

Министерство образования Российской Федерации
Тверской государственный технический университет

МЕХАНИКА И ФИЗИКА
ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА И ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ
Межвузовский сборник научных трудов

Тверь 2004

УДК 621.891

Механика и физика фрикционного контакта и граничных слоев: Межвуз. сб. науч. тр./Под ред. Н.Б. Демкина. Тверь:ТГТУ, 2004. 136 с.

Сборник содержит результаты научных исследований процессов на поверхности твердых тел и в граничных слоях, 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 материаловедения, электрических процессов в коммутирующих устройствах. Предлагаются пути повышения надежности, износостойкости, экономичности технологического и энергетического оборудования.

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

Подготовлен на кафедре физики Тверского государственного технического университета.

Редакционная коллегия: доктор техн. наук, профессор Н.Б. Демкин (ответственный редактор), 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 А.Д. Шуклов.

ISBN 5-7995-0263-9

© Тверской государственный
технический университет, 2004

ПРЕДИСЛОВИЕ

Сборник содержит статьи ведущих отечественных и зарубежных ученых, посвященные широкому кругу вопросов, касающихся физических, химических, механических процессов на поверхности и в контакте твердых тел.

Значительная часть исследований посвящена фрикционным процессам в контакте деталей машин. Предлагаются практические способы повышения износостойкости фрикционных узлов, снижения потерь на трение. Рассмотрены теоретические модели процессов, происходящих на поверхности и в граничных слоях. Представлены результаты научных исследований, направленных на повышение надежности и эффективности электроконтактных соединений. Рассмотрены материаловедческие аспекты создания конструкционных материалов с повышенными эксплуатационными свойствами для технологического оборудования.

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 физических, химических, машиностроительных, энергетических и приборостроительных специальностей.

ФРИКЦИОННЫЕ ПРОЦЕССЫ В КОНТАКТЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

УДК 621.891

Н.Б. Демкин
Тверской государственной технической университет

СВОЙСТВА КОНТАКТА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ПОВТОРНОМ ПРИЛОЖЕНИИ НАГРУЗКИ

Характер взаимодействия выступов поверхностей оказывает сильнейшее влияние на жесткость стыков, электропроводность электрических контактов, тепловую проводимость контактов и на процессы трения и изнашивания. Вследствие дискретности контакта, касание выступов происходит только на отдельных площадках, образующих фактическую площадь контакта. Только на этой площади происходит деформация выступов, определяющая механические и физические свойства контакта.

Если для гладких металлических поверхностей деформация контакта при данной нагрузке будет всегда одинакова, то для поверхностей, имеющих значительную ($Ra > 0,1$ мкм) шероховатость следует различать первое приложение нагрузки и повторные. При первом приложении нагрузки часть выступов деформируется упруго, а наиболее высокие выступы – упругопластически или пластически, в результате чего микрогеометрия контактирующих поверхностей меняется, соответственно изменяются их деформационные свойства.

При повторном приложении нагрузки (без взаимного сдвига поверхностей) уже все выступы будут деформироваться упруго и свойства контакта изменятся. Если поверхности были вторично сдвинуты относительно друг друга, то свойства контакта будут примерно такими же, как и при первом приложении нагрузки, поскольку доля деформированных выступов обычно невелика. При повторном сдвиге и нагрузке поверхностей доля деформированных выступов возрастет и постепенно, при достаточно большом числе сдвигов и нагрузок, контакт поверхностей станет почти полностью упругим. Если учесть, что фактическая площадь контакта составляет доли процента от номинальной площади, то для этого потребуются не менее сотни повторных нагружений.

Контакт при повторном приложении нагрузки рассматривался в ряде работ [1, 2], однако в них в основном оценивается контактная жесткость применительно к упругой и пластической деформации выступов.

В настоящей работе рассматриваются свойства контакта при повторном приложении нагрузки на основе теории контакта реальных поверхностей при упругой, пластической и упругопластической деформации выступов [3].

Была разработана ЭВМ-модель контакта, учитывающая изменение характера деформации выступов после первого нагружения. Алгоритм программы позволяет учесть характер деформации выступов в зависимости от их деформации, величина которой определяется высотой выступов и приложенной нагрузкой [4]. Расчеты на основе этой модели выполнялись для контакта шероховатой поверхности с твердой гладкой поверхностью. Свойства поверхностей приведены в табл. 1. Они примерно соответствуют свойствам сырой и закаленной стали.

Таблица 1. Параметры контактирующих поверхностей

| № образца | Твердость НВ, МПа | Модуль упругости Е, ГПа | Высота сглаживания R_p , мкм | Радиус вершин выступов r , мкм | Параметр опорной кривой ν |
|-----------|-------------------|-------------------------|--------------------------------|----------------------------------|-------------------------------|
| 1 | 2000 | 0,2 | 1 | 50 | 2 |
| 2 | 2000 | 0,2 | 10 | 50 | 2 |
| 3 | 6000 | 0,2 | 10 | 50 | 2 |
| 4 | 2000 | 0,2 | 10 | 50 | 3 |

Зависимость фактического давления на контакте от контурного давления представлена на рис. 1, при первом приложении нагрузки и при повторном для образцов отличающихся твердостью (рис. 1а) и шероховатостью (рис. 1б). При повторном приложении контурного давления поверхность первоначально сжималась давлением 20 МПа, площадь образцов составляла 100 мм².

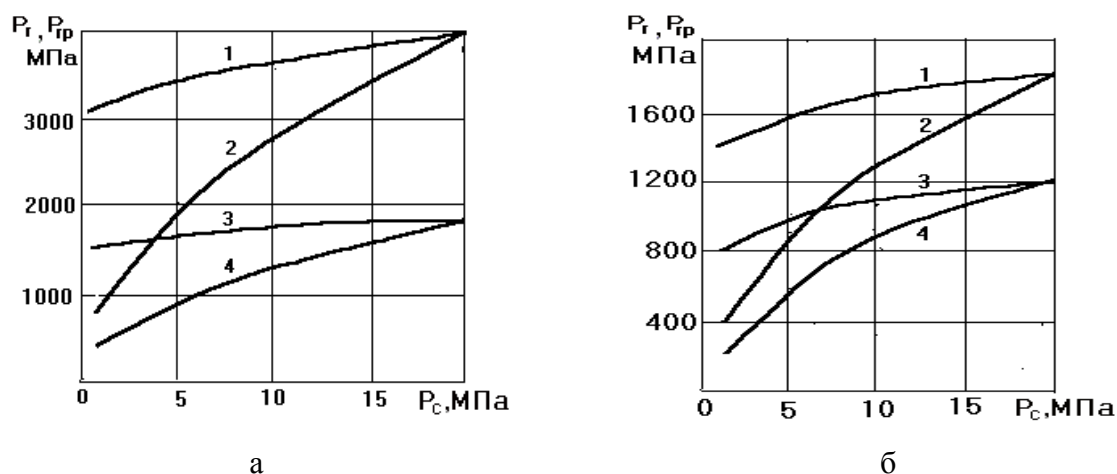


Рис. 1. Зависимость фактического давления P_r от контурного давления P_c при первом и повторном (P_{rp}) приложении нагрузки:
 а – образец №3, кривые 1 – P_r , 2 – P_{rp} ; образец № 2, кривые 3 – P_r , 4 – P_{rp} ;
 б – образец №2, кривые 1 – P_r , 2 – P_{rp} ; образец № 1, кривые 3 – P_r , 4 – P_{rp}

Фактическое давление (см. рис. 1а, б) при повторном приложении нагрузки меньше приложенного первоначально. При малом давлении фактическое давление при повторном приложении нагрузки меньше первоначального примерно на 70 %, при давлении равном половине первоначального – на 40 % и при давлении равном 3/4 первоначального – на 20 %. Фактическое давление при повторном приложении нагрузки возрастает быстрее чем при первоначальном. С увеличением твердости фактическое давление существенно возрастает, растет оно и при увеличении шероховатости при этом скорость увеличения фактического давления при повторном приложении нагрузки возрастает. С увеличением параметра ν , характеризующего распределение материала шероховатого слоя по высоте, давление несколько снижается. Располагая величиной фактического давления, легко рассчитать значения других характеристик контакта [5].

Изменение фактической площади контакта A_r при первом приложении давления (кривая 1) и при разгрузке (кривая 2) показано на рис. 2. Если повторно прикладывать давление, то фактическая площадь контакта будет возрастать в соответствии с кривой 2. Из рис. 2 видно, что при повторном приложении нагрузки фактическая площадь контакта больше чем при первоначальном. Величина объема зазора V_z при снятии нагрузки несколько возрастает, но очень незначительно (доли процента).

Зависимость сближения поверхностей от контурного давления представлена на рис. 3. При приложении нагрузки выступы пластически деформируются (кривая 1), и при разгрузке остается пластическое смятие (кривая 3). При повторном приложении нагрузки деформация соответствует кривой 2, причем жесткость контакта возрастает более чем в три раза.

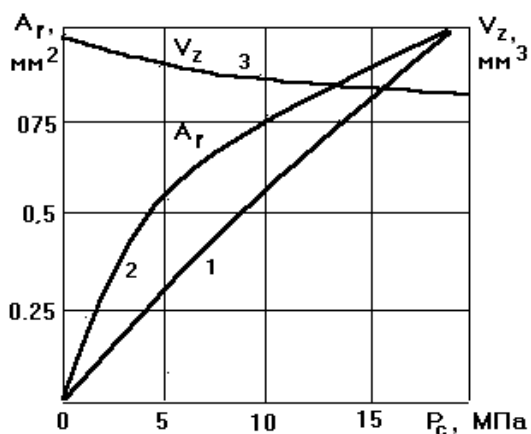


Рис. 2. Зависимость фактической площади контакта A_r и объема зазора V_z от контурного давления:
1 - A_r при приложении нагрузки,
2 - A_r при разгрузке,
3 - величина объема зазора V_z

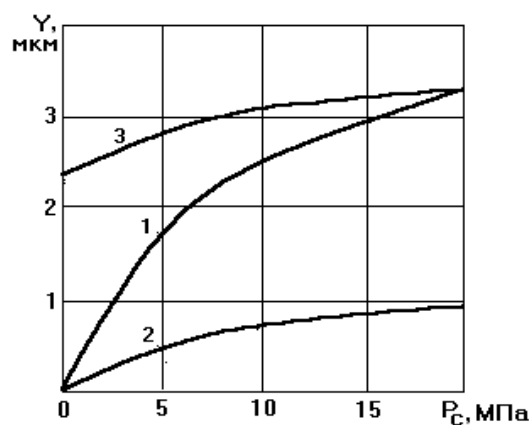


Рис. 3. Влияние контурного давления на деформацию контакта:
1 и 3 - деформация контакта при первом приложении нагрузки и разгрузке,
2 - деформация контакта при повторном нагружении

Доля выступов деформирующихся упруго, упругопластически и пластически показана в табл. 2. Из таблицы видно, что на характер деформации наибольшее влияние оказывает высота выступов и их твердость.

Таблица 2. Характер деформации выступов образцов

| № образца | Упругий, % | Упругопластический, % | Пластический, % |
|-----------|------------|-----------------------|-----------------|
| 1 | 0,001 | 99,9 | 0,1 |
| 2 | 0,0006 | 50,3 | 49,7 |
| 3 | 0,3 | 99,7 | 0 |
| 4 | 0,0005 | 50,3 | 49,7 |

Полученные на основе анализа модели результаты позволяют сделать выводы:

1) Фактическое давление при повторном приложении нагрузки $P_{тр}$ растет быстрее, чем при первоначальном, особенно быстро оно растет при малых нагрузках.

2) При росте шероховатости поверхности и при возрастании твердости материала величина $P_{тр}$ увеличивается.

3) С увеличением параметра v , характеризующего распределение материала по высоте шероховатого слоя, величина $P_{тр}$ возрастает.

4) При повторном приложении нагрузки фактическая площадь контакта больше, чем при первоначальном.

5) Объем зазора с уменьшением нагрузки несколько возрастает, но весьма незначительно.

6) Жесткость контакта при повторном приложении нагрузки возрастает в несколько раз, причем возрастанию жесткости способствует увеличение твердости, снижение шероховатости и снижение параметра v .

Библиографический список

1. Решетов Д.Н., Иванов Д.С. Справочные данные по контактной жесткости плоских стыков // Вестник машиностроения. 2002. №4. С. 39-45.
2. Суслов А.Г. Теоретическое обеспечение контактной жесткости соединений. М.: Наука, 1977.
3. Теория трения реальных поверхностей и трибология // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С. 1003-1024.
4. Основы трибологии (трение, износ, смазка). М.: Машиностроение, 2001. 663 с.
5. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.

УДК 625.005

Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина
Брянская государственная инженерно-технологическая академия

ОСОБЕННОСТИ КОНТАКТИРОВАНИЯ ЗАГОТОВОК И ТРАНСПОРТИРУЮЩИХ ШИПОВ ПОДАЮЩИХ ВАЛЬЦОВ ДЕРЕВООБРАБАТЫВАЮЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ И ОПТИМИЗАЦИЯ ИХ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ ФОРМЫ

Успешное решение проблемы выпуска качественных изделий из древесины во многом определяется надежной работой подающих механизмов используемой в отрасли техники и станочного оборудования. Это, прежде всего, связано с тем, что механизмы подачи, применяемые в лесопильном и деревообрабатывающем оборудовании, часто выполняют одновременно функции базирования и перемещения заготовки в зону резания.

Среди механизмов подач деревообрабатывающего оборудования широкое распространение получили вальцовые механизмы, оснащенные шипами или рифлями. Перемещение заготовок вальцовыми механизмами подачи обусловлено наличием фрикционно-механического контакта между рабочими элементами вальцов и древесиной. Рифли или шипы предназначены для увеличения сил сцепления вальцов с древесиной. При подаче обрабатываемого материала рифлеными вальцами процесс перемещения осуществляется за счет сил трения между рифлями вальца и древесиной. Величина силы трения зависит от усилия прижима вальца и коэффициента сцепления. Для вальцов, оснащенных шипами, характерно достаточно глубокое проникновение в древесину, сопровождающееся деформацией, разрушением ее поверхностного слоя и последующим контактом с образовавшейся ювенильной поверхностью.

При недостаточном сцеплении рабочих элементов подающих механизмов с перемещаемой заготовкой происходит ее проскальзывание, перемещение в сторону, противоположную подаче, неуправляемое поперечное перемещение заготовки или поворот вокруг продольной оси, что обуславливает существенное снижение точности получаемых изделий и интенсифицирует износ режущего инструмента и деталей оборудования. Такое явление связано, прежде всего, со значительным износом рабочих элементов вальцов. Изношенные шипы не могут в необходимой степени внедряться в заготовку и лишь слегка деформируют ее поверхность, что является причиной потери сцепления с перемещаемой заготовкой.

Анализ механизма изнашивания рабочих элементов вальцов показал, что одной из причин интенсификации изнашивания шипов является несовершенство их геометрической формы и недостаточные физико-механиче-

ские характеристики применяемого материала. Поэтому целью настоящих исследований являлось повышение износостойкости шипов подающих валцов за счет выбора рациональной формы поверхностей рабочих элементов подающих валцов и назначение способов и режимов технологического воздействия при их изготовлении, обеспечивающих формирование благоприятных значений геометрических и физико-механических характеристик изнашиваемого материала.

Было установлено, что давление, скорость и путь трения в различных зонах вальца изменяются по радиусу его вращения и зависят от положения зоны изнашивания, поэтому распределение износа по высоте шипа неравномерно. В большей мере изнашиваются боковые поверхности шипа, что связано со значительным поперечным давлением волокон древесины. Меньший износ передней части обусловлен особым характером внедрения шипа в древесину, когда происходит расклинивание волокон в продольном направлении, а воздействие на переднюю поверхность минимально. Такие условия эксплуатации шипов подающих валцов приводят к тому, что при их изнашивании наблюдается значительное изменение исходной геометрической формы.

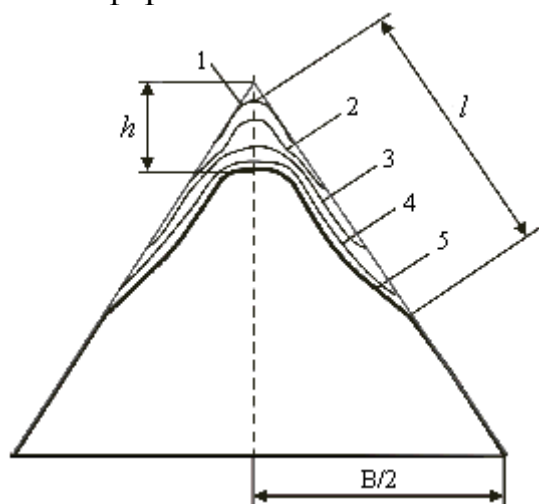


Рис. 1. Закономерности изменения формы шипа в зависимости от времени работы:
1 - исходный профиль; 2 - 168 ч; 3 - 264 ч;
4 - 386 ч; 5 - 424 ч

форма шипа, при задании которой износ боковых поверхностей в различных ее точках будет примерно одинаков. Расширение границ этой области и минимизация разрушения (износа) внутри нее могут позволить существенно повысить ресурс работы шипов подающих валцов. Устойчивость формы обеспечивает снижение энергетических затрат на трение шипа в древесной массе и увеличение работы, необходимой для разрушения еди-

Действие значительных силовых и температурных нагрузок, протекание коррозионных процессов, присутствие в зоне контакта абразива и другие интенсифицирующие износ воздействия обуславливают достижение недопустимой величины износа за достаточно короткое время эксплуатации. Полученные экспериментальным путем характерные эпюры износа шипов в зависимости от времени их работы приведены на рис. 1.

Высокая стабильность формирования геометрии поверхностей шипов при их износе дает основание полагать, что существует такая

ницы объема материала поверхностных слоев, что способствует повышению износостойкости подающих вальцов.

Анализ формы шипов подающего вальца показал, что изменение геометрии боковых поверхностей изношенных шипов наблюдается от вершинки до основания с образованием определенной криволинейной поверхности. Такая картина объясняется неравномерным износом и пластической деформаций микрообъемов материала шипа, вызванных силами трения при контакте с перемещаемой древесиной. Однако существующих литературных данных не достаточно для математического описания формы изношенного профиля боковых поверхностей. Последнее может быть выполнено с помощью принципов, разработанных Л. Эйлером, и заключающихся в том, что при установившихся процессах трения и изнашивания устойчивой будет лишь та форма изнашиваемой поверхности контакта, которая соответствует минимуму энергетических затрат в заданном относительном движении [1].

