смачивания поверхность мениска образует равновесный краевой угол θ с твёрдой поверхностью. Угол θ представляет одну из важнейших характеристик смачивания, т.к. при заданном радиусе капилляра и известном значении краевого угла можно определить радиус кривизны свободной поверхности мениска, а он в свою очередь является определяющим параметром в уравнении Лапласа.

Величина θ для макроскопических систем определяется уравнением Юнга, которое может быть получено из условия минимума избыточной свободной энергии системы

$$\cos\theta_{\infty} = \frac{\sigma_{sv} - \sigma_{sl}}{\sigma},$$

где σ_{sv} и σ_{sl} – коэффициенты поверхностного натяжения на границах твёрдое тело – газ и твёрдое тело – жидкость. Однако в микрокапиллярах возможны отклонения от уравнения Юнга, связанные с влиянием линейной плотности избыточной свободной энергии периметра смачивания (линейного натяжения) на условия равновесия системы.

Как теоретические, так и экспериментальные результаты исследования линейного натяжения показывают, что в отличие от поверхностного, последнее может быть как положительным, так и отрицательным. Отрицательное значение не приводит к неустойчивости системы, т.к. сумма поверхностного и линейного избытков термодинамических потенциалов остается положительной.

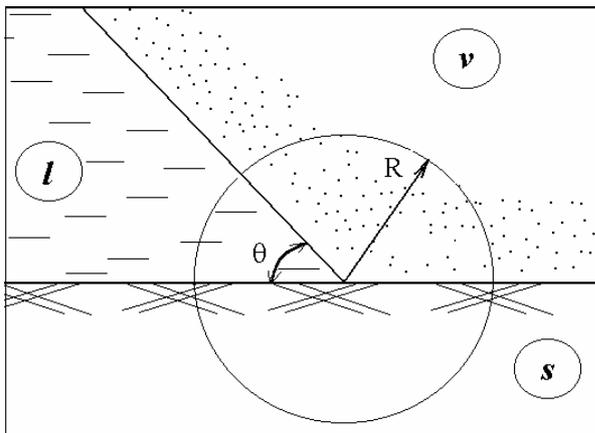


Рис. 1. К определению линейного натяжения периметра смачивания

В данной работе линейная плотность избыточной свободной энергии периметра смачивания оценивается с помощью термодинамической теории возмущений [1]. Рассматриваемая система представлена на рис. 1.

Жидкость l заполняет внутреннюю часть двугранного угла θ на плоской твердой поверхности s в окружении пара v . Линейная плотность избыточной свободной энергии k определяется соотношением

$$\kappa = \lim_{R \rightarrow \infty} [F - R(\sigma_{sl} + \sigma_{sv} + \sigma_{lv})],$$

где F – избыточная свободная энергия части системы, заключенной внутри цилиндра радиуса R , соосного с линией контакта; σ – удельные свободные энергии соответствующих межфазных поверхностей.

Такое определение линейной плотности свободной энергии трёхфазного контакта соответствует предложенному Гиббсом подходу к линейным величинам как к избыткам, связанным с тем, что состояние веществ в окрестности линии пересечения межфазных поверхностей отличается как от состояния в объеме, так и от состояния вблизи протяженной во всех направлениях границы раздела фаз.

Свободная энергия F определялась с помощью термодинамической теории возмущений [1, 2], в соответствии с которой избыточная свободная энергия в первом приближении равна потенциальной энергии возмущения. В нашем случае возмущение состоит в выделении частей системы из соответствующих массивных фаз и помещении их в новое окружение. Вычисление потенциальных энергий возмущения проводилось с использованием эффективных парных потенциалов межмолекулярного взаимодействия вида

$$\phi(\rho) = \begin{cases} \frac{-B}{\rho^6} & (\rho > a) \\ \infty & (\rho < a) \end{cases},$$

где ρ – расстояние между молекулами; a – эффективный диаметр молекул. Константы B выражались через рассчитанные методом термодинамической теории возмущений удельные свободные энергии протяженных межфазных поверхностей σ . Окончательное выражение для κ имеет вид:

$$\kappa = 3\sigma a \left[(1+m)\text{ctg}(\theta) - \text{ctg}\left(\frac{\theta}{2}\right)\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \right],$$

где a – диаметр молекул жидкости; $m = (\sigma_{sv} - \sigma_{sl})/\sigma$. При $|m| < 1$, $m = \cos\theta_\infty$.

Угловая зависимость $\kappa(m, \theta)/(\sigma a)$ для значений m от -2 до 2 представлена на рис. 2.

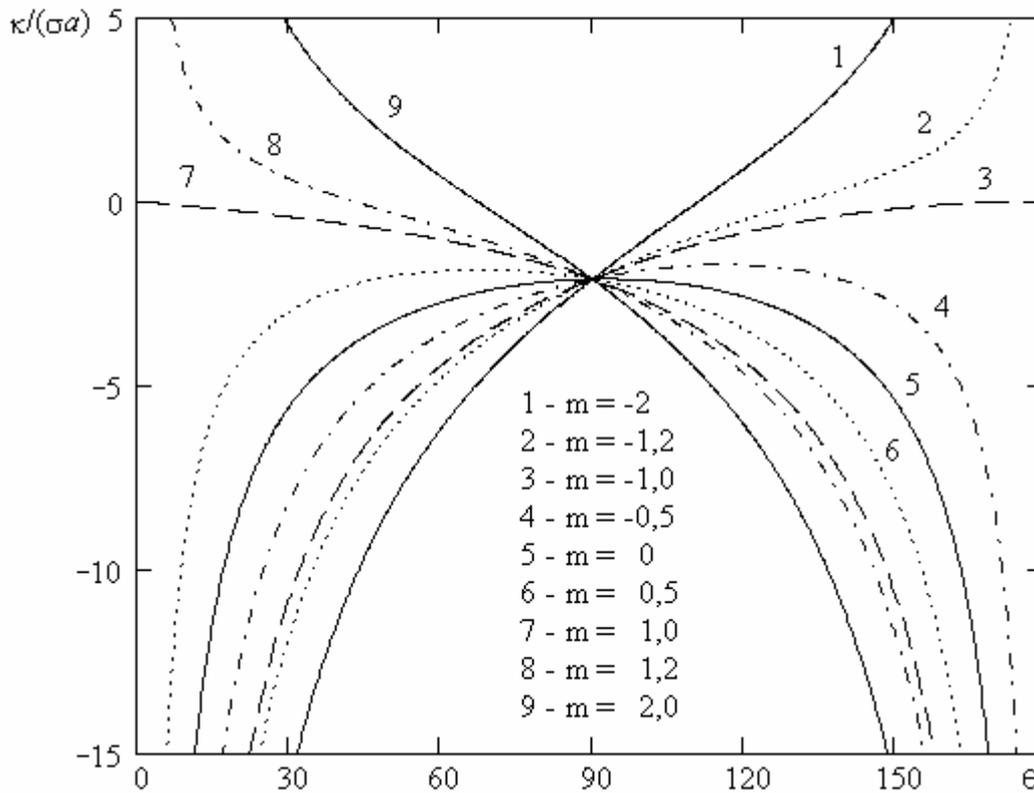


Рис. 2. Зависимость линейного натяжения κ от угла смачивания θ

Основной термодинамической характеристикой микрогетерогенной системы служит свободная межфазная энергия ψ , включающая в себя как поверхностные, так и линейные избытки. В состоянии равновесия системы свободная энергия ψ (при постоянстве температуры и объема) минимальна. Рассмотрим цилиндрический капилляр, в котором мениск имеет форму сферического сегмента. Радиус капилляра ρ предполагается достаточно малым, так что влиянием поля тяжести можно пренебречь.

Уравнение для нахождения величины равновесного краевого угла можно вывести разными способами. Наиболее строг и последователен метод, основанный на известном положении термодинамики: в состоянии равновесия свободная энергия системы минимальна при постоянстве температуры, объема и состава. Для решения поставленной задачи запишем выражение для зависящей от θ части избыточной свободной энергии жидкости в капилляре с учётом энергии периметра смачивания

$$\psi = \sigma \cdot S_{lv} + (\sigma_{sl} - \sigma_{sv}) \cdot S_{sl} + 2\pi\rho \cdot \kappa,$$

где S_{lv} и S_{sl} – площади поверхностей раздела жидкость – пар и твердое тело – жидкость соответственно.

Зависимость краевого угла от радиуса капилляра можно найти, исследуя на минимум избыточную свободную энергию ψ при постоянстве объ-

ема жидкости, который в нашем случае удобно принять равным $3\pi r^3$. Используя известные геометрические соотношения, представим ψ в виде:

$$\psi = 2\pi r^2 \sigma \left\{ \frac{1 - \sqrt{1-x^2}}{x^2} - m \left[3 - \frac{(x^2 + 2)\sqrt{1-x^2} - 2}{3x^3} \right] + 3\alpha \left[\frac{x(1+m)}{\sqrt{1-x^2}} - \frac{1+x}{\sqrt{2(1-x)}} \right] \right\},$$

где $x = \cos\theta$; $\alpha = a/r$ – безразмерный параметр в виде отношения эффективного диаметра молекулы и радиуса капилляра.

Для численного и графического анализа полученных аналитических результатов использовался математический пакет Maple 7.

Проведенные исследования показывают, что характер размерных эффектов при смачивании в рассматриваемом случае существенно зависит от параметра m , определяющего краевые условия в макроскопических системах (при $|m| < 1$, $m = \cos\theta_\infty$). Можно выделить две основные области, отличающиеся видом размерной зависимости краевого угла.

В первой области (рис. 3а) при $-0,24 < m < 1$ краевой угол уменьшается ($\cos\theta$ увеличивается) с уменьшением радиуса капилляра (увеличением a/r). При достижении некоторого критического радиуса происходит переход к полному смачиванию. При $m < -0,24$ (вторая область) (рис. 3б), что в макроскопических системах соответствует частичному несмачиванию, угол θ увеличивается с уменьшением радиуса капилляра, вплоть до установления полного несмачивания. Таким образом, во всех случаях существуют некоторые критические размеры капилляра, при которых устанавливается или абсолютное смачивание или полное несмачивание.

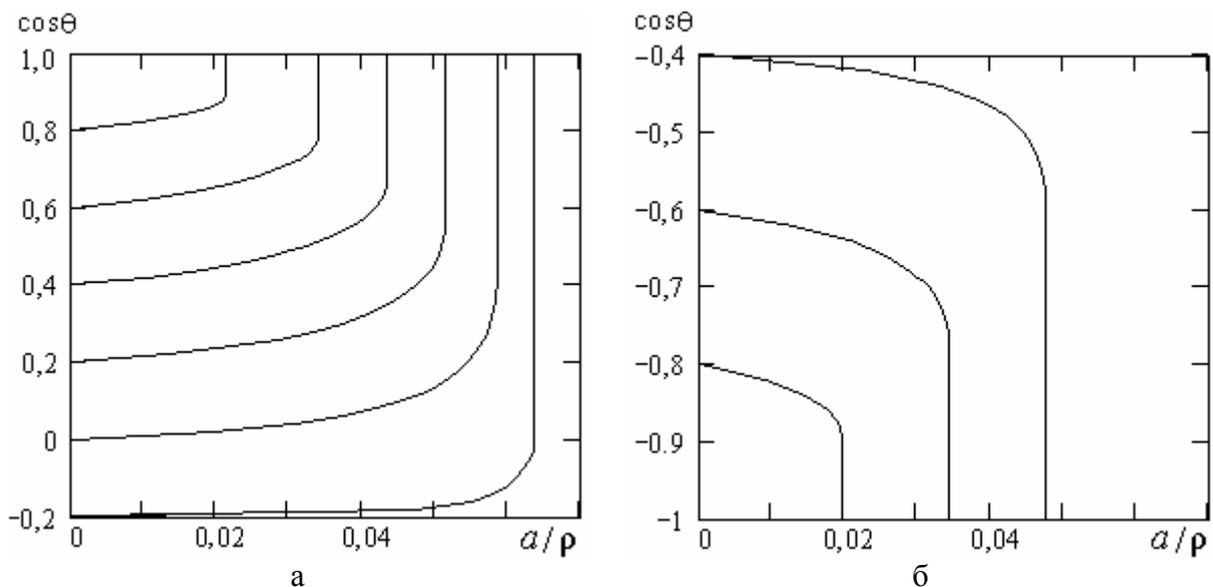


Рис. 3. Зависимость $\cos\theta$ от параметра a/r : а – при $-0,24 < m < 1$; б – при $m < -0,24$

Следует отметить, что, согласно проведенным оценкам, размерные эффекты при смачивании начинают проявляться при достаточно больших радиусах капилляров ($\rho \approx 100a$).

Теоретические исследования показывают, что линейное натяжение может существенно влиять на размерную зависимость краевого угла в микрокапиллярах. Это необходимо учитывать при анализе различных технологических и природных процессов в пористых средах, в частности, при разработке композиционных жидкометаллических контактных материалов.

Библиографический список

1. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Статистическая физика. Ч.1. М.: Наука, 1976. 584 с.
2. Щербаков Л.М. О статистической оценке избыточной свободной энергии малых объектов в термодинамике микрогетерогенных систем // Докл. АН СССР. 1966. Т. 168. № 2. С. 388 – 391.

УДК 621.891:531.44

А. Е. Королев, В. К. Фролов
Всероссийский научно-исследовательский институт
железнодорожного транспорта

ВНУТРЕННИЕ НАПРЯЖЕНИЯ В БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ВКЛАДЫШАХ КОЛЕНЧАТОГО ВАЛА ДИЗЕЛЕЙ Д49

Практика показывает, что случаи задиров шеек коленчатого вала, работающих в сопряжении с биметаллическими сталеалюминиевыми вкладышами, являются редкими и возникают в основном на шатунных шейках. Как правило, это приводит к ремонту, связанному с большими финансовыми затратами.

Анализ вероятных причин появления задиров указал на необходимость разработки методики исследования внутренних напряжений с представлением эпюры распределения этих напряжений по сечению как в готовом подшипнике (вкладыше), так и в самой заготовке, а также расчета их величины. Внутренние напряжения во вкладыше влияют на его служебные свойства, на допустимую величину натяга, на усталостную прочность антифрикционного слоя, на пластическое деформирование вкладыша в работе (следствие релаксации внутренних напряжений) [1].

Впервые исследования такого рода напряжений были проведены в России в конце прошлого века русским военным инженером Н.В. Калакут-

ским [1]. В работах [1, 2, 3, 6] показано, что образование остаточных напряжений при различных технологических процессах происходит различным образом. В основе их возникновения обычно лежат необратимые объемные изменения в материале. Наиболее типичным процессом возникновения остаточных напряжений является неравномерная пластическая деформация.

Согласно данным, приведенным в работе [1], распределение внутренних напряжений по сечению биметаллических образцов очень отличается от характера распределения напряжений в случае воздействия внешних сил. Поэтому закон, по которому распределяются напряжения после различных вариантов обработки, устанавливается опытным путем.

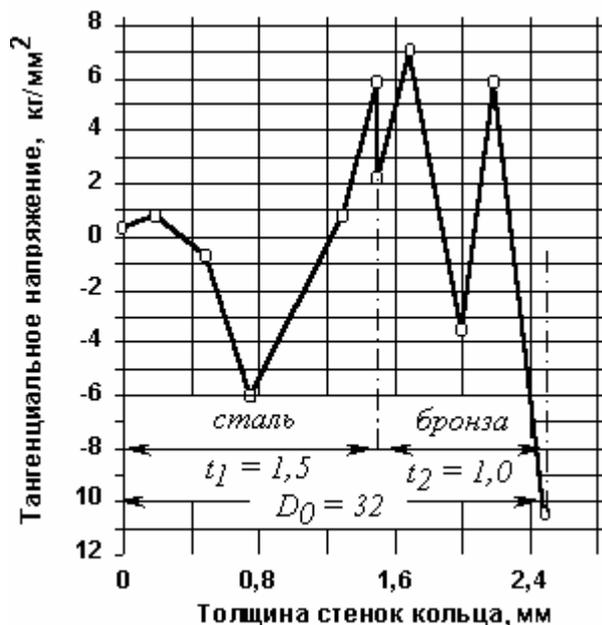


Рис. 1. Распределение внутренних тангенциальных напряжений в тонком биметаллическом кольце

Недостаточный уровень растягивающих остаточных напряжений в антифрикционном слое влечет за собой потерю вкладышем натяга в процессе эксплуатации. В зависимости от технологических параметров работы это приводит к различным повреждениям как самого подшипника, так и работающего в сопряжении с ним коленчатого вала.