Для выявления рациональной геометрической формы профиля шипа подающего вальца использован принцип минимума производства энтропии, записанный в виде [2]:

$$\frac{dS}{dt} = \frac{FV}{T} \rightarrow \min, \quad (1)$$

где S – энтропия; t – время; F – нормальная нагрузка; V – скорость перемещения; T – температура в зоне контакта трущихся поверхностей.

Выражение (1) можно представить в виде [3]

$$\frac{dS}{dt} = \frac{1}{T} \left[\frac{dW_x}{dt} \right] \rightarrow \min, \quad (2)$$

где W_x – проекция линейного износа на ось OX , которую можно определить следующим образом

$$\frac{dW_x}{dt} = J_{tx} = k_j V P_x, \quad (3)$$

где J_{tx} – скорость изнашивания криволинейной поверхности; k_j – коэффициент изнашивания; V – скорость движения точек на изнашиваемой поверхности шипа в направлении перемещения заготовки: $V = V_{окр} / \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2}$, где φ – угол поворота шипа от момента внедрения в древесину до момента выхода из нее; P_x – проекция сил на ось X .

Проекцию сил P_x на ось X определим из рис. 2. Для этого рассмотрим радиальное сечение шипа, допуская, что шип движется с постоянной скоростью V , при внедрении его в древесину под действием силы P_x . Предположим, что пограничная частица N среды оттесняется границей шипа в

направлении нормали ND и скользит вдоль границы, тогда

$$P_x = \int_A^B (P_n \sin \alpha + \tau \cos \alpha) dx, \quad (4)$$

где P_n – нормальное давление волокон древесины; τ – касательная сила трения, dx – элемент дуги грани шипа (длина).

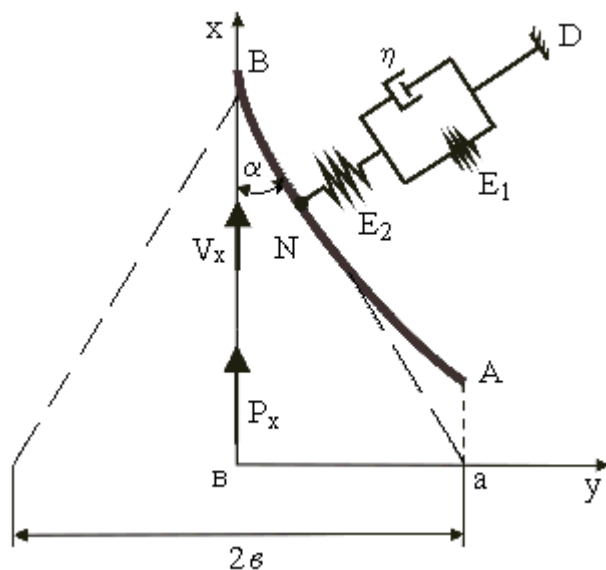


Рис. 2. Схема для расчета формы шипа

Механической моделью изнашивающей среды была принята реологическая модель [4], состоящая из последовательно соединенных моделей упругого тела Гука и эластического тела Кельвина (см. рис. 2). Гуково тело символически изображено пружиной с модулем упругости E_2 , Кельвиново тело – в виде параллельно соединенных пружины (модуль упругости E_1) и демпфера с жидкостью, имеющей коэффициент вязкости η .

Подставив выражение (3) в (2), с учетом выражения (4) будем иметь:

$$\frac{ds}{dt} = \frac{k_j V}{T} \int_A^B (P_n \sin \alpha + \tau \cos \alpha) dx. \quad (5)$$

Нормальное давление волокон древесины можно представить в виде

$$P_n = E_1 y_1 \cos \alpha + E_2 y_2 \cos \alpha + V \eta \sin \alpha, \quad (6)$$

где E_1 и E_2 – модули упругости древесины; η – коэффициент вязкой составляющей механической модели изнашивающей среды (рис. 2).

Касательную силу τ определим через коэффициент внутреннего трения f среды

$$\tau = f \cos \alpha (E_1 y_1 + E_2 y_2) + f V \eta \sin \alpha. \quad (7)$$

Подставив выражение (6) и (7) в (5), получим:

$$\frac{ds}{dt} = \frac{k_j V}{T} \int_A^B (E_1 y_1 + E_2 y_2 + f_{en} V \eta) \sin \alpha \cos \alpha + V \eta \sin^2 \alpha + f \cos^2 \alpha (E_1 y_1 + E_2 y_2) dx.$$

Минимум производства энтропии достигается при условии, что интеграл

$$P_x = \int_A^B (E_1 y_1 + E_2 y_2 + fV\eta) \sin \alpha \cos \alpha + V\eta \sin^2 \alpha + f \cos^2 \alpha (E_1 y_1 + E_2 y_2) dx \quad (8)$$

имеет экстремум (минимум).

Для оценки экстремума интеграла (8) рассмотрим подынтегральную функцию при $k_j = const$ и $V = const$

$$F = (E_1 y_1 + E_2 y_2 + fV\eta) \cdot y' + V\eta (y')^2 + f(E_1 y_1 + E_2 y_2),$$

где $y' = \operatorname{tg} \alpha = \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha}$.

Функция F не зависит явно от x , то есть $F = F(y, y')$ и имеет решение на отыскание экстремума в соответствии с уравнением Эйлера – Лагранжа

$$\frac{\partial F}{\partial y} - \frac{d}{dx} \left(\frac{\partial F}{\partial y'} \right) = 0.$$

Частный вид уравнения Эйлера для этого случая

$$F - y'(x)F_{y'} = C_1.$$

Применяя частный случай уравнения Эйлера, получим дифференциальное уравнение:

$$f(E_1 y_1 + E_2 y_2) - V\eta (y')^2 = C_1. \quad (9)$$

Решение уравнения (9) дает следующий результат:

$$y = \frac{f(E_1 + E_2)}{4V\eta} (x + C_1)^2 + \frac{C_2}{f(E_1 + E_2)}, \quad (10)$$

где C_1 и C_2 – постоянные интегрирования.

Полученная функция представляет собой параболу. Для нахождения постоянных C_1 и C_2 решим задачу с подвижной правой границей [1]. Пусть один конец экстремали закреплен в точке B , а другой скользит по прямой $y = \vartheta$, тогда, применяя условие трансверсальности, найдем $C_1 = 0$, а используя условия закрепления, $-C_2 = 0$. Координата точки A (x_a, y_a) найдется из зависимости

$$x_A = 2 \sqrt{\frac{\vartheta V \eta}{f(E_1 + E_2)}}, \quad (11)$$

где ϑ – $1/2$ ширины шипа, м.

Вид функции $y(x)$ при решении уравнения (10) показан на рис. 3.

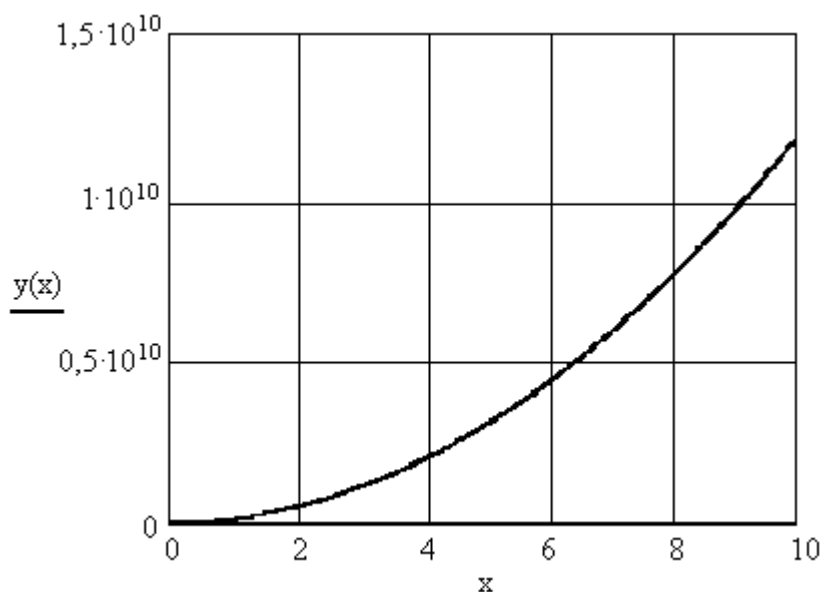


Рис. 3. Вид функции $y(x)$ при решении уравнения (10): $C_1 = 0$; $C_2 = 0$

Форма кривой, а также ее сравнение с образующей боковой поверхности шипа показаны на рис. 4. Из рис. 4 видно, что форма криволинейной поверхности, рассчитанной по уравнению (10), близка к форме «естественного износа» боковой поверхности шипа подающего вальца, что соответствует минимальной скорости изнашивания. Поэтому рациональной формой изнашиваемых боковых поверхностей шипа можно считать форму криволинейной поверхности, описываемую уравнением (10).

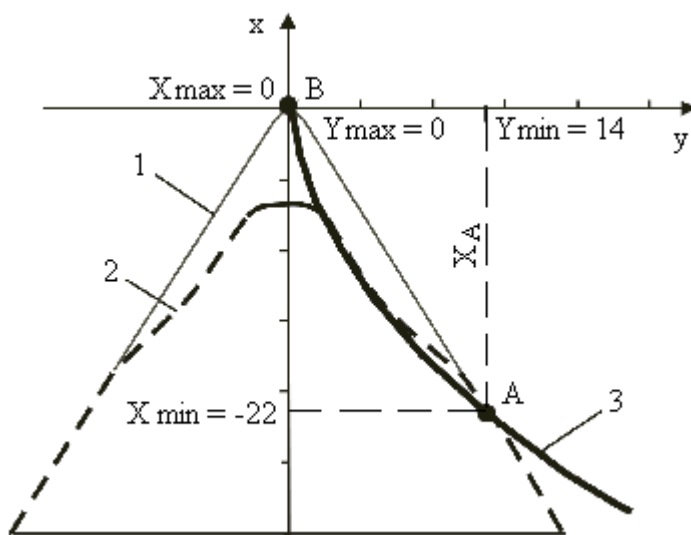


Рис. 4. Сравнение формы криволинейной поверхности 3, рассчитанной по уравнениям (10) и (11), с образующей 2 боковой поверхности изношенного шипа:
 1 – первоначальная форма шипа; 2 – поверхность изношенного шипа;
 А и В – точки пересечения кривой с образующей боковой поверхности изношенного шипа

Получена приближенная конфигурация шипа, к которой стремится поверхность при контакте с древесиной в процессе эксплуатации. Придание такой геометрии шипу в процессе его формообразования позволит сократить период приработки и повысить ресурс работы шипов в режиме нормального изнашивания.

Однако величина изнашивания рабочих элементов подающих вальцов во многом определяется процессами, происходящими в поверхностном слое материала шипов. В условиях действия нагрузок от сил трения, приводящих к возникновению напряженного состояния, способствующего развитию дефектов кристаллического строения шипа, и наличия физически адсорбирующих поверхностно-активных веществ, содержащихся в древесине, происходит адсорбционное пластифицирование (эффект Ребиндера), облегчающее развитие микротрещин и интенсифицирующее хрупкое разрушение при малых интенсивностях напряженного состояния вплоть до самопроизвольного диспергирования.

Выкрашивание и сколы вершинок шипов также являются следствием действия указанных процессов, происходящих на поверхности металла шипов, но проявляются в основном при воздействии ударной нагрузки.

Пластическое деформирование изменяет структуру металла поверхностного слоя шипов. Смещение кристаллических зерен сопровождается частичным нарушением связей, появлением различных дефектов структуры (дислокаций, вакансий), увеличением их плотности. В результате при многократном их повторении происходит объединение дефектов, появляются микротрещины, разрыхление и разрушение материала. Поэтому добиться эффективности повышения износостойкости шипов подающих вальцов можно только в совокупности с формированием новой геометрической формы рабочих элементов и локальным упрочнением поверхностного слоя. В этом случае наиболее перспективным может оказаться метод электромеханической пластической обработки, позволяющий путем воздействия высокой температуры, пластической деформации и быстрого охлаждения формировать поверхностный слой с мелкодисперсной структурой, обладающей высокой твердостью и износостойкостью.

Электромеханическая пластическая обработка выполняется на серийно изготавливаемых кольцах с четырехгранными пирамидальными шипами путем копирования формы криволинейной поверхности, рассчитанной по уравнениям (10) и (11) по боковым граням шипов (рис. 5).

После выполнения электромеханической пластической обработки дополнительной отделочной операции на боковых гранях шипа не требуется. Для предотвращения сколов кончиков вершин шипов предусматривается выполнение окончательной обработки шипа шлифованием.

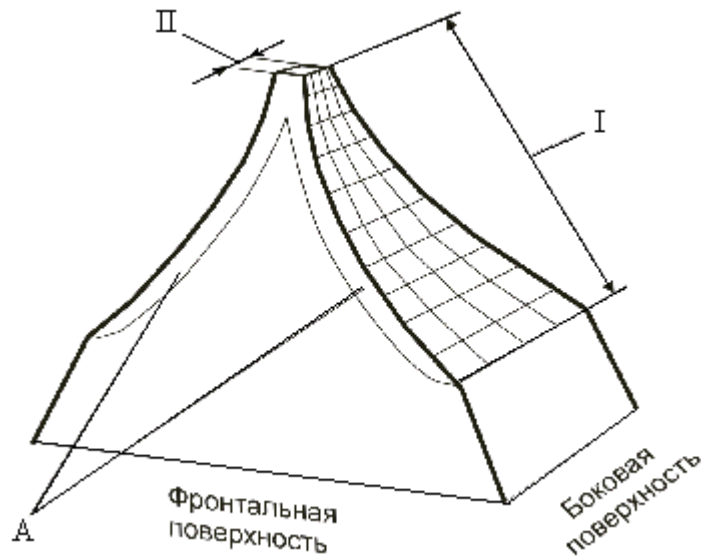


Рис. 5. Формоизмененная модель шипа подающего вальца:
 I - область пластической деформации с упрочнением поверхностного слоя;
 II - область механической обработки; А – зона упрочнения по глубине

Основные преимущества разработанной модели шипа подающего вальца заключаются в обеспечении закономерного изменения боковых поверхностей вдоль образующей криволинейного профиля, соответствующего установившемуся процессу изнашивания. Повышение сопротивляемости изнашиванию поверхностей, определяющее работоспособность шипов подающих вальцов, обеспечивается как конструкторскими, так и технологическими методами. Эти методы обуславливают минимальный и равномерный износ поверхностей трения с сохранением первоначальной геометрической формы, что обеспечивает повышение работоспособности подающих устройств деревообрабатывающих станков.

Библиографический список

1. Шульц В.В. Форма естественного износа деталей машин и инструмента. Л.: Машиностроение, 1990. 208 с.
2. Гленсдорф П., Пригожин И. Термодинамическая теория структуры, устойчивости и флуктуаций / Пер. с англ. М.: Мир, 1973. 280 с.
3. Тихомиров В.П., Горленко А.О. Выбор рациональных форм изнашиваемых деталей с криволинейными поверхностями: Справочник. М.: Машиностроение, 2002. №8. С. 5-10.
4. Уголев Б.Н. Древесиноведение с основами лесного товароведения. М.: МГУЛ, 2001. 340 с.

УДК 621.793

С.С. Грядун, М.В. Коньшаков
Брянская государственная инженерно-технологическая академия

ОСОБЕННОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ХРОМОВАНАДИЕВЫХ СПЛАВОВ

Повышение долговечности быстроизнашивающихся деталей землеройной и дорожно-строительной техники может быть достигнуто путем применения хромованадиевых сплавов. В этих сплавах реализуется эффект композиционного упрочнения за счет объемного армирования матрицы сплавов карбидной фазой в виде дендритообразного каркаса. Формирование такой структуры обеспечивает высокий комплекс механических и противозносных свойств.

Влияние такой структуры на процесс формирования рельефа поверхности изнашивания позволило выявить особенности процесса изнашивания поверхностей материалов. Для структуры, состоящей из основы и распределенных в ней изолированных твердых карбидов, способность сопротивляться разрушающему воздействию абразива определяется как свойствами упрочняющих частиц, так и прочностью и вязкостью основы. При разрушении обладающей недостаточной вязкостью матрицы карбиды выкрашиваются. Если усилие воздействия не достаточно для выкрашивания карбидов, абразивные частицы оттесняются ими, оставляя при движении за собой неразрушенные карбидные островки. Способность сплавов сопротивляться разрушающему воздействию абразива будет в значительной степени определяться прочностью и вязкостью матрицы.

Для установления особенностей изнашивания хромованадиевых сплавов при воздействии абразива необходимо рассмотреть поверхности образцов из этих материалов, сформированные при трении, ударе и трении с ударом об электрокорундовую шлифовальную шкурку. Возможность использования хромованадиевых сплавов для деталей техники «северного исполнения» обуславливает необходимость изучения их изнашивания в диапазоне климатически низких температур. Испытания сплавов на изнашивание при трении по абразивной поверхности в диапазоне климатически низких температур выполняли по методике, описанной в работе [1]. Образцы изнашивали о шлифовальную шкурку зернистостью 25 Н при скорости скольжения 0,145 м/с в диапазоне давлений от 0,4 до 1,0 МПа.

Испытания сплавов на изнашивание при ударе об абразивную поверхность в диапазоне климатически низких температур проводили в соответствии с ГОСТ 23.212-82 «Метод испытаний на изнашивание при ударе в условиях низких температур». Испытания на изнашивание при трении с

ударом об абразивную поверхность проводили с использованием установки для испытаний на изнашивание при ударе, задавая абразивной ленте непрерывное движение. Варьирование при этом в широких пределах энергии удара, времени контактирования образца и контрообразца и скорости перемещения абразивной поверхности позволяет воспроизводить условия изнашивания различных деталей машин и оборудования.

Топографию изношенных поверхностей изучали на РЭМ «Camscan-4DV» с микроанализатором. При исследовании процессов изнашивания материалов при воздействии абразива целесообразно рассматривать изнашивание при трении и ударе отдельно. Такой подход позволяет выявить определяющий механизм изнашивания для абразивного и ударно-абразивного воздействия, установить характеристику или комплекс характеристик, ответственных за износостойкость в каждом из этих случаев.

В результате топографических исследований установлено, что поверхности трения образцов сплавов с мартенситной матрицей характеризуется большим количеством мелких рисок и царапин, имеющих прерывистую траекторию. Это связано с твердостью основы, сопротивлением карбидной фазы и нестабильностью условий фрикционного контакта. Эффективная длина царапины абразивной частицы, на которой она производит режущее действие, при такой матрице невелика. Наличие отдельных глубоких бороздок с рваными краями позволяет заключить, что они оставлены глубоко внедрившейся частицей, имеющей ориентацию, наиболее благоприятную для обеспечения микроцарапания поверхности сплавов.

Поверхности образцов сплавов с мартенситной матрицей, изношенные при температуре 213 К, отличаются более сглаженным микрорельефом и наличием значительного количества трещиноподобных дефектов, что связано, видимо, с охрупчивающим действием температуры.

Микротрещины могут распространяться в тонком поверхностном слое, образуя своеобразные предразрушенные язычки металла. Шаржирование поверхности образцов абразивными частицами почти не наблюдается.

Поверхности образцов сплавов с аустенитной матрицей, изношенные при нормальной температуре, характеризуются наличием большого числа глубоких царапин, имеющих высокие гребешки предразрушенного металла. Аустенитная матрица сплава обуславливает отсутствие на изношенной поверхности микротрещин, трещиноподобных дефектов и большого количества мелких шаржированных абразивных частиц. Низкая температура испытаний приводит к сглаживанию микрорельефа поверхности, гребешки металла почти полностью исчезают. Возрастает количество дефектов похожих на вырывы и выкрошины. Можно предположить, что они вызваны резким возрастанием сопротивления движению абразивной частицы и последующим ее разрушением. Процесс разрушения таких частиц по харак-

теру мгновенно прилагаемой энергии подобен взрыву [2]. Это может быть связано с тем, что под действием низкой температуры и контактного приложения нагрузки абразивом в микрообъемах материала происходит структурное превращение аустенита.

Поверхность образцов сплавов с мартенситно-аустенитной матрицей, изношенная при температурах 213 К и 293 К, незначительно отличается микрорельефом, количеством и видом дефектов. В связи с высокой твердостью матрицы и большой поверхностной плотностью карбидной фазы абразивные частицы производят неглубокие риски и царапины. Дефекты в виде неглубоких вырывов и выкрошин располагаются преимущественно по границам фаз. Шаржирование абразивных частиц в матрице сплава незначительно. Анализ топографии изношенной поверхности сплава подтверждает описанную ранее схему изнашивания материалов с объемным карбидным армированием. Так, глубокая прямолинейная царапина (рис. 1) соответствует движению частицы по матрице (А). Она образуется в результате микрорезания поверхности. При пересечении карбидной фазы, обладающей способностью оказывать достаточное сопротивление срезу, частица вынуждена приподниматься, оставляя при движении по карбидам неглубокую риску (В).

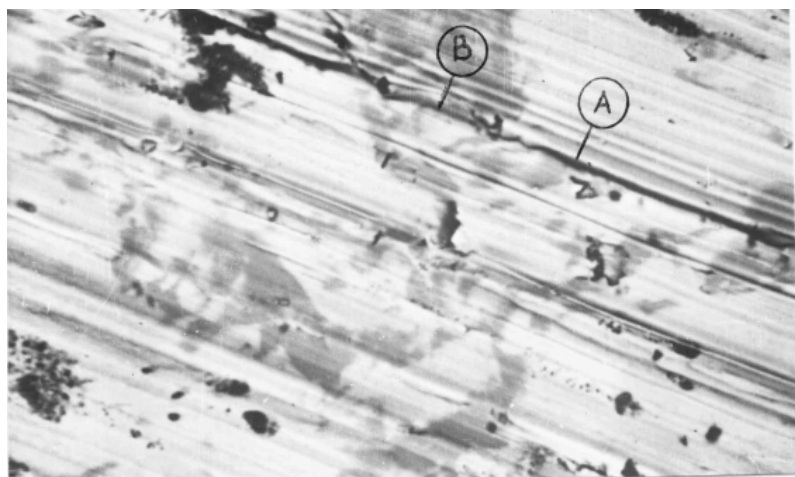


Рис. 1. Поверхность образца сплава, сформированная при трении об электрокорундовую шкурку

Основным механизмом изнашивания рассмотренных сплавов при трении об электрокорундовые частицы следует считать микрорезание, что обусловлено свойствами электрокорунда. Поэтому изучение изнашивания такими частицами целесообразно для выявления участия различных структурных составляющих сплавов в сопротивлении воздействию абразива. Учитывая, что наиболее распространенным абразивом, вызывающим износ

деталей различных машин и оборудования, являются кварцевые частицы, целесообразно для получения достоверных значений износостойкости и выявления механизма изнашивания использовать абразивную поверхность с замороженными зернами кварцевого песка толщиной 1,0-1,2 мм. Разработанный способ создания абразивной поверхности обеспечивает прочное сцепление замороженного песка и металлической ленты (при давлениях до 0,8 МПа). Поверхности, сформированные при трении об абразивную поверхность из замороженных кварцевых частиц, имеют схожий микрорельеф для сплавов с различной матрицей, характеризующейся большим количеством мелких округлых царапин. Гребешки предразрушенного металла по сторонам царапин, характерные для изнашивания электрокорундовыми частицами, здесь практически отсутствуют. Кварцевые частицы обладают более округлой формой и значительно меньшей микротвердостью, поэтому разрушение материала при трении мало вероятно. Видимо, механизм изнашивания сплавов носит смешанный характер с преимущественно полидеформационным разрушением матрицы сплавов.

Изнашивание материалов при ударе об абразивную поверхность сопровождается появлением на поверхности трения лунок, различных по размерам и форме. Природа образования и отделения частиц материала в условиях изнашивания при ударе определяется физико-механическими свойствами и структурой изнашиваемой поверхности.

По данным многих исследователей, для условий ударно-абразивного изнашивания целесообразна структура, при которой карбиды равномерно распределены в вязкой матрице. В этом случае карбиды оказывают сопротивление внедрению абразива, а мягкая матрица препятствует распространению микротрещины. Еще более перспективна для условий изнашивания при ударе структура с объемным армированием карбидной фазой вязкой матрицы. В этом случае жесткий карбидный каркас должен воспринимать ударную нагрузку абразивных частиц и препятствовать сдвиговым деформациям.

Трудность анализа рельефа изношенных при ударе поверхностей связана с тем, что значительная часть площади образцов покрыта слоем абразивных частиц и продуктов износа, которые при ударе дробятся, заполняют лунки и шаржируют поверхность. Поверхности образцов сплавов с мартенситной матрицей характеризуются развитым микрорельефом, лунки имеют сложную конфигурацию и небольшую глубину, что отчетливо видно по толщине абразива при помощи фазового контраста. Абразивные явления вызывают, видимо, при внедрении квазискол микрообъемов сплава. Под действием низкой температуры микрорельеф сглаживается, появляются отдельные более глубокие лунки. Об этом свидетельствует более толстый слой абразива в них и резко очерченные края лунок. По-видимому,

наряду с квазисколом появляются участки скола, что приводит к выкрашиванию более крупных частиц материала. На поверхности не видно трещиноподобных дефектов. Видимо, под действием абразива образование микротрещины приводит к выкрашиванию более крупных частиц материала. На поверхности не видно трещиноподобных дефектов. Видимо, под действием абразива образование микротрещины приводит к выкрашиванию частицы материала.

Схожий микрорельеф имеют поверхности сплавов с мартенситно-аустенитной матрицей. Лунки на поверхности образцов обусловлены преимущественно хрупким выкрашиванием частиц, а определяющим механизмом разрушения микрообъемов материала является квазискол, что подтверждается наблюдаемыми фактами квазискола.

На поверхности образцов сплавов с аустенитной матрицей наблюдаются отдельные участки скола, которые, видимо, соответствуют участкам разрушенной тройной эвтектики. Разрушение сколом может происходить после изнашивания вокруг карбидов материала основы. Определяющую роль в механизме изнашивания играют процессы пластического передеформирования материала основы. В то же время сдвиговые процессы затруднены армирующей карбидной фазой.

В случае изнашивания при трении с ударом об абразивную поверхность внедрение абразивных частиц в поверхность материала сопровождается последующим перемещением. На формирование рельефа изнашиваемой поверхности влияет соотношение параметров абразивного и ударно-абразивного изнашивания: давления в контакте, энергии удара, скорости скольжения и т.д. Сопrotивление материала, изнашиваемого при различном воздействии абразива, не одинаково.

Анализ формирования рельефа поверхности изнашивания проводили на образцах с полированной поверхностью, рассматривая начальную стадию приработки. Изнашивание материалов при трении с ударом по абразивной поверхности можно рассматривать как сумму процессов, происходящих при изнашивании в условиях только трения и только удара, поэтому рельеф изнашиваемых поверхностей сплавов представляет суперпозицию рельефов, получаемых только при трении и только при ударе. Следует отметить особенности, связанные с взаимодействием этих процессов, отмеченные при изучении рельефов поверхностей сплавов с мартенситной и аустенитной матрицами.

На поверхностях сплавов с мартенситной основой риски и царапины более прерывистые, носят переменный характер. Возрастает количество различных дефектов, которые облегчают удаление металла истирающими абразивными частицами.

На поверхностях сплавов с аустенитной матрицей резко уменьшается количество предразрушенного материала по сторонам царапины. В результате воздействия абразива в поверхностных микрообъемах происходит выдавливание материала основы, который удаляется истирающими абразивными частицами.

На основании вышеизложенных топографических исследований можно обобщить выявленные особенности влияния характера нагружения и температуры испытаний на механизм изнашивания хромованадиевых сплавов при воздействии абразива. В случае изнашивания при трении об электрокорундовую шкурку основным механизмом изнашивания является микрорезание, при трении о кварцевые частицы – пластическое деформирование. Под действием низкой температуры уменьшается количество предразрушенного материала по сторонам царапин, шаржирование поверхности абразивом и увеличивается количество дефектов поверхностного слоя.

В случае изнашивания при ударе основным механизмом износа сплавов с мартенситной и мартенситно-аустенитной основами следует считать хрупкое отделение частиц износа. Для сплавов с аустенитной матрицей основную роль играют процессы пластического передеформирования микрообъемов основы, участки тройной эвтектики разрушаются сколом.

На основе топографического анализа выявлено наличие микротрещин, располагающихся преимущественно по границам фаз. Зарождение микротрещин, приводящих к последующему хрупкому выкрашиванию микрообъемов материала, может быть следствием превышения допустимого для данной структуры уровня контактных напряжений.

В связи с этим представляет интерес качественный анализ напряженно-деформированного состояния рассматриваемой композиционной структуры при воздействии абразивной частицы, которую можно моделировать скользящим индентором [3]. Задача о воздействии скользящего индентора сводится к рассмотрению сосредоточенной силы, действующей под углом к поверхности. Параметры напряженно-деформированного состояния структуры при воздействии такой силы представляют собой суперпозицию состояний от нормальной и касательной ее составляющих.

Принятые схемы взаимодействия абразивной частицы с поверхностью материала и микромодели контакта приведены на рис. 2.

Расчет напряженно-деформированного состояния микромодели контакта выполняли методом конечных элементов. Схема разработки микро-модели поверхности на конечные элементы представлена на рис. 3.

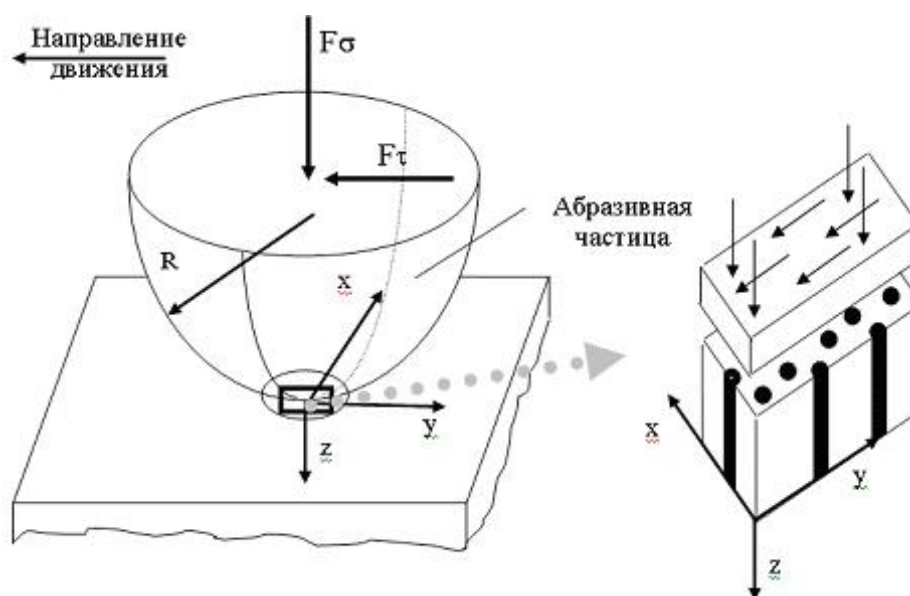


Рис. 2. Схемы взаимодействия абразивной частицы с поверхностью материала и микромодели контакта

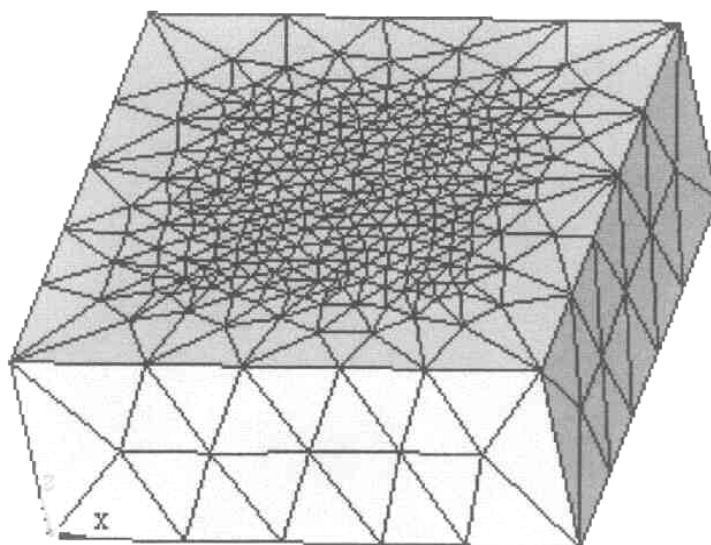


Рис. 3. Схема разработки микромодели поверхности на конечные элементы

Анализировали распределение максимальных эквивалентных напряжений $\sigma_{\text{экв}}$ в матрице и карбидах в зависимости от угла разориентирования α карбидных волокон, плотности карбидной фазы и соотношения касательной F_t и нормальной F_σ составляющих силы, действующих на поверхность материала.

Модуль упругости карбида и матрицы принимали в соотношении 2:1, изменение угла разориентирования рассматривали в диапазоне от 0° до 15° , отношение касательной составляющей силы нормальной – в пределах

от 0 до 0,4. Расчеты выполняли при значениях карбидной фазы 15% и 30%. Нормальной нагрузке на поверхности задавали значение 1000.

Анализ результатов расчета свидетельствует, что на границах карбидов формируются напряжения $\sigma_{\text{ЭКВ}}$, по величине почти вдвое превышающие $\sigma_{\text{ЭКВ}}$ в матрице материала (рис. 4).

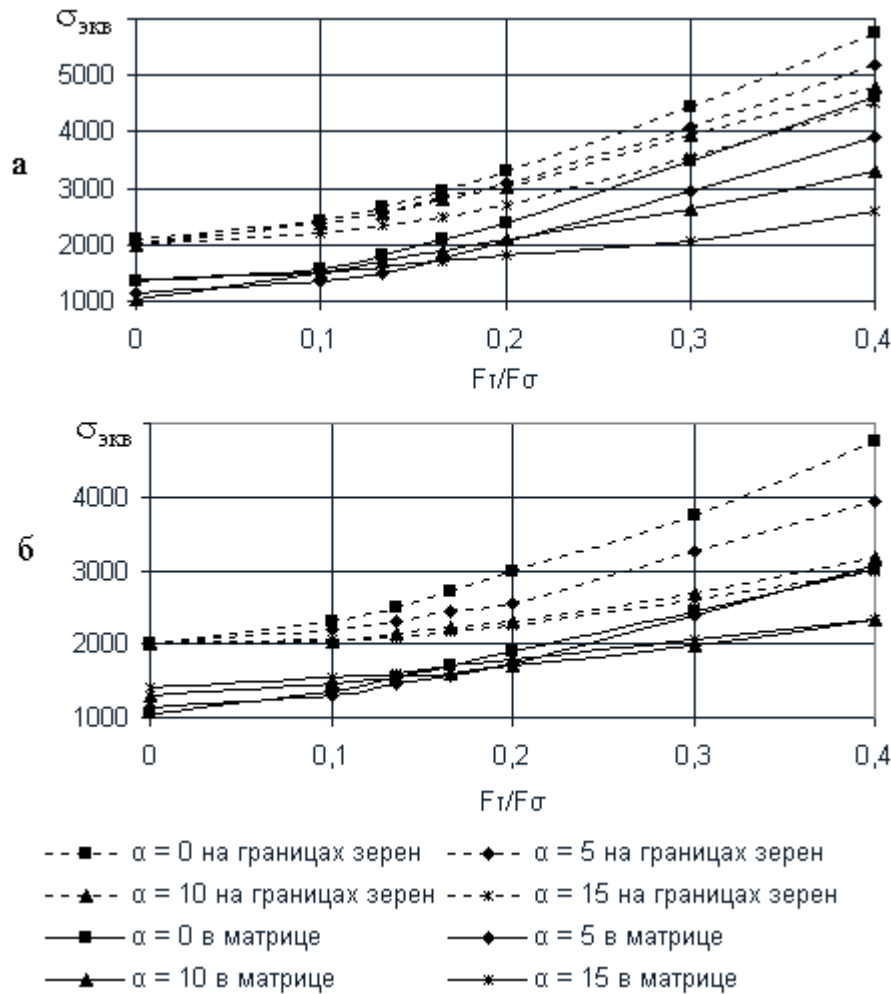


Рис. 4. Результаты расчета $\sigma_{\text{ЭКВ}}$ на границах карбидов и в матрице материала при содержании карбидной фазы: а – от 15 %; б – 30 %

С ростом касательной составляющей силы F_{τ} значения $\tau_{\text{ЭКВ}}$ растут, причем интенсивность возрастания различна в интервалах до $0,2 F_{\tau}/F_{\sigma}$ и после $0,2 F_{\tau}/F_{\sigma}$.

Угол разориентирования α карбидных волокон начинает оказывать значительное влияние на значение $\tau_{\text{ЭКВ}}$ при увеличении касательных нагрузок. Выявление закономерности сохраняются для структур с содержанием карбидной фазы 15 % и 30 %, однако более значительное влияние угла разориентирования α на значение $\sigma_{\text{ЭКВ}}$ в матрице – при содержании карбидной фазы 30%.

Положительное влияние угла разориентирования α на снижение максимальных напряжений выявляется при значениях α до 15 %, причем степень этого влияния возрастает с увеличением касательной составляющей силы F_{τ} .