Тепловое состояние вкладыша определяется условиями отвода тепла в масло и в постель. Тепловая проводимость контакта пропорциональна контактному давлению [8], определяемому натягом вкладыша, жесткостью постели и вкладыша, температурой подшипника и исходной геометрией образующей исходной поверхности. Взаимосвязь корсетности образующей, контактного давления и тепловой проводимости контакта такова, что

Особенно сложный вид приобретает эпюра суммарных напряжений в тонкостенных биметаллических вкладышах (меняется величина напряжений и знак). Существенную роль в распределении напряжений играет еще и технология их изготовления (совокупность операций прокатки, сварки взрывом и гибки). Надо полагать, что действующие при этом тепловые и структурные напряжения создают чрезвычайно сложную картину распределения. Так, например, в результате наложения тепловых и структурных напряжений суммарные напряжения по сечению изделия 4 раза могут менять свой знак (рис. 1).

изменение (качественное ухудшение) одной из этих характеристик приводит к изменению (ухудшению) остальных. Так, повышенная корсетность, вследствие релаксации остаточных напряжений, ухудшает теплоотвод. Следовательно, происходит повышение температуры в средней (наиболее нагретой) части вкладыша, что в свою очередь, вызывает дополнительные пластические деформации и образование добавочной остаточной корсетности. В результате исходная (для следующего после охлаждения подшипника цикла нагружения) корсетность увеличивается, происходит дальнейшее снижение контактного давления, ухудшение отвода тепла и рост температуры [4].

На рис. 2 показаны вкладыши в аварийном состоянии, получившие повреждения вследствие релаксации внутренних остаточных напряжений. Темная полоса в средней части вкладыша (рис. 2а) – зона неприлегания вкладыша к постели. Отсутствие необходимого теплоотвода между ним и постелью привело к перегреву и излому. Недопустимый износ антифрикционного слоя (рис. 2б) – произошел из-за нарушения режима жидкостной смазки, что привело к непосредственному контакту вкладыша с коленчатым валом.

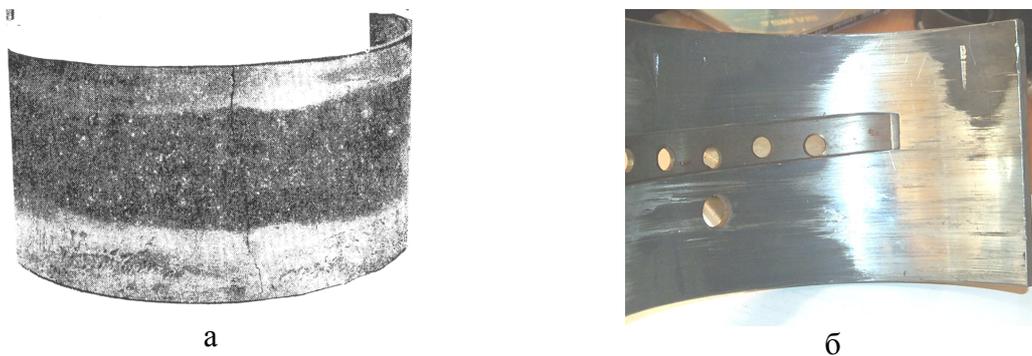


Рис. 2. Виды повреждений вкладышей:
а – излом вследствие перегрева; б – повышенный износ

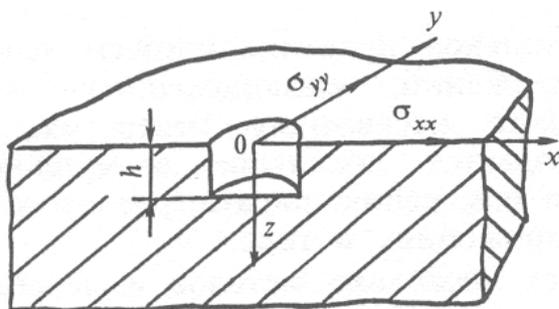


Рис. 3. Схема отверстия для получения интерферограмм

Для качественного определения напряженного состояния антифрикционного слоя в начале наших исследований был использован способ проявления напряжений, «замороженных» в теле, при помощи создания малого несквозного отверстия, когда в окрестности отверстия создается локальное возмущенное деформированное состояние (рис. 3).

По измерению параметров этого состояния судят об исходных напряжениях в теле. Для пересчета измеренных деформаций или перемещений в напряжения, существовавшие до высверливания отверстия применяется методика, суть которой изложена в гл. 4 [7]. В нашем случае приводятся только результаты этих решений, которые необходимы для представления картины напряженного состояния антифрикционного слоя биметаллических подшипников.

Используя такой метод, мы, совместно с Институтом проблем механики РАН, исследовали напряженное состояние антифрикционного слоя биметаллического сталеалюминиевого вкладыша.

В центре подшипника было проделано несквозное отверстие по схеме представленной на рис. 3. Затем при помощи специального оборудования, основными элементами которого являлись лазер, видеокамера и ЭВМ, были получены фотографии интерферограмм.

Интерферограммы (рис. 4) имеют две оси симметрии, которые совпадают с главными осями остаточных напряжений в точке, где высверливалось отверстие. Направление «волны» металла (рис. 4а) визуальное показывает наличие растягивающих тангенциальных напряжений, так как большая полуось эллипса «волны» направлена вдоль вкладыша. Для подтверждения этого были сделаны «керны» (наколы) вблизи отверстия (рис. 4б). Направление волн и картина их взаимодействия полностью подтвердили наличие растягивающих тангенциальных напряжений в антифрикционном слое.

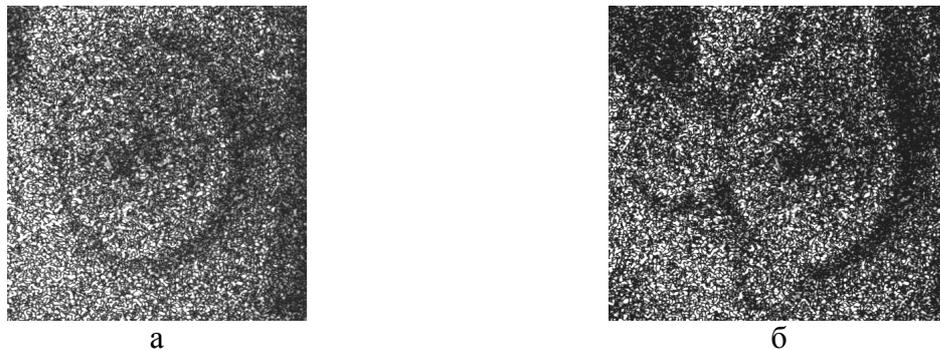


Рис. 4. Фотографии интерферограмм, полученных в антифрикционном слое:
а – от отверстия; б – от отверстия и «кернов»

Для более точного исследования напряженного состояния биметаллических вкладышей, изготавливаемых в настоящее время, был проведен ряд экспериментов. В отделе прочности УГКМ на предоставленных нами вкладышах был изучен характер распределения технологических деформаций и соответствующих им напряжений. На рис. 5 показан эскиз расположения тензорезисторов на каждом из исследуемых вкладышей, а также схема их разрезки.

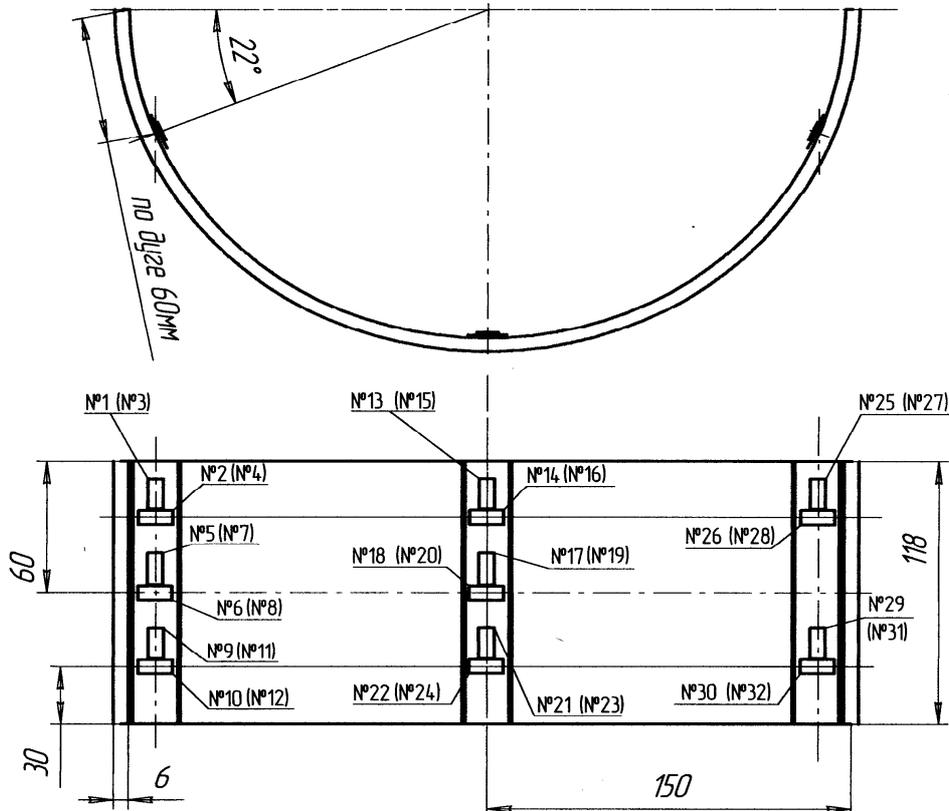


Рис. 5. Эскиз расположения тензорезисторов и схема разрезки шатунного вкладыша

Полученные данные по осевым и окружным тензорезисторам обрабатывались по формулам для расчета плосконапряженного состояния. В таблице приведены результаты одного из расчетов величины напряжений.

Анализ полученных данных не позволил обнаружить каких-либо четких закономерностей распределения напряжений. Это подтвердило тот факт, что распределение имеет случайный характер, поскольку зависит от совместного действия большого количества случайных сочетаний силовых механических и температурных факторов при механической и термической обработке вкладышей.

Для улучшения служебных свойств высоко нагруженных подшипников необходимо, чтобы технологический процесс их изготовления стабильно обеспечивал минимальное значение и минимальный диапазон рассеяния диаметрального размера $D_{св}$. Однако ограничение напряжений изгиба не решает проблемы в полном объеме. Поэтому снижение суммарных окружных напряжений сжатия в антифрикционном слое необходимо обеспечивать в процессе изготовления вкладыша путем формирования в этом слое остаточных напряжений растяжения, противоположных по знаку рабочим напряжениям сжатия.

Величины внутренних (технологических) напряжений
в биметаллическом шатунном вкладыше дизеля Д49

№№ тензорезисторов и их ориентация относительно оси заготовки		Напряжения σ МПа		№№ тензорезисторов и их ориентация относительно оси заготовки		Напряжения σ МПа	
		Внутренняя поверхность заготовки вкладыша				Наружная поверхность заготовки вкладыша	
периферийное сечение 1	осевые	1	8	периферийное сечение 1	осевые	3	-18,5
		2	4,5			4	16
		5	5			7	-41
		6	-6			8	-3
		9	11,5			11	-48
центральное сечение 2	окружные	10	5	центральное сечение 2	окружные	12	1,5
		13	11			15	-29
		14	6			16	9
		17	16			19	-54,5
		18	6			20	-7
периферийное сечение 3	осевые	21	13	периферийное сечение 3	осевые	23	-56,5
		22	5,5			24	1
		25	10			27	-27
		26	6,5			28	2,5
		--	--			--	--
		--	--			--	--
		29	5			31	-18,5
		30	2	32	18,5		

Достижение поставленных целей обеспечивается введением в технологический процесс операций пластического обжатия заготовок и термообработки вкладышей перед финишными операциями механической обработки.

Для уточнения полученных в отделе прочности УГКМ результатов, а также для совершенствования технологии изготовления вкладышей с целью повышения их надежности во ВНИИЖТе было проведено определение остаточных напряжений во вкладышах методом расточки. Величина напряжений рассчитывалась по изменению $D_{св}$ вкладыша. Для пересчета деформаций вкладыша в напряжения использовалась методика, разработанная в Лаборатории цветных металлов, триботехники и математического моделирования ВНИИЖТ. Она позволяет значительно упростить расчет. Погрешность результатов при этом не превышает 5 – 10 %, что является допустимым в данных условиях.

Основное уравнение для пересчета деформаций в напряжения

$$\sigma = \frac{2m\Delta DE_c}{(D - 2m)^2},$$

где m – толщина оставшегося после расточки металла; ΔD – изменение свободного размера вкладыша; E_c – модуль упругости стали.

Исследование готовых вкладышей показали, что уровень растягивающих напряжений в антифрикционном слое недостаточен для обеспечения стабильности геометрии вкладыша во время эксплуатации (рис. 6).

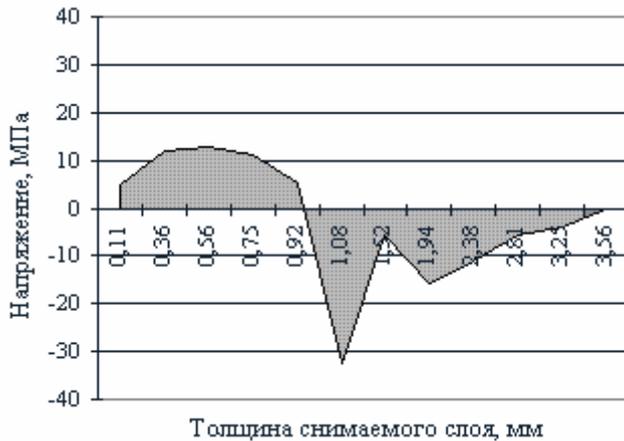


Рис. 6. Эпюра распределения напряжений в биметаллическом вкладыше

Максимальная величина растягивающих напряжений равна 13 МПа, что почти на порядок меньше требуемой величины (90 – 100 МПа [5]).

Анализ технологии изготовления вкладышей показал, что пластическое обжатие также, как и другие, применяемые при их изготовлении технологические операции деформирования (правка, формовка), вызывает наклеп стальной основы, который в дальнейшем при хранении и, главным образом,

при работе двигателя вызывает старение материала стальной основы [3].

Пластическое обжатие, осуществляемое по всей окружной длине заготовки вкладыша, «стирает» полученные в процессе изготовления внутренние напряжения, но не обеспечивает создание растягивающих тангенциальных напряжений требуемой величины.

О необходимости применения термообработки после пластического обжатия для исключения явления уменьшения натяга и диаметра в свободном состоянии вкладыша говорится в работе [5]. Однако отжиг биметаллов с алюминиевыми сплавами для полного снятия остаточных напряжений в стали недопустим, так как при необходимой для этого температуре (550 °С) резко снижается прочность соединения стали со сплавом, вплоть до полного отслаивания (в результате образования на границе раздела хрупкой прослойки химического соединения). Для старения стальной основы в работе [4] рекомендуется температура 180 – 250 °С при выдержке соответственно 1 – 5 часов. Проведенные опыты показали, что при этой температуре в полной мере не происходит релаксация остаточных напряжений и образование растягивающих тангенциальных напряжений достаточной величины.

Для повышения сжимающих напряжений в антифрикционном слое при термообработке было предложено исключить тепловое расширение вкладыша [3] с одновременным уменьшением исходного диаметрального размера в плоскости стыков за счет установки его в приспособлении, т. е. производить установку с начальным «заневоливанием».

Основываясь на методике, предложенной В. Г. Быковым [3], нами была разработана конструкция приспособления (рис. 7) и способ расчета величины «заневоливания» в зависимости от режима термообработки и необходимой величины растягивающих напряжений в антифрикционном слое.

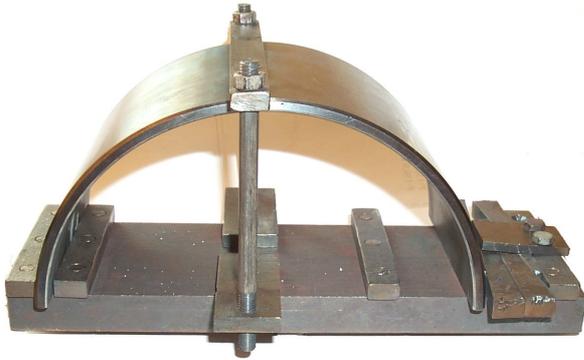


Рис. 7. Приспособление для термической обработки вкладыша в «заневоленном» состоянии

0,5 % и в этом состоянии нагревается до температуры 245 – 255 °С, выдерживается в течении 3,5 – 4,5 часов и далее охлаждается. Проведенные нами эксперименты позволили уточнить режим термической обработки с целью более эффективного создания растягивающих напряжений и экономии электроэнергии. Нами предложено проводить термообработку при 350 – 360 °С в течении 1 часа. При этом не происходит рост интерметаллидов на границе раздела слоев биметалла, и более интенсивно идет процесс релаксации остаточных напряжений.

В качестве основной зависимости для расчета предварительного обжатия, для достижения необходимой величины растягивающих напряжений была использована формула [3]

$$\Delta D_t = \frac{2\varepsilon_0 E_c F_c z_c R^2}{EI_{np}},$$

где $\varepsilon_0 = (\alpha_c - \alpha_k)(t_{mo} - t_o)$ – температурная деформация антифрикционного слоя; α_c, α_k – коэффициенты линейного расширения материалов слоя и корпуса вкладыша; t_{mo}, t_o – температура термообработки и начальная температура вкладыша; E_c – модуль упругости материала антифрикционного слоя; z_c – расстояние от нейтральной оси поперечного сечения вкладыша до центра тяжести поперечного сечения антифрикционного слоя; R – радиус нейтральной поверхности вкладыша; EI_{np} – приведенная жесткость поперечного сечения вкладыша при изгибе.

Следует отметить, что если напряжения в антифрикционном слое распределены по значению случайно и не всегда являются растягивающими, то вероятность потери вкладышем натяга в период эксплуатации увеличивается.

Согласно предлагаемой технологии [3], при термообработке вкладыш в приспособлении сжимается упруго в плоскости стыков до уменьшения его исходного диаметра в свободном состоянии на 0,4 –

По результатам расчетов была построена зависимость (рис. 8) величины растягивающих тангенциальных напряжений от величины предварительного обжатия и исходного значения свободного размера вкладыша.

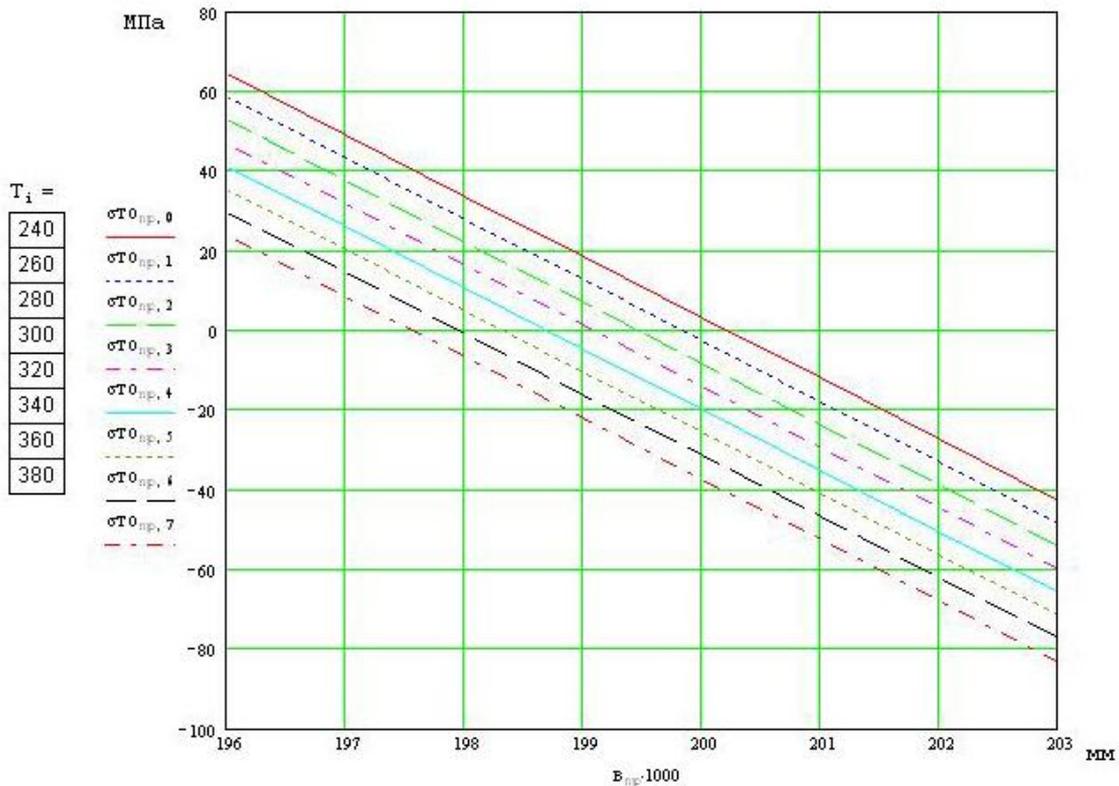


Рис. 8. Зависимости величины растягивающих тангенциальных напряжений от величины предварительного обжатия и исходного значения свободного размера вкладыша



Рис. 9. Эпюра распределения напряжений в биметаллическом вкладыше после термообработки в «заневоленном» состоянии

С учетом полученных данных, проведен ряд экспериментов, результаты которых подтвердили предположение о необходимости термической обработки вкладышей в «заневоленном» состоянии для создания в антифрикционном слое растягивающих тангенциальных напряжений. Эпюра напряжений (рис. 9) во вкладыше после термической обработки наглядно показывает наличие растягивающих остаточных напряжений.

Анализ результатов экспериментов показал, что величины напряжений, полученных во вкладыше в процессе термообработки, и рассчитанных теоретически, практически совпадают. Отклонение порядка 10 – 20 % вполне допустимо, так как мы не можем точно знать величину остаточных напряжений во вкладышах до термообработки. Как было сказано выше, она хоть и имеет определенные пределы, но носит случайный характер.

Требуемая величина остаточных напряжений (100 МПа) после термообработки вкладышей в «заневоленном» состоянии не достигается. Теоретические расчеты (рис. 8) свидетельствуют: чтобы приблизиться к этой цифре, необходимо значительно сжать вкладыш, что может привести к недопустимым остаточным деформациям.

Выводы

1. Для надежной работы вкладышей коленчатого вала обязательно наличие тангенциальных растягивающих остаточных напряжений.
2. Пластическое обжатие является важной технологической операцией для повышения служебных свойств вкладышей, но его действие недостаточно для формирования в антифрикционном слое остаточных напряжений растяжения.
3. Термообработка вкладышей в «заневоленном» состоянии обеспечивает протекание процессов релаксации вне дизеля, в технологическом процессе изготовления, и тем самым исключает необратимое изменение параметров вкладышей после их установки на двигатель.
4. Пластическое обжатие в совокупности с термической обработкой в «заневоленном» состоянии является необходимыми технологическими операциями в процессе изготовления вкладышей.

Библиографический список

1. Бабичев М.А. Методы определения внутренних напряжений в деталях машин. М.: ИАН СССР, 1955. 130 с.
2. Биргер И.А. Остаточные напряжения. М.: ГНТИМЛ, 1963. 230 с.
3. Быков В.Г. Новый способ обеспечения стабильности геометрических параметров вкладышей для высоконагруженных подшипников дизелей // Двигателестроение. 1980. № 8.
4. Быков В.Г. Причины необратимых формоизменений тонкостенных вкладышей и пути повышения надежности подшипников высоконагруженных дизелей // Двигателестроение. 1980. № 6.
5. Семенов А.П. Штамповка вкладышей подшипников из биметаллической катаной полосы сталь – пластичный алюминиевый сплав // Вест-

ник машиностроения. 1956. № 6.

6. Скороходов А.Н. Остаточные напряжения в профилях и способы их снижения. М.: Металлургия, 1985. 184 с.

7. Чернышев Г.Н. Остаточные напряжения в деформируемых твердых телах. М.: Наука; Физматлит, 1996. 240 с.

8. Шлыков Ю.П. Контактный теплообмен. Теплопередача между соприкасающимися поверхностями. М.: Госэнергоиздат, 1963. С. 87 – 104.

УДК 541.539

А.Р. Новосёлов
Тверской государственной университет

ПРИМЕНЕНИЕ ТЕОРИИ ПЕРКОЛЯЦИИ К ОЦЕНКЕ ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ДИСПЕРСНЫХ СИСТЕМ

Реальные дисперсные системы типа порошков являются весьма неупорядоченными. Частицы, образующие систему, имеют обычно неправильную форму, размеры их в большей или меньшей степени отличаются друг от друга, и расположение частиц нерегулярно. Экспериментальные исследования сил сцепления между частицами показывают широкий, в пределах нескольких порядков, разброс прочностей индивидуальных контактов, сформированных при одинаковых внешних условиях.

Сочетание высокой дисперсности и большой концентрации дисперсных частиц приводит с течением времени к возникновению в системе прочных пространственных структур. В ряде случаев упрочение системы является полезным и желательным процессом (создание различных материалов на основе порошков), а иногда оно весьма нежелательно (слёживание сыпучих веществ при хранении), поэтому прогнозирование прочностных характеристик дисперсных систем представляет собой важную практическую задачу. При изучении процессов формирования и свойств структур, возникающих в дисперсных системах можно использовать развитую во второй половине прошлого века теорию перколяции (теорию протекания), рассматривающую задачи о связности очень большого числа элементов, связи между которыми носят случайный характер [1-3].

Для количественного анализа процессов структурообразования в дисперсном материале необходима замена реальной системы некоторой идеализированной моделью. В нашем случае требуется выбрать модель, которая, с одной стороны, правильно передавала бы основные свойства реальной системы, а с другой – позволяла проведение теоретических исследований перколяционными методами.

В задачах теории перколяции элементы решеток – узлы и связи – бывают двух типов: проницаемые и непроницаемые (целые и разорванные). Как известно [4], между частицами дисперсной системы могут существовать два типа связей (коагуляционные и фазовые), сильно отличающиеся по прочности. Прочность слабых контактов коагуляционного типа примем равной нулю, а прочность фазовых контактов будем считать бесконечной. При таком подходе мы отвлекаемся от разброса прочностей реальных контактов. Эта идеализация может применяться при анализе процессов структурообразования в системах с резко выраженным отличием в интенсивности межчастичных взаимодействий разного типа. Причем внешние механические воздействия на систему таковы, что коагуляционные контакты им практически не препятствуют, а фазовые контакты не поддаются. Переход от одного типа связи к другому происходит скачкообразно, и также скачкообразно меняется прочность контакта. Связи разных типов распределены совершенно хаотично, т.е. тип случайно выбранного контакта не зависит от типа окружающих его контактов.

Доля прочных связей q зависит от времени t . Допуская стохастический характер перехода (исходный – вторичный контакт) [4], можно считать, что упрочение произвольной междучастичной связи является случайным событием пуассоновского типа. Предполагая, что при $t = 0$ все контакты слабые, зависимость $q(t)$ можно записать в виде

$$q(t) = 1 - \exp(-t/\tau), \quad (1)$$

где τ – характеристическое время, за которое частички «срастаются» в 63 % случаев. Характеристическое время τ зависит от свойств частиц и условий, в которых находится система (температура, давление).

В качестве геометрической основы модели дисперсной системы типа порошка выберем нерегулярную трехмерную решетку, в узлах которой находятся частицы. Среднее число ближайших соседей дает эффективное координационное число z , т.е. от каждого узла в среднем отходит z связей. Каждая связь может находиться в двух состояниях: разорванном (коагуляционный контакт) и целом (фазовый контакт). Вероятность того, что произвольно выбранная связь цела есть q . Эта вероятность не зависит от состояния других связей. Тогда мы имеем «идеальный раствор» целых и разорванных связей. Концентрация (относительная доля фазовых контактов от общего числа контактов в системе) первых есть q , а концентрация вторых – $1 - q$. Концентрация q зависит от времени по закону (1).

Рассмотрим, какие непосредственные применения может иметь теория перколяции к изучению образования структур в дисперсных системах. Будем считать, что в начальный момент времени контакты между части-

цами дисперсной системы только коагуляционные, т.е. все связи разорваны. Система при этом находится в свободnodисперсном состоянии. С течением времени появляются фазовые контакты, что приводит к связыванию соседних частиц и образованию агрегатов (по терминологии теории перколяции кластеров).

Когда доля прочных связей q достигает критического значения $q_{кр}$ (порог перколяции), в системе образуется бесконечный кластер. Для дисперсной системы это означает, что в ней возникает прочная трехмерная сетка, пронизывающая весь объем. Это приводит к качественному изменению структурно-механических свойств системы. Система переходит из свободnodисперсного в связnodисперсное состояние. В результате многочисленных исследований для трехмерных решеток было показано, что независимо от типа решетки порог перколяции $q_{кр}$ с погрешностью менее 10 % удовлетворяет соотношению [1-3]:

$$q_{кр} \approx 1,5/z. \quad (2)$$

Следовательно, бесконечный кластер в задаче связей на трехмерных решетках возникает тогда, когда среднее число прочных связей zq , приходящееся на одну частицу, превышает 1,5. На основании выражений (1) и (2) можно оценить время, за которое осуществляется переход системы из свободnodисперсного в связnodисперсное состояние:

$$t_{кр} = -\tau \ln(1 - 1,5/z). \quad (3)$$

Эффективное координационное число z можно найти по методикам, изложенным в монографии [5], с помощью соотношения:

$$P = 1,07 - 0,12z + 0,004 z^2,$$

где P – пористость материала (отношение объема пор к общему объему пористой структуры).

Характеристическое время τ определяется экспериментально либо по результатам исследований упрочнения индивидуальных контактов [4], либо по временной зависимости средней прочности контакта [5].

Выражение (3) может найти применение при прогнозировании состояния сыпучих материалов при их хранении. С его помощью можно оценить время, за которое материал утратит сыпучие свойства, т.е. слежится.

После того, как доля прочных связей превысит порог протекания $q_{кр}$, доля узлов принадлежащих бесконечному кластеру, непрерывно нарастает

до 1. По мере увеличения числа прочных связей будет возрастать механическая прочность системы. При получении и практическом использовании материалов на основе дисперсных систем важно знать зависимость прочности структуры от числа прочных связей. Для отыскания такой зависимости можно воспользоваться аналогией между прочностью и электропроводностью дисперсных систем. Хорошо известно применение теории перколяции для нахождения электропроводности случайных сеток из проводящих и непроводящих элементов. Так как и электропроводность σ и прочность материала на разрыв P определяются удельным (на единицу площади) числом цепочек из связей, принадлежащих бесконечному кластеру, можно ожидать, что вид соотношений, полученных перколяционными методами случайных сеток для электропроводности [3], будет иметь место и для прочности дисперсных систем. Согласно численным оценкам для электропроводности σ бесконечного кластера вблизи порога перколяции имеет место зависимость [2-3]

$$\sigma(q) \sim |q - q_{кр}|^{\theta}$$

где θ - критический индекс электропроводности. Для трехмерных решеток $\theta \approx 1,7$.