Использование метода конечных элементов позволяет выявить качественную картину влияния структурных факторов на напряженно-деформированное состояние материалов с композиционным упрочнением. Так, угол разориентирования карбидных волокон определяется процессами кристаллизации чугунов. Воздействуя на процесс кристаллизации рассматриваемых материалов, можно обеспечивать формирование требуемого угла разориентирования волокон в зависимости от условий эксплуатации деталей из хромованадиевых чугунов.

Библиографический список

1. Грядунов С.С., Коньшаков М.В. Исследование изнашивания хромованадиевых чугунов и сталей // *Материаловедение и производство: Сб. науч. тр. Вып. 2 / Под ред. Г.И. Сильмана. Брянск: Изд-во БГИТА, 2001. С. 210-215.*
2. Грядунов С.С., Коньшаков М.В. К оценке напряженно-деформированного состояния хромованадиевых чугунов, возникающего при воздействии абразива // *Материаловедение и производство: Сб. науч. тр. Вып.3 / Под ред. Г.И. Сильмана. Брянск: Изд-во БГИТА, 2003. С. 118-122.*
3. Goda T., Varadi K., Friedrich K., Fe micro-models to study contact states, stresses and failure mechanisms in a polymer composite subjected to a sliding steel asperity // *13th International Conference on Wear of Materials. Canada. 22-26 April, 2001. P. 1584-1590.*

УДК 621.822

А.Н. Болотов
Тверской государственный технический университет

МАГНИТНЫЕ СМАЗОЧНЫЕ МАСЛА

В течение продолжительного времени в лаборатории трибомагнитных материалов ТГТУ проводились исследования физико-химических и смазочных свойств магнитных жидкостей [1, 2], цель которых заключалась в создании на их основе магнитоактивных жидких сред (магнитных масел) для перспективных трибоузлов оригинальной конструкции. Высокая намагниченность масел позволяет целенаправленно организовывать их движение через зону трения с помощью неоднородных магнито- и термостатических полей. Для полной реализации всех отличительных свойств магнитных масел в узлах трения развиты новые подходы к их конструированию и, в частности, разработаны конкретные схемы эффективных магнитожид-

костных подшипников скольжения [2]. Такие подшипники незначительно отличаются по размерам от традиционных, но способны длительное время работать автономно в самоорганизованном режиме гидродинамической смазки магнитным маслом.

Рассмотрим основные свойства и характеристики разработанных магнитных масел. Особое внимание уделяется способности масел работать при граничной смазке, поскольку именно этот режим в основном лимитирует долговечность узлов трения.

Магнитное масло СМ-1 (ТУ-49-2-2-86). Совместно с СКТБ «Полюс» (г. Иваново) разработан магнитный смазочный материал СМ-1 (магнитное масло), предназначенный для применения в различных узлах трибосопряжений в целях снижения энергопотерь при трении, уменьшения износа деталей и увеличения срока службы механизмов. Наиболее перспективным является применение магнитного масла в тяжело нагруженных тихоходных подшипниках качения, подшипниках скольжения, зубчатых передачах, в магнитожидкостных уплотнениях.

Магнитное масло представляет собой коллоидную систему, состоящую из магнитной твердодисперсной фазы, поверхностно-активного вещества (стабилизатор дисперсных частиц), дисперсионной среды (кремнийорганическая жидкость) и пакета присадок.

Используя высокие магнитные свойства данного масла, можно создавать узлы трения, в которых масло будет подаваться в зону трибоконтакта по мере необходимости и удерживаться там с помощью специально организованных магнитных полей. Это позволяет улучшить триботехнические показатели машин и механизмов, смазку которых ранее осуществляли традиционными маслами, и отказаться от применения сложных материалоемких смазочных систем.

Низкотемпературные свойства магнитного масла и малая испаряемость составляющих его компонентов позволяют применять масло в условиях вакуума при температуре $-40...+100$ °С. Магнитное масло может работать в контакте с некоторыми химическими средами, например, водой.

Магнитное смазочное масло устойчиво в магнитном неоднородном поле и поле сил тяжести. Некоторые общие сведения о масле указаны в табл. 1. Смазочные свойства магнитного масла для различных контактных давлений представлены в табл. 2.

Испытания магнитного масла проводили на стендах, работающих по схемам трения шар - плоскость ($P_2 = 1,25$ ГПа) и торец цилиндра - плоскость ($P_1 = 4,2$ МПа). Скорость скольжения 0,5 и 0,24 м/с соответственно. Материалы трения: шар – сталь ШХ15, контртело – сталь 20Х; торец цилиндра – сталь Ст.3, контртело – бронза.

Таблица 1. Технические характеристики магнитного масла

| Показатели | Значение |
|--|-------------|
| Плотность при температуре 20 °С, г/см, не менее | 1,15 |
| Эффективное значение предела текучести в интервале скоростей сдвига 200...4800 с ⁻¹ , н/м ² , не менее | 1000 |
| Намагниченность при напряженности магнитного поля в интервале 500...700 кА/м, не ниже | 15 |
| Работоспособность на пяти-шариковой машине трения ПМТ, мин., не менее: | |
| при температуре 150 °С | 50 |
| при температуре 200 °С | 20 |
| Испытание на коррозию | Выдерживает |

Таблица 2. Смазочные свойства магнитного масла для различных контактных давлений

| Тип смазочного материала | P ₁ = 4,2 МПа | | P ₂ = 1,25 ГПа | |
|--|--------------------------|---------------------------|---------------------------|--------------------------|
| | Коэффициент трения | Интенсивность изнашивания | Коэффициент трения | Диаметр пятна износа, мм |
| Магнитное масло СМ-1 без магнитного поля | 0,08 | 0,6·10 ⁻⁸ | 0,16 | 0,42 ± 0,02 |
| Магнитное масло СМ-1 с магнитным полем | 0,04 | 0,3·10 ⁻⁸ | 0,13 | 0,35 ± 0,03 |

Магнитное масло СМ-1 не токсично, относится к трудновоспламеняющимся материалам, пожаро- и взрывобезопасно.

Применение магнитного масла позволяет повысить надежность работы и долговечность узлов трения, снизить затраты смазочного материала, расширить функциональные возможности механизмов и машин.

Аналогов отечественного производства магнитное масло СМ-1 не имеет.

Магнитные масла на основе диэфиров. Для смазки высокоскоростных магнитожидкостных подшипников, применяемых в вычислительной технике, алмазобрабатывающем оборудовании и т.д., требуется магнитное масло, обладающее низкой вязкостью (менее 0,1 Па·с), слабой испаряемостью, высокими смазочными свойствами при умеренных давлениях (0,1 – 5 МПа) и намагниченностью насыщения 20 – 30 кА/м.

Свойства магнитных жидкостей (МЖ), перспективных для создания на их основе магнитных масел представлены в табл. 3.

Таблица 3. Жидкости, используемые для получения маловязких МЖ

| Основа МЖ | Плотность, кг/м ³ | Температура застывания, °С | Давление пара при 20 °С, Па | Вязкость при 50 °С, 10 ⁻³ Па·с | Коэффициент трения | Интенсивность износа, 10 ⁻⁹ |
|-----------|------------------------------|----------------------------|--|---|--------------------|--|
| ДОС | 930 | -55 | 2,7·10 ⁻⁶ | 7,5 | 0,09 | 4,1 |
| ВМ-3 | 850 | -15 | 1,3·10 ⁻² – 1,3·10 ⁻³ | 6 - 9 | 0,16 | 15,4 |
| ПЭС-В-2 | 970 | -70 | 1,3·10 ⁻⁶ – 1,3·10 ⁻⁴ | 15 - 32 | 0,12 | 9 |

По совокупности физических и смазочных свойств преимущество имеют диэфиры, например, ДОС (диоктилсебацинат), на основе которого магнитные масла ранее не создавались. На основе вакуумного масла ВМ-3 создана магнитная жидкость с высокой намагниченностью (около 30 кА/м), низкой вязкостью (около 0,06 Па·с), но она достаточно интенсивно испаряется и имеет плохие смазочные свойства. Известные нам магнитные жидкости на основе полиэтилсилоксана (ПЭС-В-2) плохо испаряются, но имеют в 2-3 раза более высокую вязкость и склонны к полимеризации в условиях трения даже при нормальной температуре.

На основе различных диэфиров созданы магнитные масла, два из которых имеют относительно низкую вязкость. Свойства масел указаны в табл. 4.

Таблица 4. Некоторые характеристики магнитных масел

| Марка МЖ | Основа МЖ | Вязкость, Па·с (Т = 20 °С, В = 0,22 Тл) | Намагниченность, кА/м | Испаряемость при 100 °С, 10 ⁻⁷ кг/см ² ·ч | Устойчивость при ∇ В = 5·10 ⁶ Тл/м |
|----------|------------------|---|-----------------------|---|---|
| ММ-1 | Диоктилсебацинат | 0,08 | 30 | 0,9 | 0,27 |
| ММ-2 | - " - | 0,4 | 23 | 0,65 | 0,35 |
| ММ-3 | Динонилфталат | 0,2 | 34 | 0,8 | 0,5 |
| ММ-4 | Дибутилсебацинат | 0,07 | 31 | 1,7 | 0,28 |
| С1-20 | ПЭС-5 | 2 - 4 | 23 | 0,6 | 0,35 |

При получении масел синтез олигомеров, образующих сольватные оболочки, ведется непосредственно на поверхности частиц из молекул ПАВ, дифенильная часть которых хорошо совместима с дисперсионной средой. Изменяя молекулярную массу олигомеров, можно регулировать вязкость масел в широких пределах, например, у масла на основе ДОС в диапазоне от 0,06 Па·с до 1 Па·с. Это позволяет целенаправленно изготавливать масла исходя из нагрузочно-скоростного режима работы подшипника.

Все разработанные магнитные масла имеют: достаточную намагниченность насыщения; испаряемость не существенно выше, чем у вакуумной магнитной жидкости С1-20; хорошую коллоидную устойчивость в неоднородных магнитных полях. В подшипниках масла сохраняют работоспособность даже после 1 – 2 - летней консервации.

Смазочные свойства масел приведены в табл. 5, там же даны для сравнения свойства немагнитных масел и магнитной жидкости С1-20. Для пары трения бронза-сталь свойства магнитного масла несколько хуже, чем у немагнитных масел, и лишь у ММ-4 с присадкой ИХОС приближаются к ним. Применение керамических материалов позволяет снизить износ на порядок и более и несколько уменьшить трение. Подбором присадки также можно улучшить смазочные свойства, хотя при этом повышается вязкость и падает намагниченность (тем более, что содержание присадок должно быть 5 – 15 %).

Таблица 5. Смазочные свойства масел

| Марка МЖ, масла | Присадка | Материалы пары трения | Коэффициент трения | Интенсивность износа, 10^{-9} |
|-----------------|----------|--|--------------------|---------------------------------|
| ММ-1 | - | Бронза-сталь | 0,12 | 3,37 |
| ММ-1 | 5% РЦК | - " - | 0,1 | 2,5 |
| ММ-1 | - | Al ₂ O ₃ -Al ₂ O ₃ | 0,07 | 0,53 |
| ММ-4 | - | Бронза-сталь | 0,11 | 4,8 |
| ММ-4 | 10% ТКФ | - " - | 0,06 | 3 |
| ММ-4 | 10% ИХОС | - " - | 0,07 | 0,95 |
| ММ-4 | - | Al ₂ O ₃ -Al ₂ O ₃ | 0,06 | 0,17 |
| ММ-4 | - | Al ₂ O ₃ – капролон В | 0,1 | 8,1 |
| ММ-4 | - | Бронза – капролон В | 0,11 | 17,1 |
| И-20А* | - | Бронза-сталь | 0,091 | 1,2 |
| ТАД-17* | - | - " - | 0,075 | 0,7 |
| С1-20 | - | - " - | 0,13 – 0,15 | 14,5 |

Примечание: Условия трения: давление 4,4 МПа, скорость 0,24 м/с. * - Немагнитные масла.

Магнитное масло ММ-1 выпускается опытными партиями под маркой ММ-01ОС и на него разработаны технические условия.

При изменении температуры от 20 до 100 °С вязкость масла ММ-1 снижается в 2 – 2,5 раза, хотя у основы почти на порядок. Предельное напряжение сдвига у масла в полях, характерных для подшипников (около 0,2 Тл), невелико – 25 Па, что незначительно усложняет подачу масла в подшипник и слабо сказывается на трении во время пуска.

При повышенной температуре в масле интенсифицируются процессы деструкции, полимеризации и окисления частиц. В масло ММ-1 введена

специальная противоокислительная присадка, позволяющая эксплуатировать его долговременно при температуре до 150 °С.

Масло ММ-1 применено для смазки шпиндельных узлов, предназначенных для распиловки, обдирки и огранки природных алмазов.

Приведенные магнитные масла созданы на основе результатов комплексных исследований структуры и механизма смазочного действия магнитоактивных жидких сред, однако это не значит, что их свойства не могут быть улучшены. Так, представляется перспективным использование в качестве дисперсной фазы аморфных наночастиц, способных залечивать дефекты поверхности трения.

Библиографический список

1. Болотов А.Н., Сазонтов К.К., Орлов Д.В. О роли структурных компонентов магнитного масла в условиях граничной смазки // Трение и износ. 1991. Т. 12. № 5. С. 824-231.
2. Болотов А.Н., Сазонтов К.К. Магнитные смазочные масла для подшипников скольжения // Механика и физика фрикционного контакта. Тверь, ТГТУ, 1997.

УДК 681.3

Е.А. Мотова
Нижегородский филиал Института машиноведения РАН
О.В. Кретинин, А.Н. Крылов
Нижегородский государственный технический университет

ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ ПРИСАДОК НА ПРОЦЕСС РАЗРУШЕНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ФРИКЦИОННОМ КОНТАКТЕ

Большие возможности для снижения энергетических потерь на трение и снижения износа рабочих поверхностей трибосопряжений в различных триадах трения в широком диапазоне нагрузочно-скоростных характеристик дает применение присадок, реализуемое путем введения их в смазочные материалы. Они известны более 80 лет и наиболее эффективны в тяжело нагруженных узлах трения скольжения (шарниры, резьбовые соединения, опорные подшипники, зубчатые и цепные передачи).

Использование трибохимических представлений о процессах, происходящих в зоне фрикционного контакта, показало, что новые перспективы дает применение металлоплакирующих присадок на основе металлоорганических соединений. К преимуществам этих материалов относятся: растворимость в углеводородной среде; обеспечение износостойкости при

малой концентрации присадок; отсутствие коррозионной активности.

Металлоорганические соединения представляют широкие возможности для создания присадок и придания поверхностям пар трения заранее заданных физико-механических свойств, облегчают образование металлоплакирующих пленок и формирование на их поверхности граничного слоя, дающего дополнительный антифрикционный эффект.

При разработке рецептур металлоплакирующих присадок на основе металлоорганических соединений в качестве граничных условий учитывалось, что известные рецептуры антифрикционных и противоизносных присадок имеют три существенных недостатка. Во-первых, при создании масел для высоконагруженных узлов трения в масло приходится вводить до 30 % присадок; во-вторых, присадки достаточно быстро срабатываются в первые часы работы (особенно это относится к двигателям внутреннего сгорания); в-третьих, количество присадок уменьшается при хранении.

По сравнению с исходными смазками введение металлоорганической присадки снижает коэффициент трения в 2-3 раза до уровня 0,04-0,05. Интенсивность изнашивания уменьшается и составляет примерно $3 \cdot 10^{-11}$.

Сопоставление полученных значений с данными по взаимосвязи интенсивности изнашивания и коэффициента трения материалов в среде воды, показывает, что в первом приближении они могут быть описаны зависимостью

$$I_h(t) = K(t) \cdot [f(t)]^{mf(t)}, \quad (1)$$

поскольку интенсивность происходящих в паре трения процессов изнашивания возрастает с повышением плотности потоков энергии, воздействующих на фрикционный контакт. Принимая $K(t) = 10^{-8}$ как краевое значение интенсивности изнашивания при граничной смазке, вычисляем для смазки на основе воды: $m_{0,003}(t) = 2,38$; $m_{0,016}(t) = 3,89$; $m_{0,0026}(t) = 2,36$; для смазочной среды с металлоплакирующими добавками $m_{0,016}(t) = 1,79$.

Изменение коэффициента трения по мере изнашивания, происходящее вследствие описанных коррозионно-химических процессов, выражается в нелинейной зависимости $I(t)$ и учитывается при прогнозировании долговечности по износу.

Прогноз величины износа за ресурс t_γ по результатам испытаний в течение t_n выполняется по ряду значений I_i износа, измеренного непосредственно на испытуемых деталях при различной наработке t_i , кратной ∇t . Принимается линейная функция, и методом наименьших квадратов определяются параметры A и B уравнения $I = A + Bt$:

$$B = \sum (t_i - \bar{t})(I_i - \bar{I}) / \sum (t_i - \bar{t})^2, \quad A = \bar{I} - B\bar{t}, \quad (2)$$

где \bar{t} и \bar{I} – средние значения внутри интервала t_n . Односторонняя верхняя

оценка значения износа за время t_γ равна

$$I_{i\gamma(OB)} = A + Bt_\gamma + S_{\gamma i} + S_{\gamma i} \sigma_{\gamma I},$$

где $S_{\gamma i}$ – статистика Стьюдента; $\sigma_{\gamma I}$ – погрешность прогноза.

Для модели с неизменным коэффициентом трения погрешность прогноза $\sigma_{\gamma I} = \sigma_{Ih}$, для модели с $\frac{df}{dt} > 0$ погрешность прогноза $\sigma_{\gamma I} = \sigma_{In} \cdot \frac{t_\gamma}{t_n}$.

Прогноз предельного состояния состоит из двух этапов: оценки значений предельного износа I_p и нахождения теоретического выравнивающего распределения $\varphi(I_p)$.

В задаче оценки $\varphi(I_p)$ рассматривались в качестве выравнивающих нормальное и нормальное логарифмическое распределения. Уровень доверительной вероятности, при котором принимается гипотеза о том, что эмпирическая кривая распределения частот соответствует выбранному теоретическому закону, является верхним уровнем доверительной вероятности решения всей задачи прогнозирования долговечности - получения зависимости $\hat{t}_\gamma = \varphi_2(I_p)$. Для оценки значения гамма-ресурса по распределению $\varphi(I_p)$ находятся оценки снизу $I_{p\gamma(oh)}$, которые сравниваются с $I_{p\gamma(OB)}$. Для нормального распределения

$$I_{p\gamma(oh)} = \bar{I}_p - U_\gamma \sigma_p - S_{\gamma 2} \sigma_s,$$

где \bar{I}_p – среднее значение предельного износа, U_γ – гамма-квантиль нормального распределения, σ_p – эмпирический стандарт распределения, $S_{\gamma 2}$ – статистика Стьюдента.