Выражение для прочности P имеет такой же вид

$$P(q) \sim |q - q_{кр}|^{\theta}. \quad (4)$$

Зная зависимость доли прочных связей от времени, по выражениям (1) и (4) можно определить характер временной зависимости прочности связнодисперсной системы при $t > t_{кр}$:

$$P(t) = P_0 [1 - \exp(-t/\tau)/(1 - 1,5/z)]^{\theta},$$

где P_0 - прочность системы, установившаяся после превращения всех коагуляционных контактов в фазовые.

Зависимость $P(t)$ для двух значений координационного числа z представлена на рисунке. В соответствии с формулой (3) при $z = 6$ время образования бесконечного кластера $t_{кр} = 0,29\tau$, а при $z = 12$ - $t_{кр} = 0,13\tau$. Из графика видно, что после появления бесконечного кластера при $t = t_{кр}$ прочность системы весьма быстро растет от нуля до P_0 , достигая насыщения при $t \approx 6\tau$. При этом характер зависимости мало меняется с изменением координационного числа z .

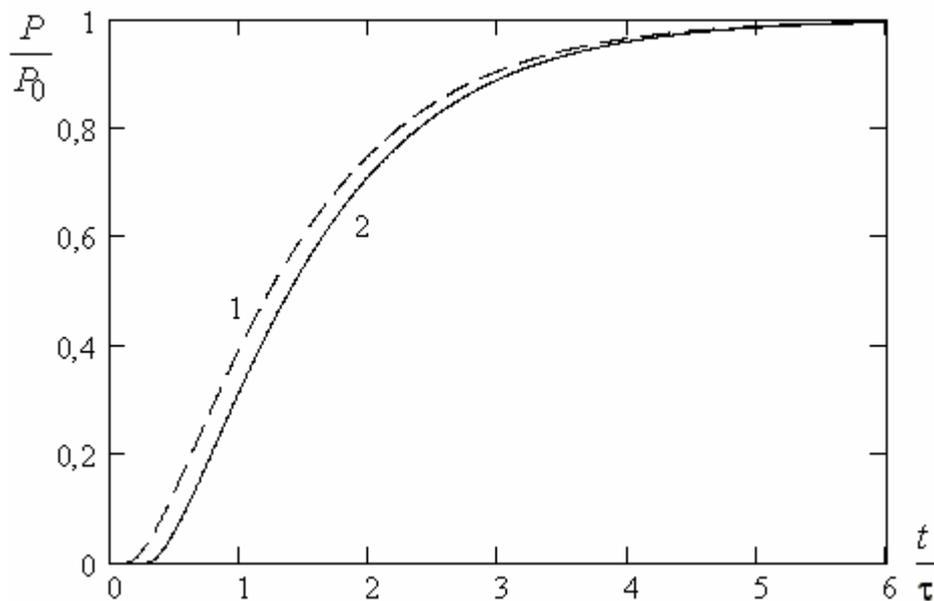


Рис. Зависимость прочности дисперсной системы от времени: 1 – $z = 12$; 2 – $z = 6$

Библиографический список

1. Хейфец Л.И., Неймарк А.В. Многофазные процессы в пористых средах. М.: Химия, 1982. 319 с.
2. Шкловский Б.И., Эфрос А.Л. Теория протекания и электропроводность сильно неоднородных сред // Успехи физических наук. 1975. Т. 117. № 3. С. 401.
3. Шкловский Б.И., Эфрос А.Л. Электронные свойства легированных полупроводников. М.: Наука, 1979. 416 с.
4. Щукин Е.Д., Перцов А.В., Амелина Е.А. Коллоидная химия. М.: Изд-во МГУ, 1982. 352 с.
5. Зимон А.Д., Андрианов Е.И. Аутогезия сыпучих материалов. М.: Metallurgia, 1978. 287 с.

УДК 621.891

С.В. Карцова, В.Д. Цветкова
Тверской государственной технической университет

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАВсодержащих ЖИДКИХ СРЕД НА ФРИКЦИОННЫЕ И ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СКОЛЬЗЯЩЕГО КОНТАКТА

Методика получения экстрактов, содержащих ПАВ *Получение продуктов микробного происхождения, содержащих ПАВ*

Получение продуктов микробного происхождения (далее в тексте называемых БАД), содержащих ПАВ, осуществлялось методом твердофазной ферментации (ТФФ) с использованием торфа и отходов сельскохозяйственного производства (навоза).

Торф и свежий безподстилочный навоз КРС измельчали в мельнице, смешивали в отношении 1:1 и помещали в биореактор для осуществления ферментации.

Длительность процесса ферментации составляла в общей сложности 10 дней. Из них трое суток процесс проводили в так называемом мезофильном режиме (при 37 – 40 °С) и трое суток – при термофильном (57 – 60 °С). После чего пробы находились в помещении при комнатной температуре (20 °С) в течение 4-х дней.

Одновременно проводили процесс ферментации двух образцов (№ 3 и № 4). Во время ферментации в пробе № 4 один раз в сутки осуществлялась аэрация путем перемешивания в течение 15 минут. При приготовлении пробы № 3 аэрация не проводилась, а соответственно отсутствовало и перемешивание. Такие различия в режиме ферментации, возможно, могут способствовать выявлению оптимальных условий ферментации с целью повышения выхода ПАВ. Есть предположение, что ПАВ образуются в анаэробной фазе. Возможно также, что преуцентами ПАВ являются актиномицеты и грибы, нормальная жизнедеятельность которых нарушается при механическом перемешивании.

Получение спиртовых экстрактов, содержащих ПАВ

Для выявления поверхностной активности были приготовлены экстракты из 2-х образцов БАД (№3 – образец готовился без аэрации, №4 – с аэрацией), а также экстракты из исходных компонентов БАД, не подвергавшихся ферментации – навоза (№5) и торфа (№6).

30 граммов навески соответствующего субстрата гомогенизировали в

30 мл 96 % этанола и количественно переносили в колбочки с притертыми крышками, в которых осуществлялась экстракция. Для этого в течение 45 минут при комнатной температуре (20 °С) содержимое колб перемешивалось с помощью шейкера. После этого для удаления осадка пробы подвергали центрифугированию в течение 5 минут при 3000 об/мин. Затем надосадочную жидкость, содержащую ПАВ, переносили в бюксы с притертыми пробками.

Следующая серия опытов включала проверку наличия поверхностной активности соединений, продуцируемых микроорганизмами рода *Nocardia*, отдельные представители которых, по литературным данным, являются продуцентами ПАВ. Культура названных актиномицетов была выделена из образцов почв с территории деревообрабатывающего предприятия. Источником углерода для них являлась целлюлоза, которая добавлялась в питательную среду. Культивирование проводилось в течение семи суток при $t = 25$ °С. Поскольку ПАВ микробного происхождения чаще всего представляют собой экзопродукты, для выявления их наличия для анализа брали пробы культуральной жидкости (проба № 3). Клеточную массу отделяли центрифугированием.

Кроме этого готовили спиртовые экстракты твердого субстрата, на котором выращивали культуру указанных микроорганизмов, поскольку внеклеточные ПАВ могут адсорбироваться на частицах субстрата (проба № 4).

Как показали проведенные исследования, продукты микробного происхождения, полученные методом твердофазной ферментации на основе торфа, обладают выраженной поверхностной активностью. Как любые метаболиты, ПАВ могут являться внутриклеточными по своей локализации или же выделяться в окружающую среду. С целью выявления возможной локализации ПАВ была проведена серия экспериментов, суть которой – выявление поверхностной активности в образцах БАД, подвергшихся ультразвуковой обработке (УЗО), которая, как известно, приводит к разрушению клеточных структур и выходу метаболитов.

Для исследования по вышеописанной методике готовили образцы БАД, после чего к 60 граммам полученного образца добавляли 120 мл 96 % этанола (проба № 1). Аналогично готовили пробу с водой (проба № 2). Полученные пробы помещали в стеклянные цилиндры объемом 40 мл и подвергали УЗО на специальной установке УЗДН-А. Время обработки составляло 5 минут, интенсивность ультразвукового воздействия – 7 у.е. Пробы с этанолом в процессе озвучивания помещали в сосуд со льдом во избежание испарения экстрагента. После этого твердую фазу отделяли центрифугированием при 8 000 об/мин в течение 10 минут. Надосадочную жидкость использовали для выявления в ней поверхностной активности.

Описание образцов опытных жидких сред приведено в таблице.

Опытные образцы ПАВсодержащих жидких сред

№	Название	Условия ферментации
1	Спиртовая вытяжка	
2	Водная вытяжка	
3	Проба № 1	Спиртовой экстракт, добавка БАД (без аэрации)
4	Проба № 2	Спиртовой экстракт, добавка БАД (с аэрацией)
5	Проба № 3	Спиртовой экстракт, исходный компонент – навоз
6	Проба № 4	Спиртовой экстракт, исходный компонент – торф
7	ТЭА	
8	ТЭА № 1	Экстракция при $T = 20^{\circ} C$
9	ТЭА № 2	Экстракция при $T = 60^{\circ} C$
10	ТЭА № 3	Смесь ТЭА и спиртового экстракта без аэрации
11	Спиртовой экстракт №1	Экстракция образцов БАД, УЗО ($t = 5$ мин, $I = 7$)
12	Спиртовой экстракт №2	Экстракция образцов БАД, УЗО ($t = 5$ мин, $I = 6$)
13	Спиртовой экстракт №3	Экстракция 60 мин при $20^{\circ} C$. Контроль
14	Капроновая кислота	
15	Олеиновая кислота	
16	Рицинолевая кислота	
17	Проба № 1	Масляный экстракт
18	Проба № 2	Масло для контроля
19	Проба № 3	Водный экстракт: Nocardia, Контроль – обычная вода
20	Проба № 4	Спиртовой экстракт: Nocardia, Контроль – 96 % этанол
21	Проба № 5	Спиртовой экстракт с БАД

Результаты экспериментов и их обсуждение

Предварительные эксперименты по определению фрикционных и электрических характеристик скользящих электрических контактных соединений с опытными образцами ПАВсодержащих промежуточных сред были проведены с образцами № 1 и № 2 [1]. В данных экспериментах, помимо определения влияния ПАВ на электрофрикционные характеристики контакта определяли оптимальный экстрагент. Летучие экстрагенты были исключены ввиду их быстрой испаряемости, которая не давала возможности провести длительные испытания. Дистиллированная вода как экстрагент показала несколько худшие свойства по сравнению с этиловым спиртом (более высокие значения коэффициента трения и его нестабильности). Учитывая коррозионную активность воды по отношению к контактным деталям, выбор был сделан в пользу этилового спирта как экстрагента для

последующих образцов промежуточных ПАВсодержащих сред (образцы жидких сред № 3 – № 6 в табл.).

На рис. 1 – 4 в зависимости от пути трения представлены основные эксплуатационные характеристики (а – среднее значение коэффициента трения f , б – среднее значение переходного сопротивления R , в – относительная нестабильность коэффициента трения df , г – относительная нестабильность переходного сопротивления dR) скользящих контактов с некоторыми исследованными ПАВсодержащими промежуточными средами.

По результатам испытаний можно сделать следующие выводы. Среднее значение коэффициента трения в основном лежит в диапазоне $0,1 \div 0,2$. Такие значения типичны для режима трения при граничной смазке, что свидетельствует о наличии на поверхности трения активных молекул, предположительно жирных кислот. В пользу этого предположения свидетельствует величина переходного сопротивления контакта. Типичные значения переходного сопротивления составляют единицы или десятки мОм. Такие значения характерны для контактов с достаточно толстыми поверхностными пленками (слой активных молекул), тогда как для металлического контакта значения переходного сопротивления обычно составляют единицы или десятки мкОм. Следует отметить, что в контактах с исследуемой жидкой средой № 2 (водная вытяжка) наблюдаются самые низкие значения переходного сопротивления. Это свидетельствует о том, что поверхности трения в этом случае не защищены достаточно надежно слоем поверхностно активных молекул, в процессе трения возможно образование металлических пятен контакта. Данная жидкость не обеспечивает требуемых электрофрикционных характеристик контакта.

У контактов с исследованными ПАВсодержащими средами № 3 – № 6 (рис. 1) эксплуатационные характеристики сравнимы с характеристиками контактов, в которых используются промышленные смазочные материалы [2]. Результаты экспериментов свидетельствуют о возможности применения биотехнологических методов получения ПАВсодержащих сред из отходов сельскохозяйственного производства и продуктов переработки торфа. В ходе дальнейших работ целесообразно исследовать влияние различных режимов экстракции на выход ПАВ из субстрата, в частности, провести исследования ультразвуковой экстракции.

В серии экспериментов была исследована возможность применения триэаноламина (ТЭА) в качестве экстрагента ПАВ. На рис. 2 представлены результаты исследования влияния режимов экстракции на электрофрикционные свойства ПАВсодержащих сред на основе триэаноламина. Результаты экспериментов показали, что режимы экстракции в данном случае практически не влияют на эксплуатационные свойства ПАВсодержащих сред. В целом данные среды не обнаружили удовлетворительных

эксплуатационных показателей. Коэффициент трения для исследованных сред лежит в диапазоне $0,3 \div 0,5$, что превосходит значения для оптимальных сред, например, жидкости № 3 – № 6 (см. табл.).

Результаты исследования влияния ультразвуковой обработки на процесс экстракции ПАВ представлены на рис. 3. Сравнение электрофрикционных характеристик экстрактов, подвергнутых ультразвуковой обработке, с контрольным образцом показало, что ультразвуковая обработка не оказывает существенного влияния на процесс экстракции поверхностно-активных веществ из субстрата.

Для подтверждения возможности использования исследованных жидких сред, полученных по предлагаемой методике методом твердофазной ферментации торфа или навоза, было проведено сравнение их электрофизических характеристик с аналогичными характеристиками жирных кислот с молекулами различной длины. Исследовали капроновую, олеиновую и рицинолевуую кислоты. Результаты свидетельствуют, что у данных жирных кислот, как и следовало ожидать, с ростом длины молекулярной цепочки уменьшается коэффициент трения и увеличивается переходное электросопротивление. Это объясняется увеличением толщины слоя активных молекул на поверхности трения. Полученные в экспериментах с жирными кислотами величины коэффициента трения и переходного электросопротивления еще раз подтверждают наличие у оптимальных опытных жидкостей смазочных свойств, которые сравнимы с аналогичными свойствами жирных кислот.

Исследования жидких сред, содержащих поверхностно-активные вещества, продуцированные микроорганизмами рода *Nocardia*, выявили хорошие антифрикционные свойства этих жидкостей (рис. 4). Коэффициент трения имеет очень низкое значение ($0,1 - 0,2$), что свидетельствует о высокой поверхностной активности соединений, продуцированных микроорганизмами рода *Nocardia*. Смазочные свойства указанных жидких сред не уступают аналогичным свойствам исследованных жирных кислот.

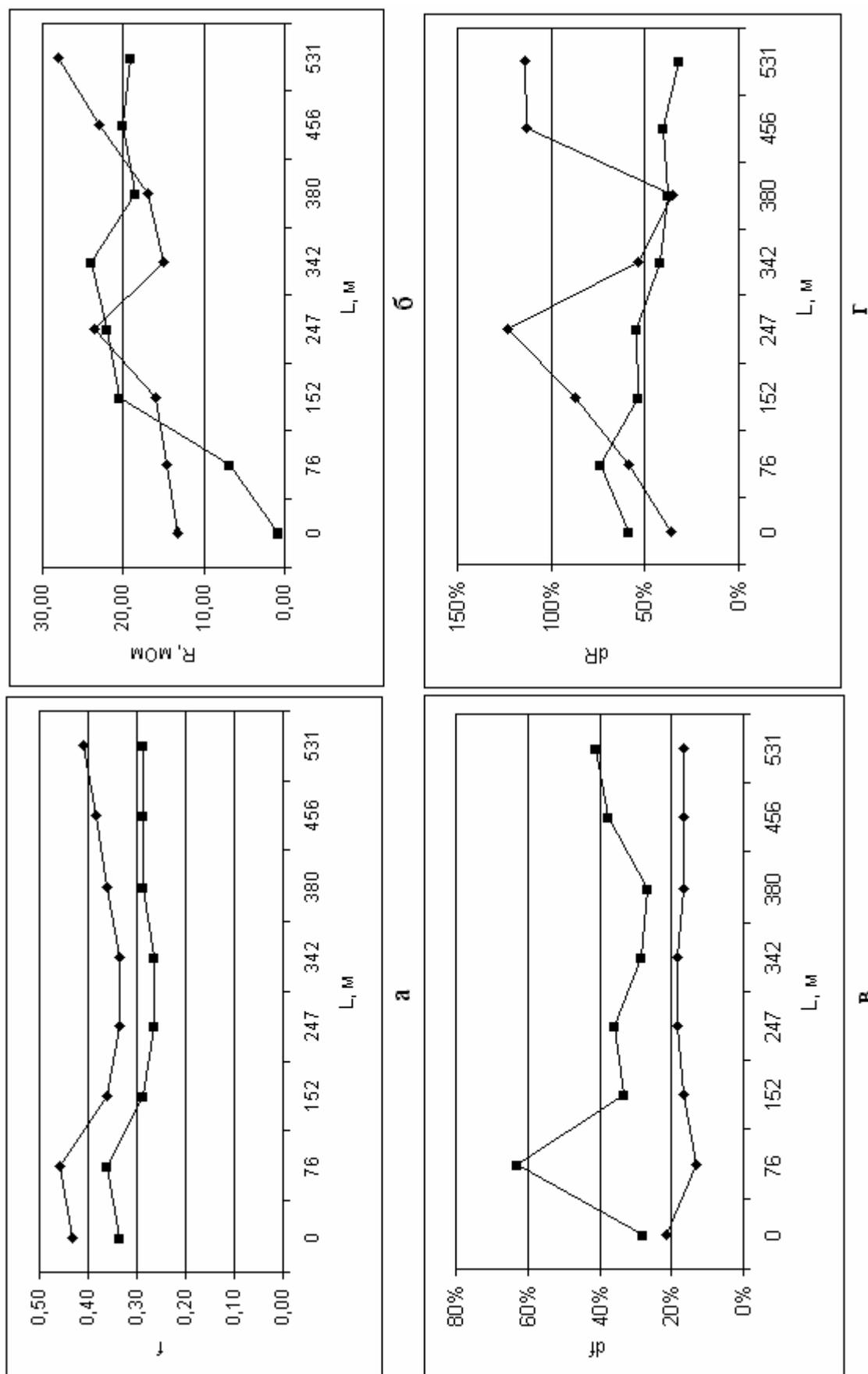


Рис. 1. Влияние ПАВсодержащей жидкости № 3 на фрикционные и электрические свойства контакта

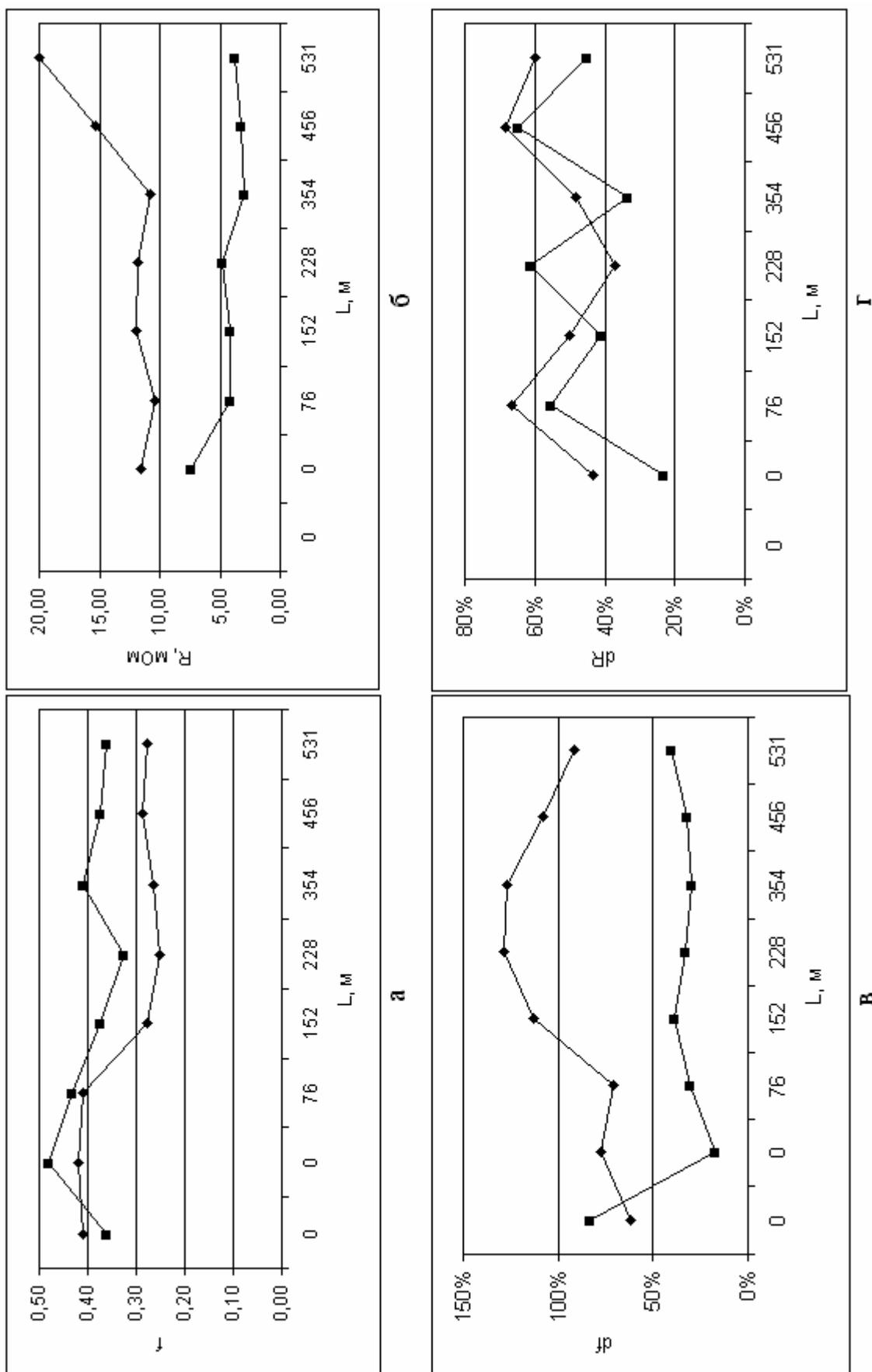


Рис. 2. Влияние ПАВсодержащей жидкости № 8 на фрикционные и электрические свойства контакта

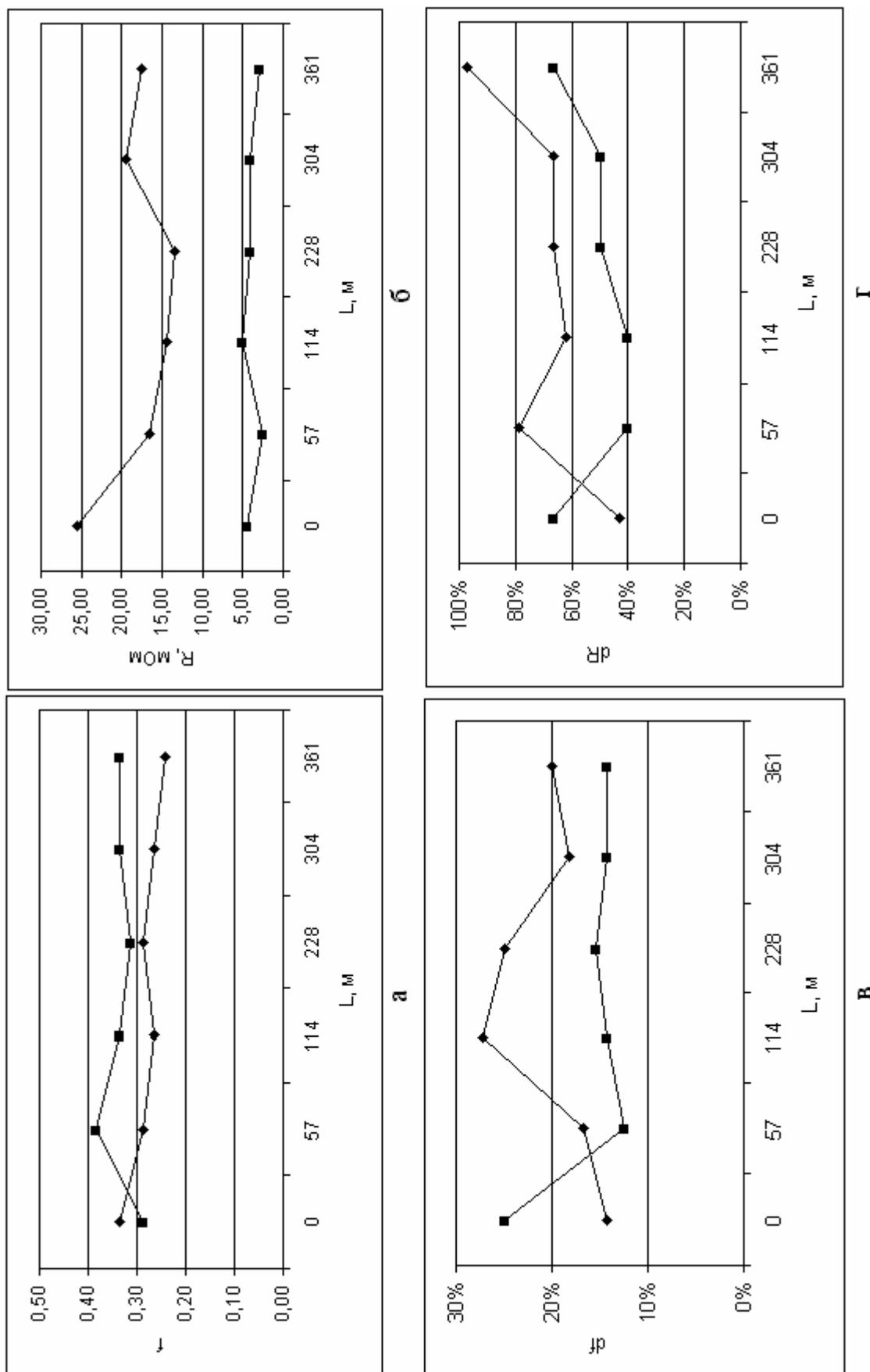


Рис. 3. Влияние ПАВсодержащей жидкости № 12 на фрикционные и электрические свойства контакта

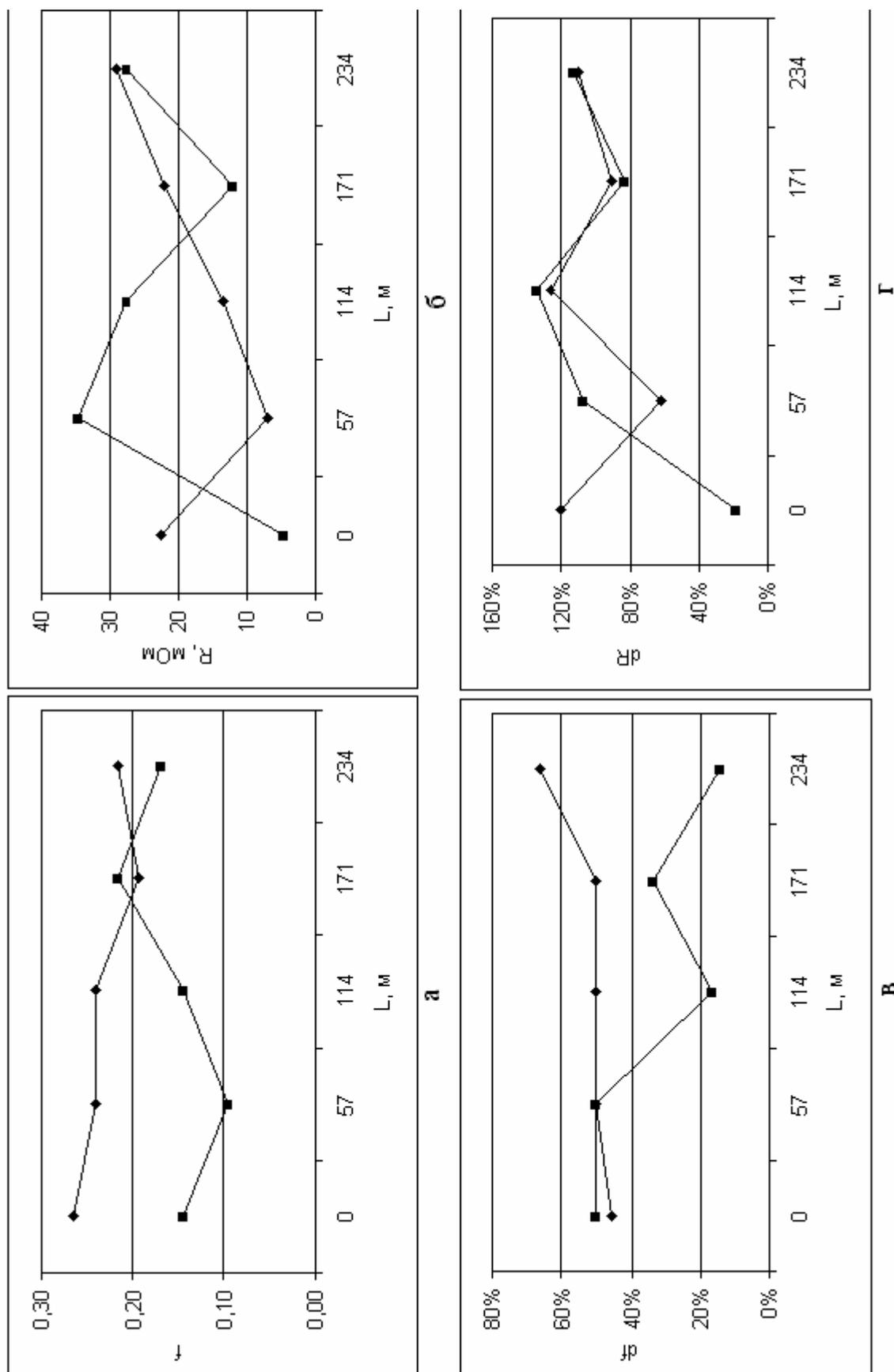


Рис. 4. Влияние ПАВсодержащей жидкости № 20 на фрикционные и электрические свойства контакта

Библиографический список

1. Измайлов В.В., Карцова С.В., Новоселова М.В. Экспериментальное исследование электрофрикционных свойств ПАВсодержащих сред, полученных методом трехфазной ферментации / Механика и физика фрикционного контакта: Сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2002. С. 47 – 50.
2. Разработка экологически безопасных материалов, смазочных, технологических и протекторных сред электротехнического назначения на основе биоремедиационных технологий: Отчет по НИР Тверь: ТГТУ. 2000.

УДК 621.316

О.В. Грицунова
Тверской государственной технической университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОЛИКРИСТАЛЛОВ КРЕМНИЯ

Были проведены исследования образцов поликристаллов кремния, выращенных методом кристаллизации со дна в графитовом тигле [1, 2]. При этом необходимо, чтобы поверхность расплава кристаллизовалась в конце процесса.