При условии равенства $I_{p\gamma(oh)} = I_{p\gamma(OB)}$ из (1) и (3) находится гамма-ресурс при $\frac{df}{dt} = 0$:

$$t_\gamma = (\bar{I}_p - U_\gamma \sigma_p - S_{\gamma 2} \sigma_s - A - S_{\gamma i} \sigma_{in}) / B. \quad (3)$$

При $\frac{df}{dt} > 0$ с учетом (2) выражение (3) имеет вид

$$t_\gamma = (\bar{I}_p - U_\gamma \sigma_p - S_{\gamma 2} \sigma_s - A) / (B + S_{\gamma i} \sigma_{in} / t_n).$$

Электрохимические и звукохимические процессы, сопровождающие снижение износа, приводят к обеднению поверхностных слоев легирующими элементами и возможному изменению коэффициента трения по мере изнашивания. Металлоплакирующие присадки на основе металлоорганических соединений снижают коэффициент трения и интенсивность изнашивания материалов пары трения.

УДК 621.891

В.В. Новиков, Д.А. Зоренко, О.О. Новикова
Тверской государственной технической университет

**УСТАНОВКА ДЛЯ НАНЕСЕНИЯ
ИЗНОСОСТОЙКИХ КЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ
МЕТОДОМ МИКРОДУГОВОГО ОКСИДИРОВАНИЯ
НА ВНУТРЕННИЕ СКВОЗНЫЕ ПОВЕРХНОСТИ
АЛЮМИНИЕВЫХ ДЕТАЛЕЙ**

В конструкциях машин и механизмов часто используют детали из цветных металлов, в частности из алюминия и его сплавов. Их поверхность практически всегда требует дополнительной обработки с целью придания ей необходимых триботехнических свойств, определяемых ее функциональным назначением.

Существенно повысить износостойкость алюминиевых деталей путем формирования на их поверхности твердого керамического покрытия позволяет метод микродугового оксидирования (МДО) [1]. Однако формирование равномерного по толщине и изотропного по своим механическим и триботехническим свойствам упрочненного слоя в сквозных длинных отверстиях деталей, в случае если длина более чем в четыре раза превышает его диаметр, затруднено. Это вызвано существованием целого ряда факторов: экранирование внешней поверхностью изделия, локальный перегрев электролита, трудность отвода продуктов химической реакции и др. Для устранения их отрицательного воздействия разработана конструкция установки, которая позволяет получать качественный упрочненный слой на внутренних поверхностях деталей из алюминия и его сплавов. Схема рабочего органа установки представлена на рис.

Рабочий орган состоит из деталей, непосредственно находящихся в зоне обработки и закрепленных на свободных концах шлангов 3 системы циркуляции. Кольцо 2 предназначено для крепления в центральном положении электрода 5 и подвода к нему рабочего напряжения от блока питания установки. Центральный электрод, имеющий пористое диэлектрическое покрытие, предназначен для формирования равномерного электрического поля в покрываемом отверстии. Пористое покрытие необходимо для предотвращения появления катодного искрения и налипания частиц дисперсной фазы на электрод. Следует отметить, что при нанесении покрытия на отверстия отличные по форме от цилиндрических, электрод должен повторять форму отверстия с целью создания электрического поля равномерной плотности. Кольцо 6 имеет центральную резьбу, соответствующую резьбе на свободном конце электрода 5 предназначенную для создания натяга в местах стыков шлангов с торцами покрываемого отверстия. Площадь

выпускных отверстий кольца 6 должна быть меньше площади впускных отверстий кольца 2. В результате этого в полости покрываемого отверстия создается избыточное давление, что позволяет избежать пустот, находящихся в отверстии, но не заполненных электролитом. На внешние поверхности колец 2 и 6 надеваются шланги 3 и уплотнительные манжеты 1 и 9. Уплотнительные манжеты изготавливаются из резины и служат для придания герметичности соединению шлангов с покрываемой деталью. Уплотнения также имеют посадочные буртики для центрирования электрода в отверстии. К корпусу детали с покрываемым отверстием присоединяется второй контактный провод от блока питания. Впускное кольцо 2 представляет собой тело вращения с тремя ступенями диаметров. Перпендикулярно оси вращения кольцо имеет резьбовое отверстие, в которое вкручивается шпилька, играющая двойную роль. Свободный резьбовой конец шпильки предназначен для крепления контактного провода от блока питания к электроду. Второй конец шпильки, ввинчиваемый в кольцо, предназначен для крепления электрода в центральном посадочном отверстии и передачи через грани хвостовика электрода крутящего момента необходимого для создания натяга при соединении шлангов системы циркуляции с покрываемым отверстием. Пропускные отверстия для подачи электролита в полость обработки радиально наклонены относительно оси кольца. Проходя через эти отверстия, поток электролита приобретает турбулентный характер течения в покрываемом отверстии.

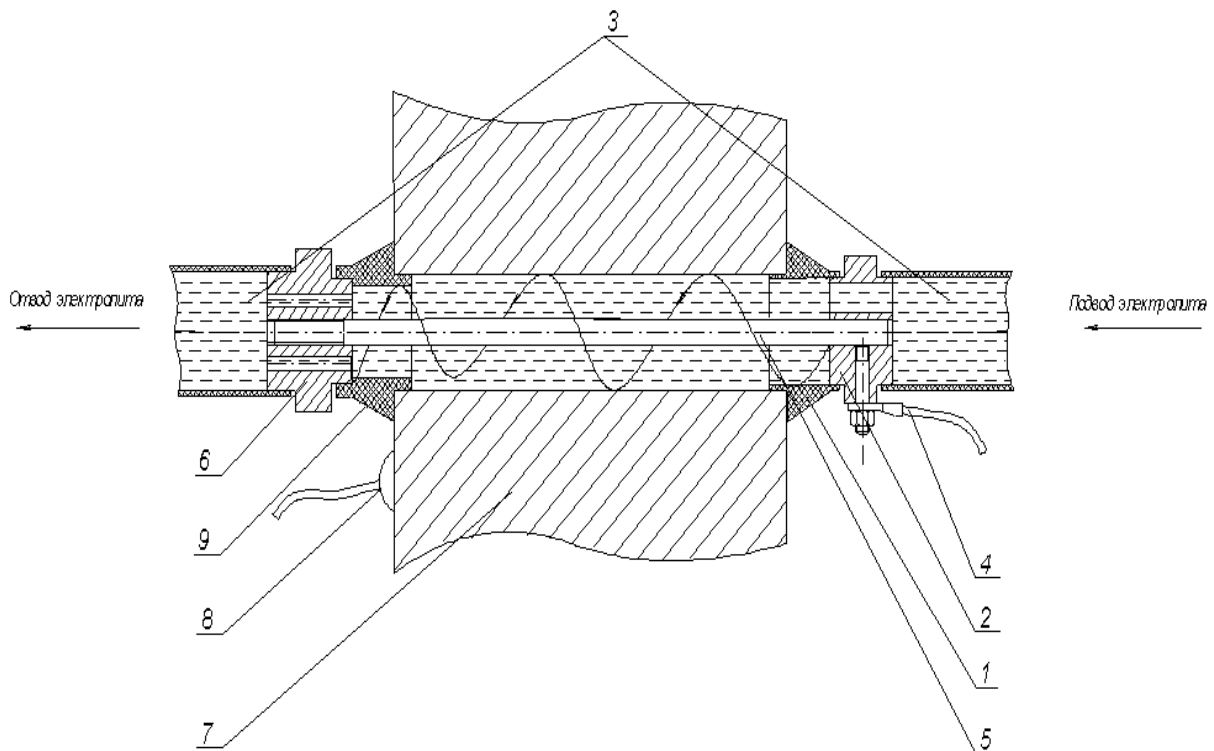


Рис. Схема установки

Предложенная конструкция установки позволяет: равномерно распределить электрическое поле по всей поверхности обрабатываемой детали, осуществить ее интенсивное охлаждение путем подачи электролита непосредственно в зону обработки. Турбулентный характер течения обеспечил хорошее перемешивание электролита. Пористое диэлектрическое покрытие внешней поверхности электрода предотвратило появление искровых пробоев, существенно ухудшающих механические свойства упрочненного слоя.

Исследование формирования МДО слоя с заданными механическими и триботехническими свойствами проводилось на деталях из алюминиевого сплава Д16. Технологический режим формирования покрытия: электролит NaOH – 1г/л, жидкое стекло – 5 г/л; плотность тока – 10 А/дм², температура электролита – 20 °С. Упрочненный слой наносился на внешнюю поверхность деталей цилиндрической формы в стандартной гальванической ванне (I группа), на внутреннюю поверхность деталей цилиндрической формы – в стандартной гальванической ванне (II группа), на внутреннюю поверхность деталей цилиндрической формы – в предложенной установке (III группа).

После формирования покрытия измерялись его толщина и микротвердость. В результате установлено, что толщина покрытия деталей I и III групп была равномерна по всей длине изделия и составляла 0,8 – 1,0 мм при микротвердости 15 – 18 ГПа. При измерении толщины покрытия деталей II группы установлено, что упрочненный слой фактически сформировался только на участках, непосредственно прилегающих к концам отверстия. Размер этих участков составлял примерно $\frac{3}{4}$ диаметра обрабатываемого отверстия с обеих сторон. Толщина слоя была 0,9 – 1,1 мм, микротвердость 15 – 18 ГПа. При исследовании остальной поверхности наблюдалось резкое уменьшение толщины МДО слоя и его микротвердости, причем в средней части деталей, длина которых более чем в пять раз превышает их диаметр, покрытие отсутствовало.

В результате проведенных исследований можно сделать вывод, что предложенная конструкция установки позволяет существенно повысить качество наносимого методом микродугового оксидирования упрочненного слоя на внутренние поверхности отверстий в деталях из алюминия и его сплавов. Толщина покрытия и его механические свойства на внутренних поверхностях отверстий аналогичны свойствам покрытий, ранее полученных на наружных поверхностях изделий.

Библиографический список

1. Великосельская Н.Д. Повышение долговечности деталей узлов трения подводного нефтепромыслового оборудования посредством поверхностного упрочнения методом микродугового оксидирования: Дис. ... канд. техн. наук. М., 1989. 190 с.

2. Зоренко Д.А. Повышение износостойкости подвижных деталей выталкивающей системы пресс-форм для литья термопластов под давлением: Дис. ... канд. техн. наук. Тверь, 2003. 153 с.

УДК 633.5:633.521:621.891

Р.А. Ростовцев
Всероссийский научно-исследовательский проектно-технологический
институт механизации льноводства

РАСЧЕТ КОЭФФИЦИЕНТОВ ТРЕНИЯ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ СТЕБЛЕЙ ЛЬНА-ДОЛГУНЦА С РАЗЛИЧНЫМИ МАТЕРИАЛАМИ

В настоящее время при возделывании и переработке льна его стебли контактируют в основном с тремя видами материалов: сталью, резиной транспортирующих ремней и с другими стеблями [1]. На контактах возникают силы трения, действие которых, с одной стороны, обеспечивает захват и удерживание стеблей при тереблении, транспортировании, отделении семенных коробочек в ходе очеса и последующей переработке, а с другой стороны, эти силы оказывают влияние на траекторию движения элементов стеблей, вызывают произвольные энергозатраты, износ рабочих элементов машин и повреждения стеблей, влияющие на выход длинного волокна. Поэтому для проектирования льноуборочных и перерабатывающих машин, а именно при силовых расчетах, при выборе материала и формы рабочих органов, необходимо знать физико-механические свойства поверхностных слоев материалов и процессы, происходящие на контакте. Если для большинства материалов эти свойства достаточно изучены, то для стеблей льна-долгунца этот вопрос является малоисследованным.

Одним из важных и необходимых при исследованиях показателей, характеризующим взаимодействие материалов, является коэффициент трения. На протяжении многих лет ученые изучали коэффициент трения стеблей льна с различными материалами, что отражено в многочисленной литературе. Но эти исследования носили практический характер, т.е. значения коэффициента трения получены опытным путем и только для ограниченного круга материалов. Поэтому эти данные не всегда могут быть использованы при проектировании новых рабочих органов, которые изготавливаются из альтернативных материалов. В связи с этим нами были проведены исследования по изучению физико-механических свойств поверхности стебля льна и получены основные параметры микрогеометрии, значения которых необходимы при расчете коэффициента трения.

Параметры микрогеометрии поверхности определяются в результате обработки профилограмм, представляющих собой увеличенный профиль поверхности тела.

Характерная профилограмма поверхности льна-долгунца, выполненная на профилографе-профилометре мод. 201 завода «Калибр», представлена на рис. 1а.

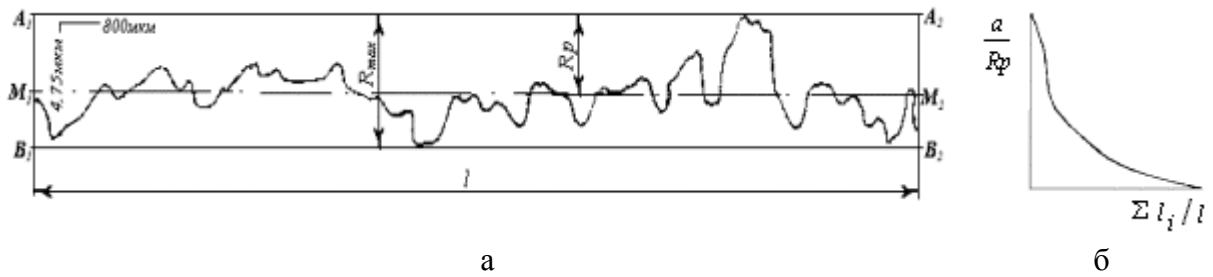


Рис. 1. Характерная профилограмма (а) и опорная кривая (б) поверхности стебля льна-долгунца (вертикальное увеличение в 20 раз больше горизонтального)

Для снятия профилограммы часть стебля льна разделяли на две половины вдоль его оси, затем одну из половин разворачивали и наклеивали на твердое основание (стальную пластинку). Положение средней линии определяли методом средних [3]. Среднеарифметическое отклонение профиля Ra отсчитывалось непосредственно по шкале профилографа-профилометра. После этого по методике, изложенной в книге [3], строили опорную кривую (рис. 1б), которая характеризует распределение материала по высоте шероховатого слоя, и определяли следующие характеристики микрогеометрии: расстояние от линии выступов до линии впадин R_{max} , расстояние от линии выступов до средней линии R_p , относительную опорную длину по средней линии t_m , параметры опорной кривой ν и b , радиусы кривизны вершин выступов r , средний шаг неровностей t , а также комплексную характеристику $\Delta = R_{max}/rb^{1/\nu}$, учитывающую остроту выступов и их распределение по высоте. Указанные характеристики имели значения: $Ra = 1,16$ мкм; $R_{max} = 4,75$ мкм; $R_p = 2,88$ мкм; $t = 92,5$, $r = 62$ мкм; $t_m = 0,49$; $\nu = 2,9$; $b = 1,8$; $\Delta = 1,9 \cdot 10^{-3}$.

Наука о трении основывается на представлениях о двойственной природе фрикционного взаимодействия: молекулярной и механической [3, 4]. 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.

Деформационной составляющей коэффициента трения при упругих деформациях в зонах касания можно пренебречь по сравнению с молекулярной [3] для материалов, обладающих высоким модулем упругости и имеющих небольшие коэффициенты гистерезисных потерь, а также при больших значениях молекулярной составляющей (более 0,3) для материалов, обладающих невысоким модулем упругости. Если при трении материалов, обладающих невысоким модулем упругости, используется смазка, то деформационной составляющей пренебрегать нельзя, что имеет место при

трении стеблей льна о резину и друг о друга, так как стебли и резина обладают небольшим модулем упругости, а адсорбированные на поверхности стебля слои воды и слой воска выполняют роль смазки.

Коэффициент трения зависит от многих факторов, таких, как физико-механические свойства материала, его влажность, наличие смазки, скорость скольжения, величина приложенного давления и т. д. В зависимости от величины приложенного давления при контактировании двух тел различают насыщенный и ненасыщенный контакты. Насыщенный контакт имеет место, когда число контактирующих неровностей меньше числа неровностей на контурной площади контакта A_c , а насыщенный контакт возникает, когда число контактирующих неровностей будет равно числу неровностей на контурной площади контакта. При взаимодействии со стеблями льна, как правило, имеет место насыщенный контакт, потому что модуль упругости корковой части стебля выше, чем у подстилающего слоя, и различная высота микронеровностей компенсируется вследствие того, что под нагрузкой более высокие микровыступы проседают в менее жесткий массив, и нагрузка по выступам распределяется равномерно.

Как уже отмечалось выше, коэффициент трения состоит из двух составляющих:

$$\mu = \mu_m + \mu_d, \quad (1)$$

где μ_m – молекулярная составляющая коэффициента трения, μ_d – механическая составляющая коэффициента трения.

Согласно исследованиям, проведенным в ТГТУ [2], молекулярная составляющая коэффициента трения равна:

$$\mu_m = CN_l^{-1/4} + \beta, \quad (2)$$

где N_l – нормальная погонная нагрузка; C – величина, равная:

$$C = \frac{1,67R^{1/4}(r/t)^{1/2}}{E_{1n}^{1/4}E_{2n}^{1/2}}\tau_0, \quad (3)$$

где R – радиус стебля; E_{1n} , E_{2n} – приведенные модули упругости стеблей льна и контр-тела (модули контактной деформации); τ_0 и β – молекулярные константы трения.

Значения C и β при трении стеблей льна по закаленной стали 45 представлены в табл. 1 в зависимости от влажности w стеблей.

Таблица 1. Значения коэффициентов *

| $w, \%$ | 9 | 20 | 32 | 50 | 60 | 65 |
|------------------|-------|-------|-------|------|------|------|
| $C, (Н/м)^{1/4}$ | 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 |

* По данным исследований, проведенных в ТГТУ.

Деформационная составляющая коэффициента трения при упругом насыщенном контакте равна [3]

$$\mu_{\partial} = \frac{0,35\alpha_{\partial\phi}}{E_n^{1/3}} \left(\frac{N}{A_c} \right)^{1/3} \left(\frac{R_{\max}}{r} \right)^{1/3}, \quad (4)$$

где $\alpha_{\partial\phi}$ – коэффициент гистерезисных потерь при сложном напряженном состоянии (по данным [3] $\alpha_{\partial\phi} = 2,5\alpha_e$, где α_e – коэффициент гистерезисных потерь при простом растяжении-сжатии); N – нормальная нагрузка; A_c – контурная площадь контакта; E_n – приведенный модуль упругости:

$$\frac{1}{E_n} = \frac{1}{E_{1n}} + \frac{1}{E_{2n}} = \frac{1-\theta_1^2}{E_1} + \frac{1-\theta_2^2}{E_2}, \quad (5)$$

где $E_1, E_2, \theta_1, \theta_2$ – модули упругости и коэффициенты Пуассона. Если $E_{1n} \gg E_{2n}$, то $E_n \cong E_{2n}$, и наоборот.

Значения модуля контактной деформации E_n для стеблей льна в зависимости от влажности w стеблей представлены в табл. 2.

Таблица 2. Значение модуля контактной деформации *

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

* По данным исследований, проведенных в ТГТУ.

Перепишем формулу (4), заменив в ней N, A_c на погонные величины N_l, A_{cl} :

$$\mu_{\partial} = \frac{0,35\alpha_{\partial\phi}}{E_n^{1/3}} \left(\frac{N_l}{A_{cl}} \right)^{1/3} \left(\frac{R_{\max}}{r} \right)^{1/3}. \quad (6)$$

Для небольших поверхностей, когда волнистость не обнаруживается, контурная площадь контакта будет равна номинальной, т. е. $A_c = A_a$, тогда, если приближенно рассматривать контактирование стебля как упругого цилиндра, воспользовавшись формулами Герца [3], найдем ширину площадки контакта:

$$b = 2 \sqrt{\frac{N_l R}{\pi E_n}}. \quad (7)$$

Из формулы (7) выражаем погонную номинальную площадь контакта

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

Принимая $A_c = A_a$ и подставив полученное выражение в формулу (6),

получим:

$$\mu_{\delta} = 0,22\alpha_{\text{эф}} \left(\frac{\pi N_l}{E_n R} \right)^{1/6} \left(\frac{R_{\text{max}}}{r} \right)^{1/3}. \quad (8)$$

Теперь для примера, используя формулы (1), (2) и (8), построим график изменения коэффициента трения стеблей льна различной влажности с закаленной сталью 45 и полиуретаном марки СКУ-7Л в зависимости от погонной нагрузки (рис. 2).

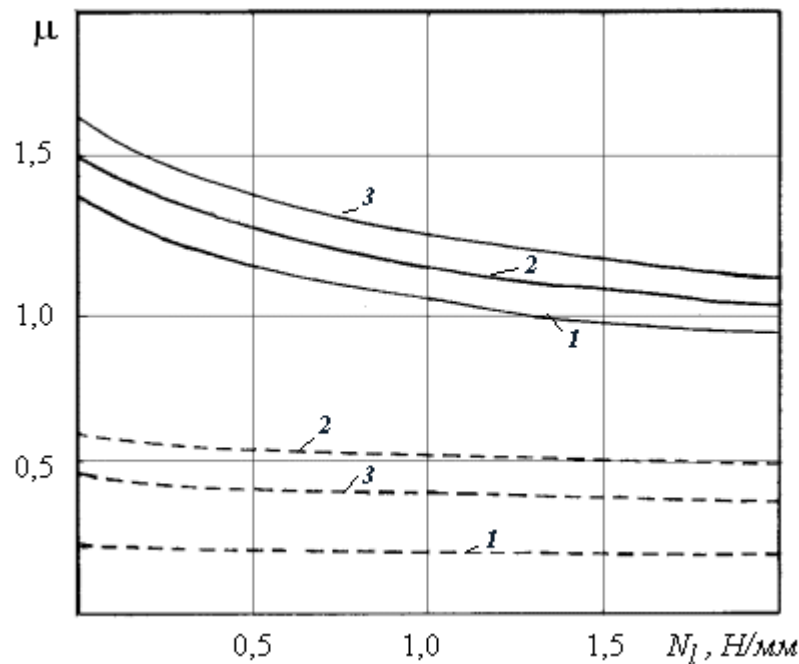


Рис. 2. График изменения коэффициента трения μ в зависимости от погонной нагрузки N_l :
 — стебли льна-полиуретан СКУ-7Л; - - - стебли льна-сталь 45;
 1 – стебли льна влажностью 20 %; 2 – 50 %; 3 – 65 %

При трении стеблей льна по стали находим параметры шероховатости наиболее твердого материала пары. Согласно [3] для стали 45, обработанной по 10 классу шероховатости $R_{\text{max}} = 2,4$ мкм; $r = 10$ мкм. Значение $\alpha_{\text{эф}}$ для стеблей находим, приняв $\alpha_2 = 0,2$ (для дерева) [3], откуда $\alpha_{\text{эф}} = 0,5$. Величины C , β и E_n находим из табл. 1 и 2. Радиус стебля принимаем 1 мм.

При трении стеблей льна по эластомеру необходимо брать параметры шероховатости стебля льна $R_{\text{max}} = 4,75$ мкм; $t = 92,5$ мкм, $r = 62$ мкм. В соотношении (3) множитель E_{2n} следует считать приведенным модулем упругости эластомера. На основании [5] примем: $E_{n2} = 6$ МПа, $\tau_o = 1,8$ МПа, $\beta = 0,05$. Для резины $\alpha_2 = 0,1$, откуда $\alpha_{\text{эф}} = 0,25$. Чтобы построить график, необходимо сначала вычислить по формулам (5) и (4) приведенный модуль

E_{ln} и величину C для стеблей влажностью 20, 50 и 65 %: $E_{ln}^{20\%} = 7,35 \cdot 10^5$ Па, $E_{ln}^{50\%} = 5,02 \cdot 10^5$ Па, $E_{ln}^{65\%} = 3,58 \cdot 10^5$ Па, $C^{20\%} = 6,102$ (Н/м)^{0,25}, $C^{50\%} = 6,712$ (Н/м)^{0,25}, $C^{65\%} = 7,304$ (Н/м)^{0,25}.

Как видно из графика (рис. 2), расчетные значения коэффициентов трения несколько больше коэффициентов трения, полученных в результате опыта (по данным [1] коэффициент трения стеблей льна по стали равен 0,2...0,4). Это объясняется тем, что после отсыхания листьев, в местах их крепления к стеблю остаются выпуклости, и при определении коэффициента трения опытным путем контакт стебля с контртелом осуществляется в первую очередь на этих выступах, вследствие чего уменьшается площадь контакта и сам коэффициент.

Таким образом, возможен расчет коэффициента трения стеблей льна с различными материалами не прибегая к опыту, так как провести его не всегда представляется возможным.

Библиографический список

1. Черников В.Г. Машины для уборки льна (конструкции, теория и расчет). М.: ИК «Инфра-М», 1999. 209 с.
2. Беркович И.И., Крюков М.В., Родионов Л.В., Морозова Ю.И. Контактное трение и трение стеблей льна в льноуборочных машинах // Механика и физика фрикционного контакта: Сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2003. 104 с.
3. Трение, изнашивание и смазка: Справочник. Книга 1. М.: Машиностроение, 1978. 400 с.
4. Основы трибологии (трение, износ, смазка) / Н.А. Буше, Н.Б. Демкин, А.В. Чичинадзе и др. М.: Машиностроение, 2001. 663 с.
5. ОСТ 92 - 1677 -79. Штамповка листовых деталей с использованием полиуретана. Типовые технологические процессы. М.: Техномаш, 1972. 240 с.

УДК 621.891

Д.А. Зоренко

Тверской государственной технической университет

ВЛИЯНИЕ МЕЛКОДИСПЕРСНЫХ ЧАСТИЦ ТВЕРДОЙ СМАЗКИ, ВХОДЯЩИХ В СОСТАВ КОМПОЗИЦИОННЫХ АНОДНО-ИСКРОВЫХ ПОКРЫТИЙ, НА ИЗНОС СТАЛЬНОГО КОНТРТЕЛА

В современной промышленности существует большое количество узлов (подвижные детали пресс-форм, текстильное оборудование и т.д.), которые эксплуатируются в условиях «сухого» трения. Невозможность использования смазочных материалов в таких узлах продиктована технологическими требованиями. Большинство традиционных способов повыше-

ния износостойкости, таких, как хромирование, химическое оксидирование, нанесение керамических покрытий, не удовлетворяют современным требованиям по ряду причин. Одним из перспективных материалов износостойких покрытий является керамика, и особенно оксидная керамика, получаемая методом микродугового оксидирования. Антифрикционные керамические покрытия, полученные анодно-искровым способом на контактирующих поверхностях, выгодно отличаются от других покрытий относительной простотой, дешевизной, возможностью получения покрытия на поверхностях сложной формы, а главное хорошими свойствами получаемого покрытия (высокая твердость, высокая адгезия к металлу подложки, вызванная полным срастанием покрытия с покрываемым металлом, а также теплостойкость, износостойкость и др.). Основным недостатком полученных таким методом покрытий является высокий коэффициент «сухого» трения. Особенно заметно выделенный недостаток проявляется при трении детали с этим покрытием по непокрытой. Получать покрытия на обеих сопряженных деталях нецелесообразно, так как возникает большая проблема чистовой обработки деталей до необходимого размера, после нанесения покрытия, связанная с его плохой обрабатываемостью.

На кафедре физики ТГТУ был сформулирован новый подход к улучшению триботехнических свойств анодно-искровых керамических покрытий на алюминиевых сплавах, заключающийся в электрофоретическом внедрении мелкодисперсных частиц твердой смазки в керамическую матрицу покрытия непосредственно в процессе его нанесения. 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. Хорошие антифрикционные свойства обеспечиваются за счет того, что покрытие, полученное предложенным способом, представляет собой тугоплавкую керамическую матрицу, содержащую в порах большое количество частиц твердой смазки.

В ходе триботехнических испытаний полученных самосмазывающихся покрытий контролировалась интенсивность линейного износа контртела, в результате чего было определено, что полученные композиционные покрытия значительно слабее изнашивают контртело, которое представляло собой плоский образец из стали ХВГ, закаленный до 52 ... 58 HRC_э. Это является несомненным преимуществом перед известными анодно-искровыми покрытиями на алюминии, которые в условиях «сухого» трения значительно изнашивают контртело.

Фотографии дорожек трения образца, покрытого самосмазывающимся покрытием с частицами дисульфида молибдена детали, и контртела из стали марки ХВГ без покрытия представлены на рис. 1. На основании анализа

этих фотографий можно сделать вывод о том, что в процессе изнашивания частицы твердой смазки распределяются по поверхностям как покрытой детали, так и контр образца, образуя защитные смазочные пленки на поверхностях трения и тем самым выравнивая их.

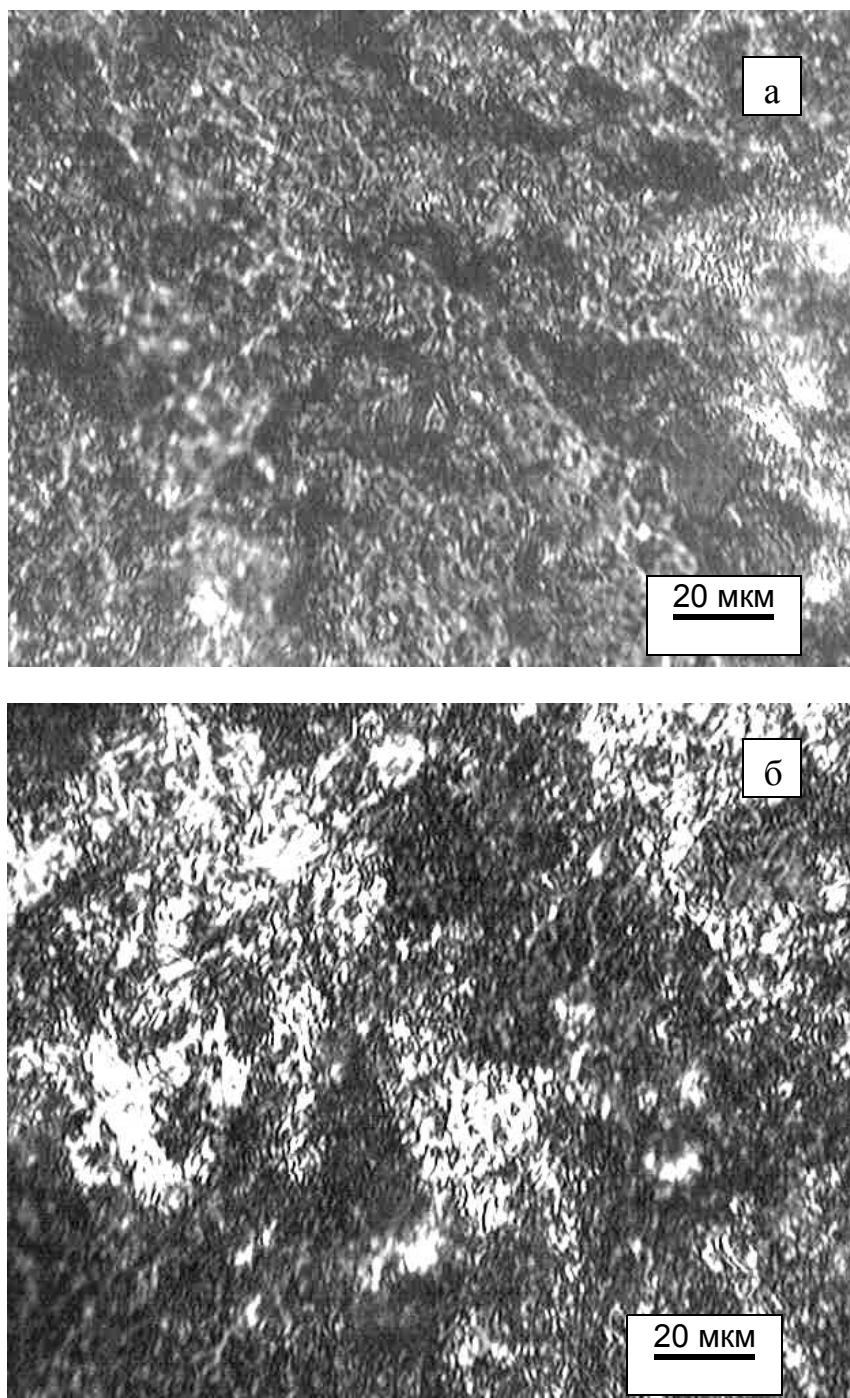


Рис. 1. Дорожки трения покрытия с частицами MoS_2 :
а – покрытый образец; б – контртело (сталь ХВГ)

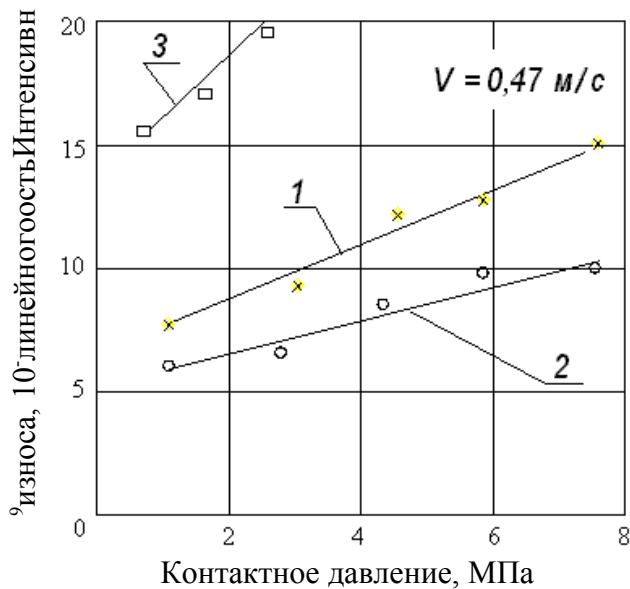


Рис. 2. Зависимость интенсивности линейного износа контртела от контактного давления

В процессе трения (рис. 1) происходит образование защитной пленки из MoS_2 (темные области) как на поверхности дорожки трения покрытого образца, так и на дорожке трения стального контртела. В ходе исследований были получены зависимости интенсивности линейного износа контртела от контактного давления (рис. 2.) при работе как с композиционными самосмазывающимися покрытиями (кривые 1 и 2), так и с базовыми анодно-искровыми покрытиями на алюминии (кривая 3).

Из представленных зависимостей видно, что в интервале рабочих давлений 0,5 – 6 МПа наиболее работоспособным является покрытие, модифицированное частицами дисульфида молибдена, имеющего меньшую величину линейного износа. Происходит это за счет разных условий трения. В случае с покрытием, имеющим частицы графита, интенсивность линейного износа выше, чем в случае покрытия с дисульфидом молибдена, в результате худших смазывающих свойств графита и меньшей концентрации частиц в покрытии. В случае с покрытием, имеющим частицы дисульфида молибдена в достаточном количестве, трение происходит в условиях твердой смазки, что ведет к снижению величины интенсивности линейного износа контртела. Можно сделать вывод о преимуществах разработанных самосмазывающихся анодно-искровых покрытий над базовыми покрытиями на алюминии как при трении покрытия по покрытию, так и при трении покрытия по непокрытым стальным деталям.

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, 1981. 115 с.
3. Федоров В.А. Разработка основ применения легких сплавов в качестве материалов триботехнического назначения за счет формирования поверхностного керамического слоя: Дисс. ... д-ра техн. наук. Москва, 1993. 303 с.

УДК 621.891

Ю.И. Морозова
Тверской государственный технический университет

УПРАВЛЕНИЕ ФРИКЦИОННЫМ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕМ ГИБКОЙ СВЯЗИ С КОНТРЕЛОМ

Гибкие связи типа лент имеют широкое применение. Соотношения для расчета фактической площади контакта и силы трения лент и результаты экспериментальных исследований [1-3] показывают, что управление интенсивностью фрикционного взаимодействия ленты с контртелом возможно при изменении фактической площади контакта (ФПК), адгезионной и деформационной составляющих удельной силы трения, а также нормального усилия, используя электрическое или магнитное поля. ФПК тканых лент произвольного порядка сложности A_{ri} можно получить из формулы:

$$A_r = \left(\frac{N}{0,43 k_3 E_n} \right)^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} \left[0,5 t_m A_a \left(\frac{r}{R_p} \right)^\nu \right]^{\frac{1}{2\nu+1}},$$

где R_p , t_m , ν , k_3 – параметры микрогеометрии; r – приведенный радиус закругления вершин микровыступов; E_n – приведенный модуль упругости; N – нормальная нагрузка; A_r – ФПК сплошных лент; A_a – номинальная площадь контакта НПК,

$$A_{ri} = \frac{(1,6)^{2-0,5^{i-2}} (4,11 n)^{0,5^{i-1}} m^{3-1 \cdot 0,5^{i-1}} N^{1-3^{-1} \cdot 0,5^{i-1}}}{(k E_{ni})^{3^{-1} \cdot 0,5^{i-2}} \prod_1^{j-1} E_{jn}^{0,5^j}},$$

где n , m , k , i , j – параметры геометрии и степени сложности нитей.