Исследовались поликристаллы, выращенные в тиглях цилиндрической формы. Поликристаллы характеризуются раковистой поверхностью, которая связана с разрушением тигля в процессе кристаллизации расплава, наблюдаются трещины на глубине 2 – 3 мм. Образцы шлифовались на грубой шкурке, порошках М-100, М-28, М-14, М-10, затем промывались дистиллированной водой.

В плоскостях спила поликристаллов наблюдались как крупные кристаллические зерна площадью порядка 1см^2 , так и области скопления поликристаллов площадью порядка нескольких мм^2 . Замер удельного сопротивления проводился на крупных зернах поликристаллов.

Тип электропроводности является качественной характеристикой полупроводниковых материалов. В зависимости от характера преобладающей примеси (донорная или акцепторная) полупроводник может иметь электронную (n-тип) или дырочную (p-тип) электропроводность [3, 4]. Тип электропроводности определяет природу основных носителей заряда в полупроводнике.

Определение типа электропроводности проводилось методом точечно-контактного выпрямления [5]. Метод основан на качественном сравнении сопротивлений точечного контакта металл – полупроводник при раз-

личных полярностях приложенного напряжения. Тип электропроводности определялся по виду вольтамперной характеристики, получаемой на экране осциллографа. Определение типа электропроводности проводилось при температуре 23 ± 2 °С.

Измерение удельного электрического сопротивления проводилось четырехзондовым методом [6]. Метод основан на расчете удельного электрического сопротивления по измерению разности потенциалов в двух точках, расположенных на плоской поверхности слитка, при пропускании электрического тока определенной величины через два точечных контакта, расположенных на той же поверхности.

Для измерений использовалась четырехзондовая головка типа С2080 с четырьмя линейно расположенными зондами из карбида вольфрама; межзондовое расстояние $\ell_0 = 1,3 \pm 0,010$ мм, максимальный линейный размер рабочей площадки зонда – не более 60 мкм; сила прижима зонда к слитку – не более 0,5 – 2,0 Н. Измерения проводились при температуре 23 ± 2 °С. Температура образцов была доведена до 23 ± 2 °С. Образцы выдерживались при указанной температуре не менее 1 ч.

Удельное электрическое сопротивление ρ , Ом см, было вычислено по формуле

$$\rho = \frac{U}{I} 2\pi \ell_{\text{эфф}} \quad , \quad (1)$$

где $\ell_{\text{эфф}}$ – эффективное расстояние между зондами измерительной головки в см, вычисленное по формуле

$$\ell_{\text{эфф}} = \left(-\frac{1}{\ell_1} - \frac{1}{\ell_1 + \ell_2} - \frac{1}{\ell_2 + \ell_3} + \frac{1}{\ell_3} \right)^{-1} \quad (2)$$

где ℓ_1, ℓ_2, ℓ_3 – расстояние между зондами в см.

При измерительной головке с $\ell_0 = 1,3 \pm 0,010$ мм в формулу (1) подставляют значение ℓ_0 ; при отклонении межзондового расстояния, превышающем 0,010 мм, в формулу (2) подставляют значение $\ell_{\text{эфф}}$. Результатом измерения удельного электрического сопротивления ρ является величина, вычисленная по формуле (1). Результат измерения характеризуется погрешностью $\Delta\rho = 5$ %.

На образце 1 диаметром 40 мм и толщиной 40 мм (рис. 1) наблюдаются скачки удельного сопротивления по отдельным монокристаллическим блокам от 0,07 Ом см до 0,68 Ом см, т.е. почти в 10 раз.

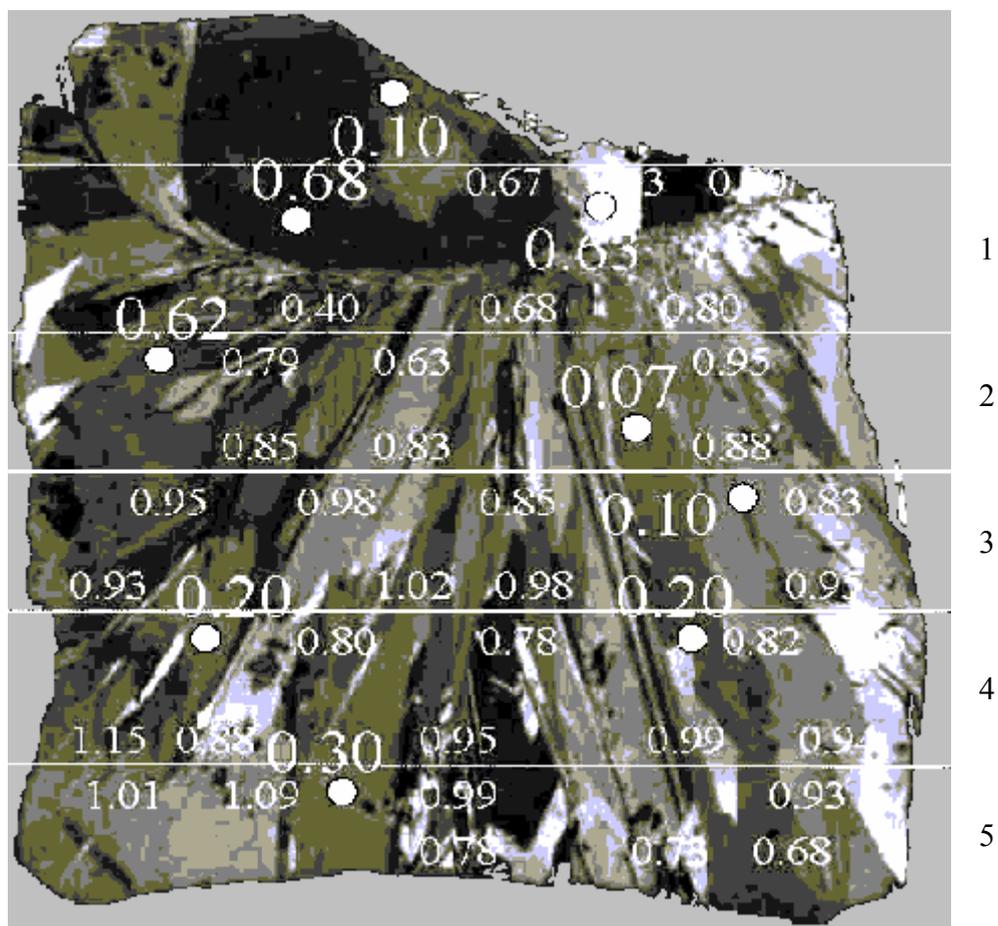


Рис. 1. Образец 1 поликристалла кремния.
Выделенным областям соответствуют границы области распила

Этот образец был распилен на 5 сечений толщиной ≈ 5 мм и, таким образом, было исследовано распределение удельного сопротивления внутри поликристалла (рис. 2). По всему объему можно наблюдать некоторое снижение удельного сопротивления по мере приближения к центру образца. Образец 1 обладает проводимостью р-типа.

Образец 2, полученный в виде диска толщиной 12 мм и диаметром 60 мм, также имеет р-тип проводимости и низкое удельное сопротивление на уровне 0,1 – 0,2 Ом см (рис. 3).

По-видимому, столь низкое удельное сопротивление исследованных поликристаллов кремния связано с посторонними примесями, источником которых является графит тигля либо загрязнение с оснастки.

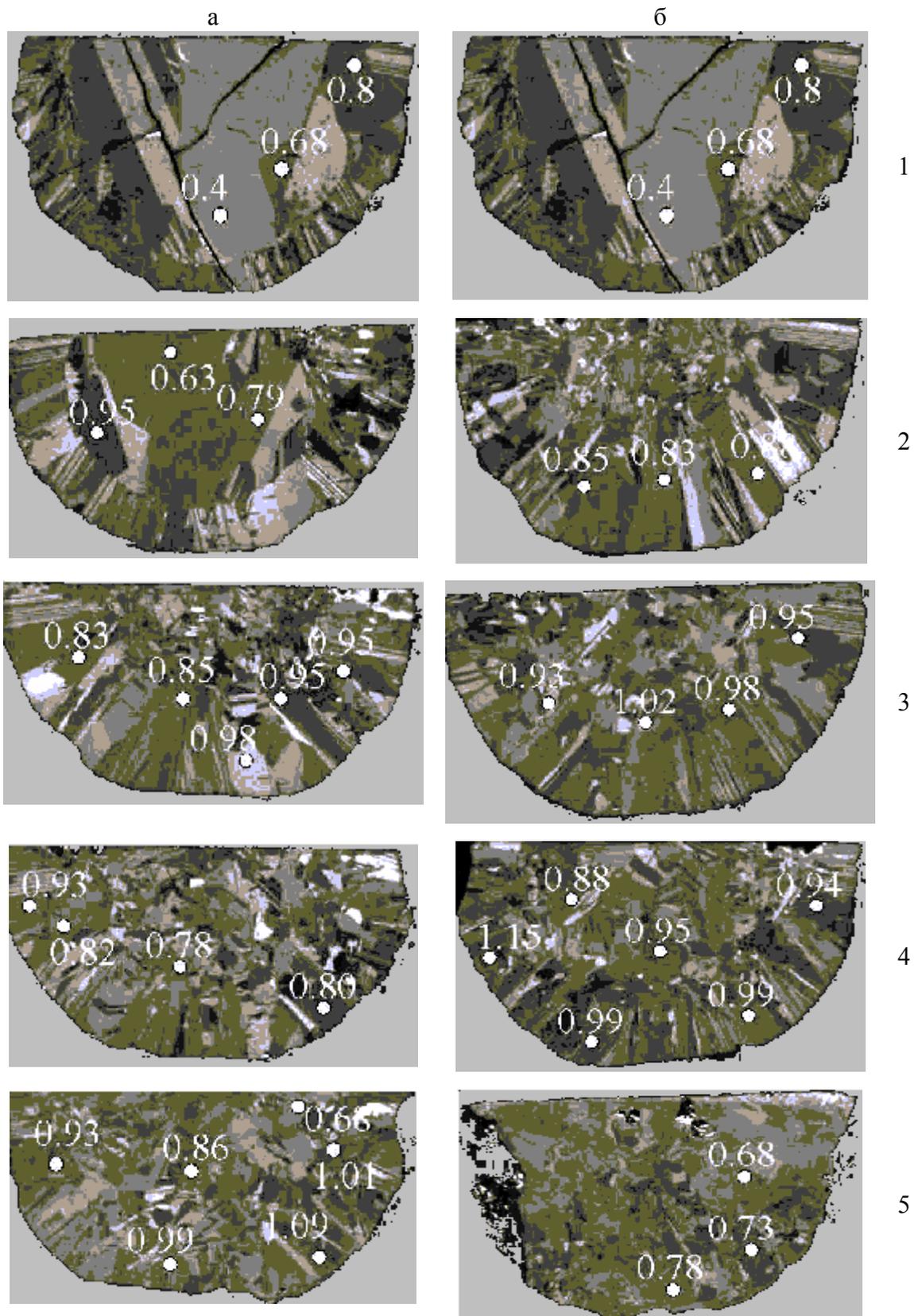


Рис. 2. Сечения поликристалла кремния, соответствующие областям 1 – 5:
 а – верхняя граница образца; б – нижняя граница образца

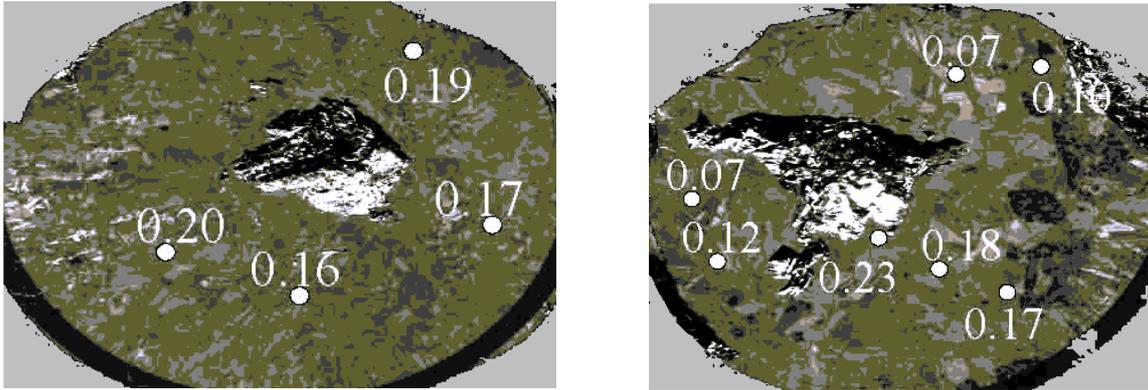


Рис. 3. Образец 2 поликристалла кремния:
а – верхняя граница образца; б – нижняя граница образца

Библиографический список

1. Козлова О.Г. Рост морфологии кристаллов. М., 1980.
2. Современная кристаллография: В 4 т. / Под ред. Б.К. Вайнштейна. М., 1979 – 1981.
3. Смит Р. Полупроводники. М.: Мир, 1982.
4. Киттель Ч. Введение в физику твердого тела. М.: Мир, 1978.
5. Кучис Е.В. Методы исследования эффекта Холла. М.: Советское радио, 1974.
6. Зеегер К. Физика полупроводников. М.: Мир, 1977.

УДК 621.315

К.Б. Корнеев

Тверской государственной технической университет

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДОВ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ ПРЕДСКАЗАНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО СОЕДИНЕНИЯ

В настоящее время электроконтактные соединения нашли широкое применение во всех отраслях науки и техники. Изучению свойств электрических контактов, а также физическим явлениям, проходящим в них, было посвящено большое количество научных исследований [1, 2].

Современные исследования электроконтактных соединений и процессов в них носят как характер математического описания физических процессов протекания электрического тока, так и исследования надежностных аспектов теории контактных соединений. При этом использование компь-

ютерных методов позволяет перейти на качественно более высокий уровень в сфере моделирования контактных пар, а также описания процессов электро- и теплопереноса в них.

Существующие программные комплексы и системы оперируют одномерным распределением температуры, то есть расчетные модели строятся в предположении, что изменение температуры происходит только вдоль условно выбранной продольной оси контактного соединения, в то время как температура по плоскости сечения, перпендикулярной продольной оси контакт-детали, остается неизменной.

Такой подход реализован в программном комплексе «Transient heat transfer analysis» фирмы ALGOR Inc., осуществляющем следующие вычисления:

- расчет и проектирование отделителей и выключателей;
- проектирование электронных устройств;
- расчет предохранителей;
- разработка головок струйных принтеров (пьезоэлектрических и термических);
- проектирование изоляторов;
- разработка MEMS (микроэлектрических механических систем);
- разработка микрозахватов;
- разработка пьезоэлектрических приводов;
- проектирование силовых кабелей;
- анализ свечей зажигания;
- разработка термоэлектрических приводов.

Входными данными являются электрическая удельная электропроводность, напряжение на границах и текущие нагрузки. Выходными данными являются напряжение в узловых точках, плотность тока в узлах и поток тепла через элементарные поверхности.

Для функционирования данной системы необходима следующая конфигурация компьютерной системы, представленная на сайте разработчика системы:

- Intel Pentium III или Pentium 4;
- Multiple processors (мультипроцессорная система);
- Windows 2000, Windows XP;
- 512 МВ или больше RAM;
- 2 GB или больше места на жестком диске;
- OpenGL видеоускоритель с 32 МВ видеопамяти.

Как видно, к функциональному обеспечению компьютерной системы предъявляются значительные требования. Это обусловлено, в первую очередь, не сложностью расчетной задачи, а ориентировкой программы на визуализацию и интерактивность. Хотя данный подход себя оправдывает в

случае проектирования микромеханизмов и низковольтных коммутирующих устройств, в отношении высоковольтных устройств такой подход неприменим из-за недоучета многих факторов, связанных с особенностью протекания тока большой величины.