Управление ФПК сплошной и тканой лент, при постоянной нормальной нагрузке, возможно при изменении модулей упругости контактирующих тел, параметров микрогеометрии, степени сложности нитей тканой ленты. Однако функциональное назначение лент и технологические особенности их производства часто накладывают ограничения на возможности воздействия на ФПК.

Малоперспективным представляется управление деформационной составляющей удельной силы трения, поскольку она заметно проявляется при низком качестве обработки поверхностей. Функциональное назначение и повышение требования к износостойкости обуславливают чистоту обработки поверхностей сплошных лент и контртел, поэтому деформационная составляющая существенно ниже адгезионной.

Более оптимальным для управления интенсивностью фрикционного взаимодействия является изменение адгезионной составляющей удельной

силы трения. Это возможно при использовании изменения нормального усилия на контакте за счет действия электрического и магнитных полей. При этом необходимо изготавливать элементы пары трения из материалов, обладающих электретыными или магнитными свойствами.

Рассмотрим, в какой мере может повлиять изменение нормального усилия на контакте ленты со шкивом за счет сил электрического и магнитного взаимодействия на связь между силами натяжения в набегающей и сбегающей ветвях гибкой связи.

Запишем условие равновесия элемента ленты, опирающегося на шкив, с учетом магнитного или электростатического взаимодействий:

$$\begin{aligned} dT = dF = \tau dA_r = \tau_0 dA_r + \beta dN; \\ dN = T d\alpha \pm dQ = (T \pm qbR) d\alpha. \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь dF и dT – сила трения и разность сил натяжения на элементе ленты, ограниченном углом $d\alpha$; τ – удельная сила трения; dA_r – ФПК; τ_0 и β – константы адгезионного взаимодействия; dN – реакция опоры; T – сила натяжения; dQ – сила магнитного или электростатического взаимодействия, знаки плюс и минус соответствуют притяжению и отталкиванию; q – интенсивность электростатического или магнитного взаимодействия; b – ширина ленты; R – радиус шкива.

Учитывая, что

$$dA_r = B_2 dN^\gamma dA_a^{1-\gamma}, \quad (2)$$

где B_2 и γ – коэффициенты, учитывающие структурные и физикомеханические характеристики лент, dA_a – номинальная площадь контакта элемента ленты:

$$dA_a = bR d\alpha. \quad (3)$$

Из совместного рассмотрения соотношений (1), (2), (3) получаем дифференциальное уравнение типа Бернулли

$$\frac{dT}{d\alpha} = \tau_0 B_2 (bR)^{1-\gamma} (T \pm qbR)^\gamma + \beta (T \pm qbR).$$

Решение этого уравнения имеет вид

$$T_2 = \left\{ \left[B/\beta + (T_1 \pm qbR)^{1-\gamma} \right] \exp[\beta(1-\gamma)\alpha] - B/\beta \right\}^{\frac{1}{1-\gamma}} \pm qbR. \quad (4)$$

Здесь $B = B_2 (bR)^{1-\gamma} \tau_0$. Из формулы (4) следует, что силы электростатического или магнитного взаимодействия (qbR) дополняют силы натяжения в набегающей и сбегающей ветвях. Однако в случае исчезновения силы натяжения в сбегающей ветви сила натяжения в набегающей ветви не исчезает, что возможно в обычных ленточных или плоскоремённых переда-

чах, а поддерживается усилием электростатического или магнитного взаимодействия. В случае, если $B/\beta \ll (T_1 \pm qbR)^{1-\gamma}$, соотношение (4) приводится к виду

$$T_2 = (T_1 \pm qbR) \exp(\beta\alpha) \pm qbR.$$

Последнее выражение представляет собой формулу Эйлера с поправкой на электростатическое или магнитное взаимодействие. Изменение знака взаимодействия (переход от притягивания к отталкиванию) можно использовать для управления проскальзыванием ленты по шкиву вплоть до останова шкива при движущейся ленте. Это применимо к условиям работы лент, приводящих в движение веретена и бобины в текстильных станках, и может быть использовано в целях снижения износа лент и шкивов. Использование же сил притяжения, уровень которых легко регулируется изменением задаваемой интенсивности взаимодействия, позволяет управлять тяговой способностью ленты. Кроме того, снижается потребность в натяжном устройстве и повышается угол охвата лентой шкива.

Библиографический список

1. Основы трибологии / Н.А. Буше, Н.Б. Демкин, А.В. Чичинадзе и др. М.: Центр «Наука и техника», 1995. 777 с.
2. Беркович И.И., Морозова Ю.И. Контактное взаимодействие дисперсных структур // Механика и физика фрикционного контакта. Тверь: ТГТУ, 1998. С. 27-37.
3. Морозова Ю.И. Площадь контакта и некоторые закономерности трения лент // Механика и физика контактного взаимодействия. Калинин: КГУ, 1985. С. 58-63.

УДК 621.179

В.Л. Хренов, В.В. Мешков, Р.С. Вареца, А.В. Волянский
Тверской государственный технический университет

О СОВРЕМЕННЫХ МЕТОДАХ ИССЛЕДОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ И ТРЕНИЯ НА НАНОУРОВНЕ

Существует большое количество методов экспериментальной оценки шероховатости поверхности [1, 2].

Наиболее распространены щуповые методы, сущность которых состоит в том, что игла с малым радиусом закругления (2-10 мкм) скользит по поверхности, повторяя ее рельеф. Перемещения иглы в вертикальном направлении преобразуются в электрические сигналы, которые усиливаются и записываются в виде профилограмм и обычно оцифровываются для обработки компьютером. Достоинства щупового метода очевидны: хоро-

шее приборное обеспечение и простота интерпретации результатов измерения. Современные профилометры в состоянии выдавать большой набор параметров шероховатости с высокой точностью.

Активно применяются оптические методы, использующие электромагнитное излучение (методы светового сечения, теневой проекции, интерференционный метод и т. д.) [2]. Наибольшее распространение получили оптические методы, обеспечивающие высокое разрешение по вертикали ($< 0,1$ нм). На основе закономерностей рассеяния света, отраженного от неровностей поверхности, удается определить ряд важных характеристик шероховатой поверхности, например, среднеквадратичное отклонение профиля, угол наклона неровностей, радиус корреляции и т. д.

Для измерения параметров шероховатости используются методы эллипсометрии, а также электрические и термические методы, основанные на прохождении электричества и тепла через контакт шероховатых тел [2]. Следует упомянуть также методы, основанные на контактировании жидкостей или газов с шероховатой поверхностью.

В последние годы интенсивно развиваются методы, использующие принципы туннельной микроскопии [1, 2].

Оценка качества обработки на основании традиционных измерений высотных параметров рельефа на макро- и микроуровне (отклонение формы, волнистость, шероховатость) оказывается малоэффективной для сверхгладких поверхностей из-за недостаточной чувствительности щуповых и оптических методов к отклонениям высоты и, в особенности, шаговых размеров нанометрового масштабного диапазона. Опыт эксплуатации прецизионных узлов показывает, что при формировании контактных поверхностей должны быть учтены наиболее тонкие молекулярные механизмы их взаимодействия, которые в свою очередь существенно зависят не только от высоты, но и формы, ориентации и характера анизотропии неровностей. Чем глаже поверхности трения, тем более тонкие особенности их топографии должны учитываться при выборе способов финишной обработки. Исследование топографии поверхностей в микро- и субмикромасштабном диапазоне может также дать важную информацию о процессах, происходящих при различных способах высокоэнергетического воздействия на поверхность твердого тела.

Методы зондовой сканирующей микроскопии поверхности (сканирующей туннельной микроскопии – СТМ, атомно-силовой микроскопии – АСМ) дают возможность исследования неровностей нанометрового масштаба, что позволяет исследовать отдельные элементы микрорельефа, в том числе их субмикрорельеф. Кроме того, СТМ и АСМ позволяют получать трехмерные изображения участков поверхностей, что, очевидно, может дать больше информации, чем профилометрирование.

Анализ современных тенденций показывает, что интересы техники и науки сместились в сторону получения данных об очень гладких поверхностях, т.е. элементах шероховатости микро- и нанометрового масштаба, и воссоздания изображения образа реальной поверхности.

Сканирующие методы позволяют более адекватно отображать поверхность как трехмерный объект, представляя в распоряжение триболога параметры не только профиля, но и всей поверхности, т.е. трехмерную карту ее высот [1]. Повышение точности и разрешающей способности методов измерения шероховатости, в том числе бесконтактных, позволяет получать информацию о тонкой геометрической структуре поверхности, включая субшероховатость и атомарную шероховатость [3].

Новое и не менее важное качество методов АСМ и СТМ – возможность исследования трения на наноуровне. Подтверждением тому служит увеличивающееся в последние годы количество экспериментальных работ.

В работе [4] с помощью сканирующего зондового микроскопа экспериментально исследовали наноадгезионные характеристики при взаимодействии наконечников микроскопа с различными радиусами при вершине и плоскими поверхностями различных материалов.

Проведены эксперименты на атомно-силовом микроскопе с целью проверки данных моделирования молекулярной динамики трения [5]. Результаты моделирования и экспериментов на АСМ показали, что термохимический износ – основной механизм износа высокоточного алмазного режущего инструмента.

Описаны эксперименты с использованием атомно-силового микроскопа по измерению силы трения в ультравысоком вакууме [6].

С помощью атомно-силовой микроскопии провели эксперименты по высоконагруженному трению и износу поверхности пленок высоко ориентированных молекул окиси ванадия V_2O_5 , нанесенных на кремний [7]. Коэффициент микротрения был измерен в широком диапазоне нагрузок.

Исследование контактной механики и силы трения между наконечником атомно-силового микроскопа и углеродными пленками на наноуровне показало хорошее согласование экспериментальных данных с данными контактной теории для поверхностей с произвольной шероховатостью [8, 9].

В работе [10] представлена простая и достоверная методика модифицирования нанометрового слоя поликарбонатной поверхности с использованием атомно-силового микроскопа. Эта методика очень интересна для получения поверхностей с заданной микро- и субмикрощероховатостью.

В работах [11, 12] обнаружены различия нанотопографии поверхности исходного и модифицированного арамида и предложена модель адгезионного контакта.

Такое приложение в использовании сканирующей микроскопии поверхности делает ее незаменимой в исследовательском арсенале нанотрибологии.

Библиографический список

1. Surface roughness and texture analysis microscale / N. K. Myshkin, A. Ya. Grigoriev, S. A. Chizhik, K. Y. Choi, M. I. Petrokovets // *Wear*. 2003. V. 254. P. 1001-1009.
2. Мышкин М.К., Петроковец М.И. Трибология. Принципы и приложения. Гомель: ИММС НАНБ, 2002. 310 с.
3. Stachowiak G.W., Podsiadlo P. Classification of tribological surfaces // *Tribology International*. V. 37. P. 211-217.
4. Eui-Sung Yoon, Seung Ho Yang, Hung-Gu Han, Hosung Kong. An experimental study on the adhesion at a nano-contact // *Wear*. 2003. V. 254. P. 974-980.
5. Modeling and simulation of the tool wear in nanometric cutting / K. Cheng, X. Luo, R. Ward, R. Holt // *Wear*. 2003. V. 255. P. 1427-1432.
6. Friction and wear on the atomic scale / E. Gnecco, R. Bennewitz, A. Socoliuc, E. Meyer // *Wear*. 2003. V. 254. P. 859-862.
7. Gulbinski W., Suszko T., Pailhary D. High load AFM friction and wear experiments on V₂O₅ thin films // *Wear*, 2003. V. 254. P. 988-993.
8. Buzio R., Boragno C., Valbusa U. Nanotribology of cluster assembled carbon films // *Wear*. 2003. V. 254. P. 981-987.
9. Buzio R., Boragno C., Valbusa U. Contact mechanics and friction of fractal surfaces probed by atomic force microscopy // *Wear*. 2003. V. 254. P. 917-923.
10. Iwata F., Yamaguchi M., Sasaki A. Nanometer-scale layer modification of actions polycarbonate surface by scratching with tip oscillation using an atomic force microscope // *Tribology International*. 2003. V. 254. P. 1050-1055.
11. Meshkov V.V., Chizhik S.A., Sviridenok A.I. On modelling adhesional monofiber-thermoplast contact using AFM-data. // *Proc. of Int. Conference of Polymer Processing*. Sweden. 1997.
12. Meshkov V.V., Chizhik S.A. On influence of adhesion in monofibre- thermoplast microcontact on strength of fiber-reinforced composites // *Proc. of Fourth International Conference on Composites Engineering*. USA. Big Island of Hawaii, 1997. P. 657-658.

УДК 621.81.004

А.С. Иванов
Московский технический университет им. Н.Э. Баумана

РАСЧЕТЫ НА КОНТАКТНУЮ ЖЕСТКОСТЬ ПРИ КОНСТРУИРОВАНИИ МАШИН

В данной работе рассматриваются контактные сближения в основном неподвижных сопряжений, причем при повторном нагружении (то есть после нескольких нагружений), так как большинство сопряжений (резьбовые соединения, сопряжения шпонок с валами и ступицами, сопряжения подшипников с валами и корпусами и т.д.) подвергаются многократным сборкам и разборкам; кроме того, в испытательных и лабораторных установках при исследовании резьбовых соединений, соединений с натягом и др. соединение многократно собирается и разбирается, а в ответственных конст-

рукциях, прежде чем ввести их в эксплуатацию, предварительно подвергают перегрузке величиной порядка 30 %, чтобы убедиться в их надежности. В этом случае контактные деформации можно считать упругими.

Если отдельные микронеровности моделировать в виде эллипсоидов, главными радиусами кривизны которых являются продольный и поперечный радиусы кривизны закругления вершин, а волны – в виде эллипсоидов или цилиндров, то сближение y в контакте шероховатых волнистых поверхностей, вызванное упругими деформациями, составляет [1, 2, 3]:

в случае волны эллипсоидной формы

$$\delta = \delta_{\text{шу}} + \delta_{\text{в}} = \left[\frac{n_{\delta}^{3/2} (\Sigma k)^{0,5} R_{z1}^{v1} R_{z2}^{v2} k_1 r_1 r_2 F}{0,3 A_c k_4 b_1 v_1 (v_1 - 1) b_2 v_2 (v_2 - 1) (r_1 + r_2)} \right]^{\frac{1}{v_1 + v_2 + 0,5}} + \left[\frac{325 n_{\delta} k_1 (n_a n_b)^{0,5} (W \max_1 + W \max_2) F}{(R_1 + R_2)^{0,5} (n_1'' n_2'')^{0,5} A_a} \right]^{0,4}; \quad (1)$$

в случае волны цилиндрической формы

$$\delta = \delta_{\text{шу}} + \delta_{\text{в}} = \left[\frac{n_{\delta}^{3/2} (\Sigma k)^{0,5} R_{z1}^{v1} R_{z2}^{v2} k_1 r_1 r_2 F}{0,3 A_c k_4 b_1 v_1 (v_1 - 1) b_2 v_2 (v_2 - 1) (r_1 + r_2)} \right]^{\frac{1}{v_1 + v_2 + 0,5}} + \left\{ \frac{(4b'')^2 (R_1^{0,5} + R_2^{0,5}) (W \max_1 + W \max_2)}{\pi l_1 l_2 A_a} \left[\frac{1 - \mu_1^2}{E_1} \left(0,41 + \ln \frac{2R_1}{b''} \right) + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \left(0,41 + \ln \frac{2R_2}{b''} \right) \right] F \right\}^{0,67}, \quad (2)$$

где $\delta_{\text{шу}}$, $\delta_{\text{в}}$ – сближения, возникающие вследствие упругого деформирования микронеровностей и волн; n_{δ} – коэффициент, зависящий от главных кривизн соприкасающихся тел; $\Sigma k = 1/r_1' + 1/r_1'' + 1/r_2' + 1/r_2''$ – сумма главных кривизн 1-й и 2-й соприкасающихся поверхностей; R_{z1} и R_{z2} – высотные параметры шероховатости; v_1 , b_1 и v_2 , b_2 – параметры кривых опорных поверхностей; r_1 и r_2 – приведенные радиусы кривизны вершин микронеровностей; F – нормальная сила; A_c – контурная площадь; $k_1 = (1 - \mu_1^2)/E_1 + (1 - \mu_2^2)/E_2$; μ_1 , μ_2 – коэффициенты Пуассона; E_1 , E_2 – модули упругости; k_4 – коэффициент, зависящий от параметра χ , характеризующего закон распределения выступов по высоте (при $\chi = 0,5$ коэффициент $k_4 = 1,45$, при $\chi = 1$ коэффициент $k_4 = 0,06$, при $\chi = 2$ коэффициент $k_4 = 0,002$);

n_a, n_b – коэффициенты, зависящие от главных кривизн соприкасающихся тел; $W_{\max 1}, W_{\max 2}$ – высота волн; R_1, R_2 – приведенные радиусы кривизны волн; n''_1, n''_2 – число волн на контактирующих поверхностях; b'' – полуширина площади контакта цилиндрической волны с плоскостью; β – коэффициент пропорциональности; l_1, l_2 – длины волн; A_a – номинальная площадь контакта.

Э.В. Рыжовым приведены [3] примеры расчетов по формулам (1), (2) численных значений δ . Из анализа результатов расчетов следует, что они достаточно трудоемки и требуют знания значений большого числа параметров.

Конструктор при разработке рабочего чертежа детали задает ее материал и параметры поверхности (пусть поверхность плоская): среднюю арифметическую высоту Ra микронеровностей, размеры поверхности, допуск плоскостности Δ . Может также задаваться вид обработки поверхности. Таким образом, конструктор располагает лишь знанием значений параметров E, Ra, l, b, Δ и вида обработки, где E – модуль упругости детали; l и b – длина и ширина поверхности. Естественно, обладание такой информацией недостаточно для расчета сближений в контакте, но может оказаться достаточным для пересчета сближений поверхностей с одними конструктивными параметрами на другие. Разработка зависимости, позволяющей оценивать сближение в контакте путем пересчета, является целью данной работы.

Параметры кривой опорных поверхностей v_1 и v_2 обычно близки значению 2 [1–4], поэтому из выражения (1) следует формула

$$\delta \approx c_1 \left(\frac{F}{A_c E} \right)^{0,22} + c_2 \left(\frac{F}{A_a E} \right)^{0,4}, \quad (3)$$

а из выражения (2) формула

$$\delta \approx c_3 \left(\frac{F}{A_c E} \right)^{0,22} + c_4 \left(\frac{F}{A_a E} \right)^{0,67}, \quad (4)$$

где c_1, c_2, c_3, c_4 – коэффициенты пропорциональности.