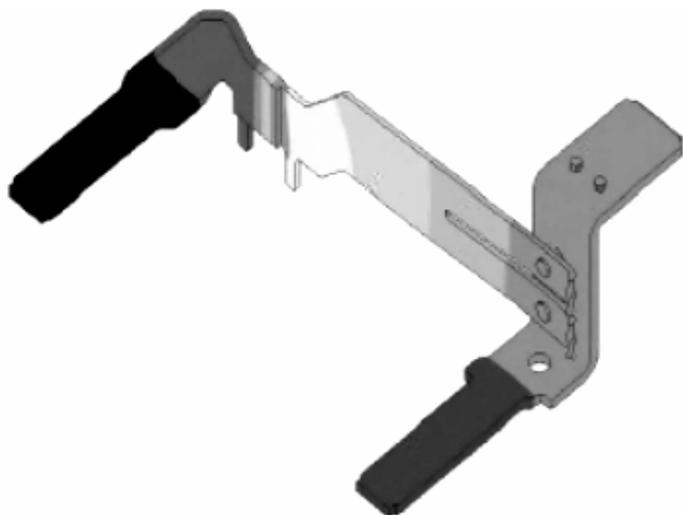


Рис. 1. Визуальное представление распределения температуры в коммутирующей детали

На рис. 1 представлена картина распределения температуры в коммутируемом шунте, выполненная в программе «Transient heat transfer analysis».

Как видно, распределение температуры одномерное, подчиняющееся только зависимости величины температуры от расстояния до источника. Как показывают исследования [3], данный подход к описанию физического процесса является слишком упрощенным и не отражает

действительного состояния объекта. Поэтому актуальным становится вопрос моделирования действительной картины распределения тепловых потоков в проводниках при различных условиях протекания электрического тока, а также учет воздействующих факторов на изменение картины распределения тепловых потоков в металле.

По этой причине более точной в плане рассмотрения процессов теплопереноса в контактном соединении является работа [4]. В ней рассмотрен вероятностный анализ распределения температуры в электрических контактах различной формы. Характерной чертой данной работы является игнорирование в расчетах ширины плоских контакт-деталей, то есть не учитываются условия охлаждения боковых поверхностей контакт-деталей. Это приводит к искажению описания температурного поля и, как следствие, к искажению реальной картины протекания ряда электрических и тепловых процессов в материале контактов и на границе раздела двух контакт-деталей. Кроме того, игнорирование влияния внешней среды (приняты постоянные внешние условия $t = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ влажность – 75 %), не позволяет оценить возможные изменения условий охлаждения, приводящие для малогабаритных контактов к разительному изменению температурного поля.

Большинство научных работ, ставящих цель оценить распределение температурного поля в материале контактного соединения, посвящены оценке поверхностных эффектов. При этом используются 3 метода, реали-

зующих снятие температурных характеристик с поверхности или объема контактирующих объектов.

1 – использование внедренных датчиков. Положительным моментом этого метода является возможность определения температуры в любом месте внутри объема детали. Недостатком является искажение цельности материала, невозможность замеров температуры в большом количестве мест в объеме контакт-детали одновременно, а также невысокая точность замеров.

2 – использование контактного сенсора или инфракрасного сенсора. Этот метод позволяет производить практически одновременные замеры температуры с достаточно высокой точностью и низкой латентностью. Наряду с этим, при использовании модификации инфракрасного сенсора в виде тепловизора возможно осуществление записи процесса изменения температуры. Недостатком данного метода является возможность фиксации температуры лишь на поверхности объекта, а также узкая избирательность, то есть невозможность фиксации двух точек с большим перепадом температур, расположенных в непосредственной близости.

3 – использование термопар как составных частей контактирующей пары. Позволяет с большой точностью и малым временем отклика (порядка 100 мс) снимать данные о температуре контакт-детали в определенной точке. Является практически единственным возможным способом для определения температуры в точке контакта двух сред. При этом метод обладает недостатком, выражающимся в необходимости точного подбора материала термопары для обеспечения необходимого термического и электрического сопротивления, шероховатости и коэффициента термического расширения.

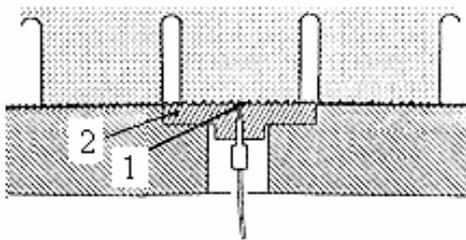


Рис. 2. Термопара для определения температуры в месте контакта

Внешний вид реализуемого таким методом измерения представлен на рис. 2. Недостатком способа является возможность установки ограниченного числа термопар, а также искажения температурного поля, вносимые в результате использования материала термопары 1, а также пластины 2, на которой она закреплена (см. рис. 2).

Сравнение показаний температуры, определенных методом измерения с помощью термопар и инфракрасного сенсора представлено на рис. 3, где линией обозначены показания инфракрасного сенсора, а гистограммой – термопары. Как видно, инфракрасный сенсор имеет несколько завышенную оценку температуры, что связано, в первую очередь, с особенностью метода, а также обязательной необходимостью подстройки сенсора под материал поверхности, температура которой измеряется.

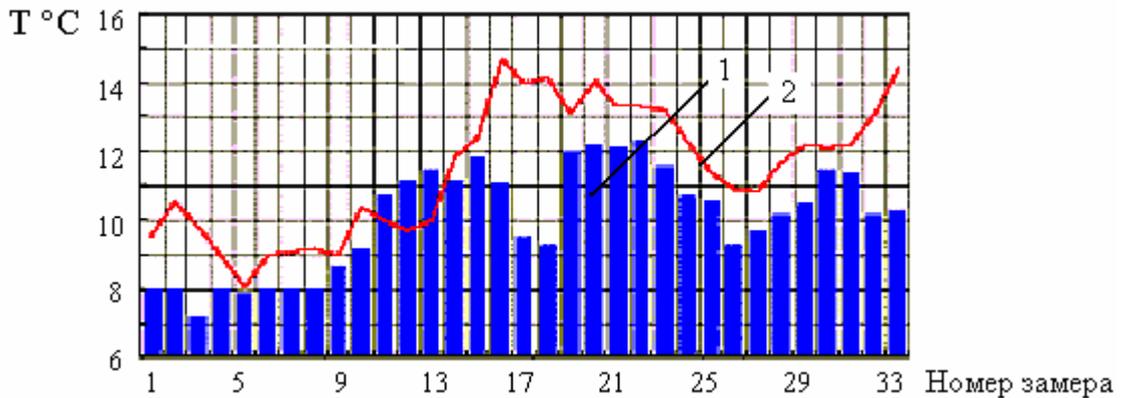


Рис. 3. График измерения температуры:
1 – с помощью термопары; 2 – с помощью инфракрасного сенсора

Более подробно материалы по методике проведения замеров представлены на сайте Технологического университета г. Тампере, Финляндия [5].

Несмотря на реализуемость любого метода измерения, необходимо учитывать экономическую эффективность установки термопар на всех важных электроконтактных соединениях, а также их стоимость. Средняя стоимость термопары составляет 6 – 12 \$, что приблизительно составляет величину, равную стоимости контактной группы. Таким образом, использование термопар является экономически неэффективным мероприятием.

Исходя из вышеизложенного, наиболее предпочтительным является применение системы математического моделирования и предсказания с учётом анализа текущих данных о состоянии реальной контактной пары.

В качестве базиса для расчетов используется популярная математическая модель, в которой картина теплового поля единичного контакта может быть представлена в виде сверхпроводящего шара диаметром $2b$, по которому происходит касание контакт-деталей. Такая картина характерна для контактного взаимодействия двух плоских контакт-деталей с распределением выступов, подчиняющимся нормальному закону. В этом случае точка взаимодействия (соприкосновение двух выступов) условно заменяется сверхпроводящим шаром, по которому и происходит протекание тока между контакт-детальями. Максимум тепловой энергии приходится на точку соприкосновения. Количество таких точек взаимодействия определяется следующими факторами, как материал контакта, качество обработки поверхности, сила сжатия и начальная температура взаимодействующих элементов, учет которых в автоматизированных системах расчета процессов теплопереноса раньше не проводился.

Для обеспечения более точного расчета тепловой картины в объеме контакт-детали в работе была впервые применена методика расчета тепловых потоков с учетом параметров приповерхностного слоя окружающей среды, то есть в расчетную матрицу значений были добавлены краевые

точки, обладающие характеристиками воздушной среды, окружающей контакт-деталь.

Один набор параметров модели используется на всех этапах моделирования. Паразитные эффекты, например, внутреннее сопротивление более нагретой контакт-детали, учитываются в модели одновременным добавлением сопротивления ко всем электрическим контактам.

Для того, чтобы учесть эффект саморазогрева, уравнение потока тепла решается рекурсивно с уравнениями энергопередачи, что приводит к системе из шести дифференциальных уравнений в частных производных.

Трудность моделирования в том, чтобы достигнуть реалистичных результатов характеристик контактной пары. Особенно это важно для силовых устройств, для которых и предназначена данная система. Так как установлено, что тепловое рассеяние возрастает с увеличением напряжения, то наблюдается постепенный подъем температуры соединения выше температуры окружающей среды. Это ведет к необходимости учета оттока тепла в окружающую среду. Хорошее согласование может быть достигнуто моделированием, включающим эффект саморазогрева контакт-деталей. Учет этого эффекта приводит к расчетным значениям температуры 400 К. Такая температура ведет к изменению свойств материала контакт-деталей и, следовательно, электрических характеристик. Это подтверждает необходимость точного моделирования процессов отвода тепла.

Результирующее температурное распределение в модели последовательно уточняется за счет использования кубической фильтрации точечных характеристик распределения температуры по трехмерному массиву моделируемого объекта.

Результаты расчетов служат для построения итоговой картины теплового взаимодействия двух контакт-деталей, находящихся под действием электрического тока. Дальнейшие вычисления заключаются в построении статистических рядов значений величин протекающего тока, а также использовании аппарата математического прогнозирования его будущих значений. Предикативный анализ значений тока и температуры, вычисленной с учетом его изменения, позволяет предсказать выход величин температуры за пределы, установленные ГОСТом и, таким образом, сигнализировать о возможном ухудшении свойств данной электроконтактной пары вследствие её термической деградации.

Использование данного метода позволяет достичь эффективного предсказания эксплуатационных свойств электроконтактного соединения, базируясь на доступной информации о его параметрах без применения нестандартных дополнительных приборов и компонентов, что повышает возможность использования данного метода для качественного анализа текущих и возможных будущих эксплуатационных характеристик.

Библиографический список

1. Праник Б.В., Стрельников В.П., Костра М.Г. Математическая модель надежности слаботочного скользящего контакта // Гибридные вычислительные машины и комплексы. Киев: Наукова думка, 1980. Вып. 3.
2. Вероятностный анализ процессов изнашивания / Х.Б. Кордонский, Г.М. Харач, В.П. Артамоновский и др. М.: Наука, 1968.
3. Meur G. le, Bourouga B., Jary Y. Inverse analysis of heat flow at a solid – solid electro-thermal contact // 4th International Conference of Inverse Problems in Engineering. Rio de Janeiro, Brazil, 2002.
4. http://csm.d.kaist.ac.kr/eng/research_e/r6-1_e.html.
5. www.tut.fi/plastics/tyreschool/moduulit/moduuli_8/hypertext_2/2/2_3.html.
6. Lombardi C., Manzini S., Saporito A., Vanzi M. A Physically Based Mobility Model for Numerical Simulation of Nonplanar Devices // IEEE Trans. Computer-Aided Design. 1988. Vol. 7. № 11. P. 1164 – 1171.

УДК 631.3

С.И. Янукович, А.В. Семенов
Тверской государственной технической университет

НЕКОТОРЫЕ КРАЕВЫЕ ЗАДАЧИ ПРЕССОВАНИЯ ДИСКРЕТНЫХ МАТЕРИАЛОВ В ПРЯМОУГОЛЬНОЙ КАМЕРЕ

Выберем оси координат так, чтобы направление оси Oz совпадало с направлением прессования, а оси Ox и Oy совпали бы с серединами границ при $z = 0$. Пусть размер камеры прессования $2a \times 2b \times H$. В такой системе координат достаточно рассмотреть только одну четверть

$$\begin{aligned} 0 &\leq x \leq a, \\ 0 &\leq y \leq b, \\ 0 &\leq z \leq H, \end{aligned}$$

считая распределение параметров симметричным (рис.).

Напряжение прессования в направлении оси Oz обозначим за p , боковые давления – εp , где ε – коэффициент бокового давления. Ввиду симметрии относительно осей Ox и Oy давление p будет четной функцией от X и Y и будут выполняться граничные условия

$$\frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{\partial p}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0.$$

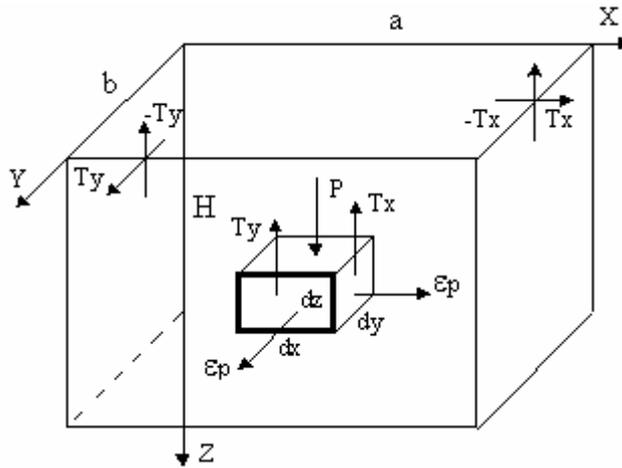


Рис. Схема к расчету

Если выделить элементарный кубик с ребрами, параллельными осям координат, то на единицу площади граней кубика будут действовать силы: вертикальное давление p , боковое давление εp и касательные напряжения T_x и T_y на боковые грани, перпендикулярные осям Ox и Oz . Система равновесия для выделенного объема камеры прессовки будет

$$\begin{cases} \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial T_x}{\partial x} + \frac{\partial T_y}{\partial y} = 0 \\ \varepsilon \frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial T_y}{\partial z} = 0 \\ \varepsilon \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial T_x}{\partial z} = 0. \end{cases}$$

Исключая T_x и T_y , имеем

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} - \varepsilon \left(\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} \right) = 0 \\ T_x = -\varepsilon \int_0^z \frac{\partial p}{\partial x} dz \\ T_y = -\varepsilon \int_0^z \frac{\partial p}{\partial y} dz. \end{cases} \quad (1)$$

Решая полученное так называемое «уравнение мембраны» методом разделения переменных и учитывая четность решений по «x» и «y», находим следующие виды возможных простейших решений системы (1)

$$\begin{cases} P = \left(c_1 e^{-z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2}} - c_2 e^{z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2}} \right) ch(mx)ch(ny) \\ T_x = \frac{m\sqrt{\varepsilon}}{\sqrt{m^2+n^2}} \left(c_1 e^{-z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2}} - c_2 e^{z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2}} \right) sh(mx)ch(ny) \\ T_y = \frac{n\sqrt{\varepsilon}}{\sqrt{m^2+n^2}} \left(c_1 e^{-z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2}} - c_2 e^{z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2}} \right) ch(mx)sh(ny) \end{cases} \quad (2)$$

$$\begin{cases} P = \left[A \sin\left(z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2} \right) + B \cos\left(z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2} \right) \right] \cos(mx) \cos(ny) \\ T_x = \frac{m\sqrt{\varepsilon}}{\sqrt{m^2+n^2}} \left[-A \cos\left(z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2} \right) + B \sin\left(z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2} \right) \right] \sin(mx) \cos(ny) \\ T_y = \frac{m\sqrt{\varepsilon}}{\sqrt{m^2+n^2}} \left[-A \cos\left(z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2} \right) + B \sin\left(z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2+n^2} \right) \right] \cos(mx) \sin(ny) \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} P = \left[c_1 e^{-z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2-n^2}} + c_2 e^{z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2-n^2}} \right] ch(mx) \cos(ny) \\ T_x = \frac{m\sqrt{\varepsilon}}{\sqrt{m^2-n^2}} \left[c_1 e^{-z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2-n^2}} - c_2 e^{z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2-n^2}} \right] sh(mx) \cos(ny) \\ T_y = \frac{n\sqrt{\varepsilon}}{\sqrt{m^2-n^2}} \left[c_1 e^{-z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2-n^2}} - c_2 e^{z\sqrt{\varepsilon}\sqrt{m^2-n^2}} \right] ch(mx) \sin(ny). \end{cases} \quad (4)$$

Рассмотрим некоторые краевые задачи, вид которых следует из (2), (3), (4).

1. Скорость изменения силы трения на границах камеры и изделия пропорциональны силам давления

$$\begin{aligned} P|_{z=0} &= f(x, y), \\ \frac{\partial p}{\partial z}|_{z=0} &= \varphi(x, y), \\ \frac{\partial T_x}{\partial z}|_{x=a} &= \frac{k_1 \varepsilon}{a} P|_{x=a}, \\ \frac{\partial T_y}{\partial z}|_{y=b} &= \frac{k_2 \varepsilon}{b} P|_{y=b}. \end{aligned} \quad (5)$$

Подставляя в третье и четвертое условия (5) решения (2), (3), (4) находим уравнения для m и n

$$\begin{cases} thma = -\frac{k_1}{ma} \\ thnb = -\frac{k_2}{nb} \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} tgma = \frac{k_1}{ma} \\ tgnb = \frac{k_2}{nb} \end{cases} \quad (7)$$

Рассмотрим более приемлемый для практики случай, когда $k_1 > 0$ и $k_2 > 0$, что при $T_x < 0$; $p > 0$; $\frac{\partial T_x}{\partial z} > 0$ означает уменьшение силы T_x при увеличении высоты прессуемого изделия. В этом случае уравнения (6) не имеют ненулевых корней, и решения вида (2) и (3) отпадают. Уравнения (7) имеют бесконечное множество ненулевых корней, что следует из решения уравнения $tg\alpha = k_1/a$, где $\alpha = ma$. Обозначим корни уравнения $tg\alpha = k_1/a$ как $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \dots$, корни уравнения $tg\beta = k_2/b$ как $\beta_1, \beta_2, \beta_3, \dots$, числа $m = \alpha_i/a$ и $n = \beta_j/b$. Таким образом, функции, удовлетворяющие третьему и четвертому условиям (5), имеют вид $\varphi_i(x)$ и $\psi_j(y)$, где

$$\begin{cases} \varphi_i(x) = \cos \alpha_i \frac{x}{a} \\ \psi_j(y) = \cos \beta_j \frac{y}{b} \end{cases}$$

Так как функции $\varphi_i(x)$ и $\psi_j(y)$ являются решениями дифференциального уравнения

$$y'' - \lambda y = 0,$$

то они образуют ортогональные системы функций на интервалах $[0, a]$ по x и $[0, b]$ по y . Например, для $\cos \alpha_i \frac{x}{a} = \varphi_i$ имеем

$$\varphi_i'' + \frac{\alpha_i^2}{a^2} \varphi_i = 0, \quad (8)$$

$$\varphi_j'' + \frac{\alpha_j^2}{a^2} \varphi_j = 0. \quad (9)$$

Умножим (8) на φ_j и (9) на φ_i и вычтем одно из другого

$$\varphi_i'' \varphi_j - \varphi_j'' \varphi_i + \frac{\alpha_i^2 - \alpha_j^2}{a^2} \varphi_i \varphi_j = 0 \quad (10)$$

Интегрирование (10) в пределах от 0 до a дает

$$0 + \frac{\alpha_i^2 - \alpha_j^2}{a^2} \int_0^a \varphi_i(x) \varphi_j(x) dx = 0,$$

откуда

$$\int_0^a \varphi_i(x) \varphi_j(x) dx = 0.$$

Аналогично,

$$\int_0^a \psi_i(y) \psi_j(y) dy = 0.$$

Таким образом, система функций

$$u_{ij}(x, y) = \cos \alpha_i \frac{x}{a} \cos \beta_j \frac{y}{b}$$

образует ортогональную систему функций в прямоугольнике $0 \leq x \leq a$; $0 \leq y \leq b$, и любая четная по x и y функция может быть разложена в двойной ряд Фурье (аналогично, любая функция, имеющая четное продолжение на интервалы $-a \leq x \leq a$; $-b \leq y \leq b$).

Пусть начальные условия разложены в двойные ряды Фурье

$$f(x, y) = \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^{\infty} f_{ij} \cos \alpha_i \frac{x}{a} \cos \beta_j \frac{y}{b},$$

$$\varphi(x, y) = \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^{\infty} \varphi_{ij} \cos \alpha_i \frac{x}{a} \cos \beta_j \frac{y}{b}.$$

Тогда, используя решения (2), (3), (4) можем записать решение задачи (5) в виде

$$\left\{ \begin{aligned} P &= \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^{\infty} \left(\frac{\Phi_{ij}}{\sqrt{\varepsilon q_{ij}}} \sin z \sqrt{\varepsilon q_{ij}} + f_{ij} \cos z \sqrt{\varepsilon q_{ij}} \right) \cos \alpha_i \frac{x}{a} \cos \beta_j \frac{y}{b} \\ T_x &= \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^{\infty} \frac{\alpha_i}{q_{ij}} \left(-\frac{\Phi_{ij}}{\sqrt{\varepsilon q_{ij}}} \cos z \sqrt{\varepsilon q_{ij}} + f_{ij} \cos z \sqrt{\varepsilon q_{ij}} \right) \sin \alpha_i \frac{x}{a} \cos \beta_j \frac{y}{b} \\ T_y &= \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{j=1}^{\infty} \frac{\beta_j}{q_{ij}} \left(-\frac{\Phi_{ij}}{\sqrt{\varepsilon q_{ij}}} \cos z \sqrt{\varepsilon q_{ij}} + f_{ij} \cos z \sqrt{\varepsilon q_{ij}} \right) \cos \alpha_i \frac{x}{a} \sin \beta_j \frac{y}{b}, \end{aligned} \right. \quad (11)$$

где

$$q_{ij} = \sqrt{\frac{\alpha_i^2}{a^2} + \frac{\beta_j^2}{b^2}}.$$

В качестве замечаний по решению краевой задачи (5) при $k_1 < 0$ и $k_2 < 0$ можно предположить, что уравнение (6) будет иметь единственный нулевой корень.

Система функций

$$\left\{ \begin{aligned} \varphi_0 &= ch \alpha_0 \frac{x}{a} \\ \varphi_j &= \cos \alpha_j \frac{x}{a} \end{aligned} \right.$$

образует по-прежнему ортогональную систему, аналогично система функций

$$\left\{ \begin{aligned} \psi_0 &= ch \beta_0 \frac{y}{b} \\ \psi_j &= \cos \beta_j \frac{y}{b}. \end{aligned} \right.$$

По ним можно раскладывать начальные условия и получать решения вида (11), включающие в себя слагаемые вида (2). Эти экспоненциальные слагаемые имеют физический смысл сил чистого трения о боковые стенки, в то время как синусоидальные решения являются отраженными давлениями. Задача, по-видимому, некорректна и не имеет единственного решения.

2. Изменение давления вблизи боковых границ пропорционально силам трения. Задача рассматривается при дополнительном условии, что давление и трение в направлениях осей ОХ и ОУ действуют независимо друг от друга

$$\begin{aligned}
 P|_{z=0} &= f_1(x) + f_2(y), \\
 \frac{\partial p}{\partial z}|_{z=0} &= \varphi_1(x) + \varphi_2(y), \\
 \frac{\partial p}{\partial z}|_{x=a} &= \frac{k_1}{a} T_x|_{x=a}, \\
 \frac{\partial p}{\partial z}|_{y=b} &= \frac{k_2}{b} T_y|_{y=b}.
 \end{aligned} \tag{12}$$

Подставляя последние два условия (12) в решения (2), (3), (4) получаем уравнения для нахождения собственных чисел задачи

$$\begin{cases}
 \operatorname{tg}ma = \pm \frac{a(m^2 + n^2)}{k_1 m} \\
 \operatorname{tgn}b = \pm \frac{b(m^2 + n^2)}{k_2 n}.
 \end{cases}$$

В первом из этих уравнений естественно предположить, что $n = 0$, а во втором – $m = 0$, что соответствует независимости вкладов по осям x и y друг от друга. Следовательно,

$$\begin{cases}
 \operatorname{tg}ma = \pm \frac{am}{k_1} \\
 \operatorname{tgn}b = \pm \frac{bn}{k_2}.
 \end{cases} \tag{13}$$

Набор функций

$$u_n = \cos \alpha_n \frac{x}{a}, \quad v_n = \cos \beta_n \frac{y}{b}$$

образуют ортогональные системы на интервалах $[0, a]$ и $[0, b]$ соответственно [2].

Пусть функции f_1 и φ_1 разложены в ряды Фурье

$$f_1 = \sum_{i=1}^{\infty} f_i \cos \alpha_i \frac{x}{a}, \quad \varphi_1 = \sum_{j=1}^{\infty} \varphi_j \cos \alpha_j \frac{x}{a}.$$

Рассмотрим подзадачу (12) с начальными условиями, зависящими ТОЛЬКО ОТ x :

$$\left\{ \begin{array}{l} P|_{z=0} = f_1(x) \\ \frac{\partial p}{\partial z}|_{z=0} = \varphi_1(x) \\ \frac{\partial p}{\partial z}|_{x=a} = \frac{k_1}{a} T_x \\ \frac{\partial p}{\partial z}|_{y=b} = \frac{k_2}{b} T_y. \end{array} \right. \quad (14)$$

Тогда подзадача (14) имеет решение

$$\left\{ \begin{array}{l} P_1 = \sum_{j=1}^{\infty} \left(\frac{\varphi_j a}{\alpha_j \sqrt{\varepsilon}} \sin \frac{\alpha_j z \sqrt{\varepsilon}}{a} + f_j \cos \frac{\alpha_j z \sqrt{\varepsilon}}{a} \right) \cos \alpha_j \frac{x}{a} \\ T_{y1} \equiv 0 \\ T_{x1} = \sum_{j=1}^{\infty} \left(-\frac{\varphi_j a^2}{\alpha_j^2} \cos \frac{\alpha_j z \sqrt{\varepsilon}}{a} + \frac{f_j a \sqrt{\varepsilon}}{\alpha_j} \sin \frac{\alpha_j z \sqrt{\varepsilon}}{a} \right) \sin \alpha_j \frac{x}{a}. \end{array} \right. \quad (15)$$

Аналогично, рассматривая подзадачу для условий

$$\left\{ \begin{array}{l} P|_{z=0} = f_2(y) \\ \frac{\partial p}{\partial z}|_{z=0} = \varphi_2(y) \\ \frac{\partial p}{\partial z}|_{x=a} = \frac{k_1}{a} T_x|_{x=a} \\ \frac{\partial p}{\partial z}|_{y=b} = \frac{k_2}{b} T_y|_{y=b} \end{array} \right. \quad (16)$$

и раскладывая функции f_2 и φ_2 в ряды Фурье

$$f_2(y) = \sum_{j=1}^{\infty} F_j \cos \beta_j \frac{y}{b}, \quad \varphi_2(y) = \sum_{j=1}^{\infty} \Phi_j \cos \beta_j \frac{y}{b}$$

находим решение в виде

$$\left\{ \begin{array}{l} P_2 = \sum_{j=1}^{\infty} \left[\frac{\Phi_j b}{\beta_j \sqrt{\varepsilon}} \sin \frac{\beta_j z \sqrt{\varepsilon}}{b} + F_j \cos \frac{\beta_j z \sqrt{\varepsilon}}{b} \right] \cos \beta_j \frac{y}{b} \\ T_{x2} \equiv 0 \\ T_{y2} = \sum_{j=1}^{\infty} \left[-\frac{\Phi_j b^2}{\beta_j^2} \cos \frac{\beta_j z \sqrt{\varepsilon}}{b} + \frac{F_j b \sqrt{\varepsilon}}{\beta_j} \sin \frac{\beta_j z \sqrt{\varepsilon}}{b} \right] \sin \beta_j \frac{y}{b} T_y = 0. \end{array} \right. \quad (17)$$

Решение задачи (12) находится суммированием решений (15) и (17):

$$\left\{ \begin{array}{l} P = P_1 + P_2 \\ T_x = T_{x1} \\ T_y = T_{y2}. \end{array} \right.$$

При $k_1 < 0$ и $k_2 < 0$ уравнения (13) имеют также бесконечно много корней или имеют два равных по модулю корня не равных нулю при $|k_1| > 1$, либо не имеет ненулевых корней при $|k_1| \leq 1$.

Библиографический список

1. Семенов А.В., Янукович С.И. Некоторые краевые задачи теории прессования дисперсных материалов // Вопросы механики: Сб. тр. КПИ. Вып. 3. Калинин, 1975.
2. Смирнов В.И. Курс высшей математики. Т 2. М. 1956.
3. Петровский И.Г. Лекции об уравнениях с частными производными. М. 1961.

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие	3
Памяти Изидора Иосифовича Берковича	4
<u>И.И. Беркович</u> , М.В. Крюков, Л.В. Родионов, Ю.И. Морозова. Контактирование и трение стеблей льна в льноуборочных машинах	6
Н.Б. Демкин, А.М. Яфуров. Влияние характеристик фрикционно- го контакта на его износостойкость	18
А.Н. Болотов. Деградация свойств магнитных масел при трении ..	22
А.А. Ланков. Электрическое сопротивление скрещенных цилинд- ров при малых нагрузках	25
С.В. Десятов, В.В. Измайлов, А.В. Корбачев. К расчету процесса диффузии в межконтактное пространство	29
В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, В.Д. Цветкова. Октаэдрическая модель для расчета удельного сопротивления дисперсного материала	31
Д.А. Зоренко. Улучшение триботехнических свойств оксидных антифрикционных покрытий на алюминиевых сплавах, получаемых в режиме анодно-искрового оксидирования	34
Р.С. Зинякин, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Макрос для прогно- зирования свойств композиционных материалов на базе MS Excel	38
А.Н. Болотов, И.В. Горлов. Испытания на износ поверхностей, восстановленных локальным деформированием	40
В.В. Измайлов, Д.А. Левыкин, М.В. Новоселова. К обоснованию выбора структурного элемента дисперсного материала при его моде- лировании	45
В.В. Мешков, Р.С. Вареца. О моделировании напряженно- деформированного состояния и усталостного разрушения материала втулки при воздействии абразивных частиц	46
А.Ю. Егоров. Оценка эффективности работы центрифуги при различных режимах процесса обезвоживания торфяных фильтров	53
И.Е. Новиков, А.Р. Новосёлов. Влияние линейного натяжения на размерные эффекты при смачивании в пористых средах	55
А. Е. Королев, В. К. Фролов. Внутренние напряжения в биметал- лических вкладышах коленчатого вала дизелей Д49	61
А.Р. Новосёлов. Применение теории перколяции к оценке проч- ностных характеристик дисперсных систем	71
С.В. Карцова, В.Д. Цветкова. Экспериментальное исследование влияния ПАВсодержащих жидких сред на фрикционные и электриче- ские свойства скользящего контакта	76
О.В. Грицунова. Исследование электрофизических свойств поли- кристаллов кремния	85
К.Б. Корнеев. Использование методов математического модели- рования для предсказания эксплуатационных характеристик электро- контактного соединения	89
С.И. Янукович, А.В. Семенов. Некоторые краевые задачи прессо- вания дискретных материалов в прямоугольной камере	95