В работе [3] численными расчетами показано, что при реальных соотношениях шероховатости и волнистости в выражениях (1), (2) вторая компонента составляет около 90 % суммарного сближения δ . Поэтому на основе формул (3), (4) можно сделать вывод, что при повторном деформировании шероховатых волнистых поверхностей сближение δ связано с номинальным напряжением (давлением) в контакте $\sigma = F/A_a$ зависимостью

$$\delta = c (E_{ст}/E)^m \sigma^m, \quad (5)$$

где c – коэффициент, зависящий от шероховатости контактирующих поверхностей и вида их обработки, полученный по результатам испытаний

на контактную жесткость стальных образцов; $E_{ст}$ – модуль упругости стали; E – приведенный модуль упругости контактирующих материалов; $m = 0,4...0,6$ – показатель степени. Далее с учетом результатов исследования З.М. Левиной, Д.Н. Решетова и В.В. Каминской [5, 6] будем считать $m = 0,5$.

Результаты испытаний на контактную жесткость поверхностей образцов из разных материалов представлены на рис. 1 в логарифмических координатах. Рассматриваются результаты испытаний, полученные Н.Б. Демкиным, П.Д. Нетяговым [7] (табл. 1), где испытуемый образец с модулем упругости E_1 контактировал со стальной закаленной поверхностью, и А.С. Лapidусом, Э.А. Майоровой [8] (табл. 2), где образец с модулем упругости E_1 контактировал с чугуной поверхностью. По оси ординат (рис. 1) отложено отношение сближения образца из исследуемого материала δ к сближению образца из стали $\delta_{ст}$.

Таблица 1. Свойства материалов

| Материал образца | E_1 , МПа | δ , мкм | $\delta/\delta_{ст}$ | E , МПа | $E_{ст}/E$ | $(E_{ст}/E)^{0,5}$ |
|------------------|-------------------|----------------|----------------------|-------------------|------------|--------------------|
| Сталь 35 | $2,1 \cdot 10^5$ | 6,9 | 1,00 | $2,1 \cdot 10^5$ | 1,00 | 1,00 |
| Сталь 48 ВНИК | $1,95 \cdot 10^5$ | 7,8 | 1,14 | $2,02 \cdot 10^5$ | 1,04 | 1,02 |
| ВТ1 | $1,05 \cdot 10^5$ | 7,7 | 1,13 | $1,4 \cdot 10^5$ | 1,50 | 1,22 |
| ВАД | $0,71 \cdot 10^5$ | 9,5 | 1,40 | $1,07 \cdot 10^5$ | 1,96 | 1,40 |

Таблица 2. Свойства материалов

| Материал образца | E_1 , МПа | E , МПа | $\Delta/\delta_{ст}$ | $E_{ст}/E$ | $(E_{ст}/E)^{0,5}$ |
|------------------|-------------|-----------|----------------------|------------|--------------------|
| Гетинакс | 6500 | 12200 | 3,62 | 17,21 | 4,15 |
| Капрон Б | 4400 | 8430 | 5,07 | 24,91 | 4,99 |
| Полиамид 68 | 4100 | 7880 | 5,07 | 26,65 | 5,16 |
| Текстолит ПТ | 5800 | 11000 | 7,25 | 19,09 | 4,37 |
| Винипласт | 3900 | 7510 | 7,25 | 27,96 | 5,29 |

Результаты испытаний аппроксимированы прямой линией. Получение угла α наклона прямой к оси абсцисс, при котором $\text{tg } \alpha = 0,5$, свидетельствует о справедливости зависимости (5) при $m = 0,5$.

В работе [9] в результате обобщения экспериментальных данных [3, 5, 6 и др.] по жесткости плоских стыков получены значения коэффициента c для поверхностей, изготовленных из разных материалов с разными значениями Ra . Пересчет этих значений с помощью зависимости (5) на материал контактирующей пары сталь-сталь позволил получить справочные данные (табл. 3) по значениям коэффициента c для различных видов обработки стальных поверхностей при разных значениях Ra .

В работе [3] решен пример, в котором требовалось вычислить сближение двух чугунных деталей площадью контакта $A_a = 1500000 \text{ мм}^2$ при повторном нагружении силой $F = 147000 \text{ Н}$ (поверхности шабрены с числом пятен $n'' = 12$ на площади $25 \times 25 \text{ мм}^2$ с глубиной шабрения $0,007 \text{ мм}$). Получено $\delta = 0,00417 \text{ мм}$. Оценим сближение по формуле (5) с использованием табл. 3, приняв, что шабренная поверхность эквивалентна шлифованной с $Ra = 0,32 - 0,63 \text{ мкм}$. В этом случае $c = 0,001 \text{ мм}^2/\text{Н}^{0,5}$. Учитывая, что модули упругости стали и чугуна составляют $E_{ст} = 2,1 \cdot 10^5 \text{ МПа}$ и $E_{чуг} = 1 \cdot 10^5 \text{ МПа}$, получаем $\delta = c(E_{ст}/E)^{0,5}(F/A_a)^{0,5} = 0,001 \cdot [2,1 \cdot 10^5 / (1 \cdot 10^5)]^{0,5} \cdot (147000/1500000) = 0,0041 \text{ мм}$. Видим, что расчет стал проще при достаточной точности расчета.

З.М. Левиной и Д.Н. Решетовым [5] принято, что контактная жесткость деталей с малой номинальной площадью контакта определяется в основном только деформациями микронеровностей, расположенных на гребнях волн, сжатием и распрямлением этих волн, а влияние масштабного фактора определяется отклонением от плоскостности. Предложено контактное сближение при наличии отклонения от плоскостности вычислять по формуле

$$\delta = \varepsilon \varepsilon \sigma^{0,5}, \quad (6)$$

где ε – коэффициент влияния масштаба, который вычисляется в зависимости от вида отклонения от плоскостности: выпуклости, волнистости, вогнутости. Предположено, что в случае выпуклости и вогнутости форма поверхности по длине описывается параболой, а в случае волнистости – косинусоидой.

Отклонение от плоскостности поверхности детали в значительной степени определяется способами закрепления заготовки на станке и обработки этой поверхности, а также жесткостью заготовки и станка. Во многих случаях конструктивные особенности детали делают номинально плоскую обрабатываемую поверхность вогнутой. Примером такой поверхности является обрабатываемая фрезерованием плоскость разъема корпусной детали (рис. 2).

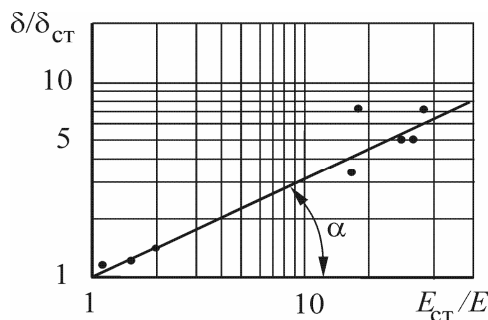


Рис. 1. Результаты испытаний на контактную жесткость

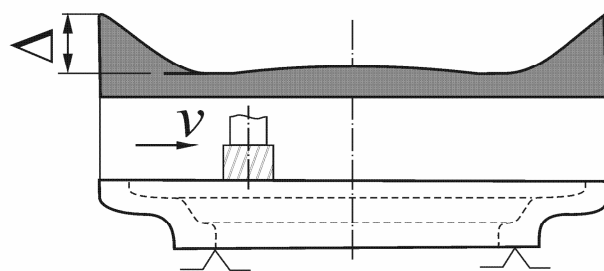


Рис. 2. Схема обработки корпусной детали

При наличии вогнутости (образующие - две прямые) в работе [5] получено:
если $\varepsilon < a$, то

$$\varepsilon = (3a)^{1/3}; \quad (7)$$

если $\varepsilon > a$, то

$$\varepsilon = 0,5a + (1 - a^2/12)^{0,5}, \quad (8)$$

где $a = \Delta_0/(c\sigma^{0,5})$, Δ_0 – величина наибольшего отклонения.

Волнистость конструктор обычно рассматривает как часть отклонения формы, которая в частном случае плоской поверхности есть часть отклонения плоскостности [10]. Поэтому можно считать, что

$$\Delta_0 = \Delta - W_{\max}, \quad (9)$$

где Δ – допуск плоскостности, регламентированный ГОСТ Р 50891-96 [10], (табл. 3), задаваемый в зависимости от степени точности (табл. 4); W_{\max} – высота волны волнистых поверхностей [3, 4] (табл. 4).

Таблица 3. Значение допуска плоскостности

| Номинальная длина (диаметр), мм | Δ для степеней точности, мкм | | | | | | | |
|------------------------------------|-------------------------------------|-----|----|----|----|----|----|-----|
| | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 |
| Св. 25 до 40 | 1,2 | 2 | 3 | 5 | 8 | 12 | 20 | 30 |
| Св. 40 до 63 | 1,6 | 2,5 | 4 | 6 | 10 | 16 | 25 | 40 |
| Св. 63 до 100 | 2 | 3 | 5 | 8 | 12 | 20 | 30 | 50 |
| Св. 100 до 160 | 2,5 | 4 | 6 | 10 | 16 | 25 | 40 | 60 |
| Св. 160 до 250 | 3 | 5 | 8 | 12 | 20 | 30 | 50 | 80 |
| Св. 250 до 400 | 4 | 6 | 10 | 16 | 25 | 40 | 60 | 100 |
| Св. 400 до 630 | 5 | 8 | 12 | 20 | 30 | 50 | 80 | 120 |

Таблица 4. Характеристики микрогеометрии

| Вид обработки | Класс чистоты | Ra , мкм | c , $\text{мм}^2/\text{Н}^{0,5}$ | Высота волны W_{\max} , мкм | Степень точности |
|---------------|---------------|-------------|------------------------------------|-------------------------------|------------------|
| Строгание | 3-й | 8 – 16 | 0,001 – 0,007 | 18 | 9 – 10 |
| | 4-й | 5 – 8 | 0,0009 – 0,005 | 12 | 9 – 10 |
| | 5-й | 2,5 – 5 | 0,0008 – 0,0025 | 3,5 | 7 – 8 |
| Фрезерование | 4-й | 5 – 8 | 0,0009 – 0,005 | 40 | 9 – 10 |
| | 5-й | 2,5 – 5 | 0,0008 – 0,0025 | 15 | 7 – 8 |
| | 6-й | 1,25 – 2,5 | 0,0006 – 0,0012 | 9 | 5 – 6 |
| | 7-й | 0,63 – 1,25 | 0,0005 – 0,001 | 7,5 | 5 – 6 |
| Точение | 4-й | 5 – 8 | 0,0015 – 0,0043 | 12 | 7 – 8 |
| | 5-й | 2,5 – 5 | 0,001 – 0,004 | 10 | 7 – 8 |
| | 6-й | 1,25 – 2,5 | 0,0008 – 0,0033 | 4 | 5 – 6 |
| | 7-й | 0,63 – 1,25 | 0,0005 – 0,001 | 3 | 5 – 6 |

Продолжение табл. 4

| Вид обработки | Класс чистоты | Ra , мкм | c , мм ² /Н ^{0,5} | Высота волны W_{max} , мкм | Степень точности |
|----------------------|---------------|-------------|---|------------------------------|------------------|
| Плоское шлифование | 6-й | 1,25 – 2,5 | 0,0008 – 0,003 | 9 | 5 – 6 |
| | 7-й | 0,63 – 1,25 | 0,0007 – 0,0025 | 7,5 | 5 – 6 |
| | 8-й | 0,32 – 0,63 | 0,0005 – 0,0014 | 3,75 | 5 – 6 |
| | 9-й | 0,16 – 0,32 | 0,0003 – 0,0011 | 1,2 | 3 – 4 |
| Круглое шлифование | 6-й | 1,25 – 2,5 | 0,0005 – 0,0021 | 6 | 5 – 6 |
| | 7-й | 0,63 – 1,25 | 0,0004 – 0,0019 | 3 | 5 – 6 |
| | 8-й | 0,32 – 0,63 | 0,0003 – 0,0014 | 2 | 5 – 6 |
| | 9-й | 0,16 – 0,32 | 0,0002 – 0,0011 | 0,75 | 3 – 4 |
| | 10-й | 0,08 – 0,16 | 0,0002 – 0,0006 | 0,5 | 3 – 4 |
| Доводка поверхностей | 10-й | 0,08 – 0,16 | 0,0002 – 0,0004 | 0,5 | 3 – 4 |
| | 11-й | 0,04 – 0,08 | 0,0001 – 0,0003 | 0,25 | 3 – 4 |

О справедливости формул (7) – (9) свидетельствуют результаты экспериментальных исследований, приведенные в работах [5, 11].

Изготовили две узкие балки длиной 500 мм высокой жесткости. Контактные поверхности обеих балок шабрили до высокой степени плоскостности, а затем контактной поверхности второй балки путем шабровки придали вогнутость (образующие – две прямые) с наибольшим отклонением от плоскостности 18 мкм. При центральном нагружении измерялись контактные сближения этих балок с жесткой плитой. Сближения, замеренные в результате экспериментов (сплошные линии), а также результаты пересчета по формулам (7) – (9) сближений первой балки на вторую (пунктирная линия) представлены на рис. 3.

Результаты экспериментальных исследований сближений при повторном нагружении ($\sigma = 10$ МПа), выполненных Г.Е. Чихладзе [11] на круглых стыках разной площади (от 7 до 24000 мм²), приведены на рис. 4. Контактующие поверхности обрабатывали строганием (кружки) и шлифованием (треугольники). Прямые линии получены расчетом по формулам (6) – (9) с использованием данных табл. 3 и 4. Из анализа рис. 3 и 4 видно, что расчетные и экспериментальные данные достаточно хорошо согласуются.

Производя расчеты по формулам (5) – (9), можно заметить, что с увеличением размера контактной поверхности показатель степени m в зависимости δ от σ снижается и стремится к значению 0,3.

Таким образом, в данной работе получена удобная для применения на стадии проектирования зависимость, связывающая сближение δ с параметрами, известными конструктору: коэффициентом c , зависящим от вида обработки и средней арифметической высоты микронеровностей поверхностей Ra ; коэффициентом влияния масштаба ε , зависящим, согласно фор-

мулам (7) – (9), от наибольшего размера поверхности контакта (см. табл. 3) и волнистости поверхностей (см. табл. 4); приведенного модуля упругости E контактирующих материалов; номинального напряжения в контакте σ :

$$\delta = c\varepsilon(E_{ст}/E)^{0,5} \sigma^{0,5}. \quad (10)$$

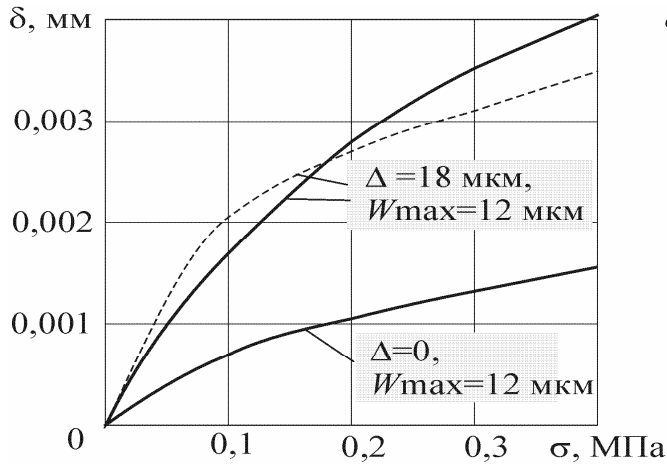


Рис. 3. Зависимость сближения от нагрузки

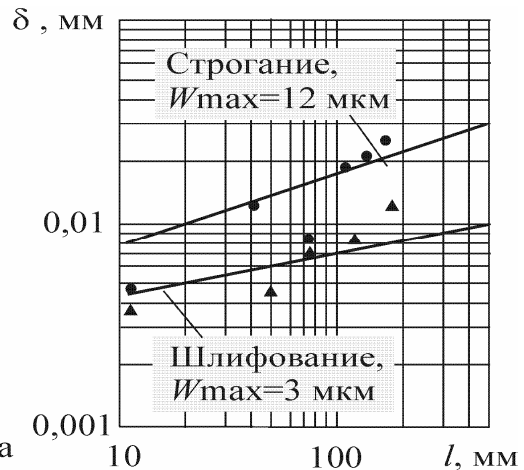


Рис. 4. Результаты экспериментальных исследований [11]

При определении значений параметров, входящих в формулу (10), следует учитывать следующее. Коэффициент c находят по табл. 4, понимая под средней арифметической высотой микронеровностей Ra полусумму параметров Ra_1 и Ra_2 контактирующих поверхностей:

$$Ra = 0,5(Ra_1 + Ra_2).$$

Если следы обработки на контактирующих поверхностях параллельны, то выбирают верхнее значение c из диапазона, а если перпендикулярны – то нижнее. Коэффициент влияния масштаба для притертых и шабренных поверхностей равен единице. Проведенный модуль упругости контактирующих материалов равен

$$E = 2E_1E_2/(E_1 + E_2).$$

Конструктора интересуют не только сближения, но и углы поворота в стыке контактирующих деталей. Если стык сжат силой, при которой в нем возникают номинальные напряжения σ_0 , а затем к нему приложен опрокидывающий момент M , то под действием этого момента возникает угол поворота φ стыка, вызванный контактной деформацией, который можно оценить по формуле

$$\varphi \approx k\varepsilon M / I,$$

где k – коэффициент контактной податливости, численно равный тангенсу угла наклона касательной к графику зависимости сближения δ от напряжения σ при $\sigma = \sigma_0$; I – момент инерции стыка.

В данной работе, в отличие от [5], коэффициент влияния масштаба при вычислении как сближения, так и угла поворота стыка принят одинаковым. Это объясняется тем, что, стыки, нагружаемые опрокидывающим моментом, обычно имеют форму узкого кольца либо двух или четырех прямоугольников, разнесенных по длине и (или) ширине контактирующих деталей на значительные расстояния, а образование выпуклости на их поверхности возможно как на наружной, так и внутренней кромках (рис. 5). Но формулы (7), (8) справедливы в случае вогнутости, образованной как одной – двумя, так и несколькими прямыми. В справедливости последнего утверждения можно убедиться, повторив вывод формул, приведенный в работе [5], для вогнутостей, образованных несколькими прямыми. Следовательно, формулы (7), (8) верны и в случае равномерного распределения выпуклостей по поверхности контакта, а поэтому коэффициент влияния масштаба при вычислении как сближения, так и угла поворота стыка можно принимать одинаковым.

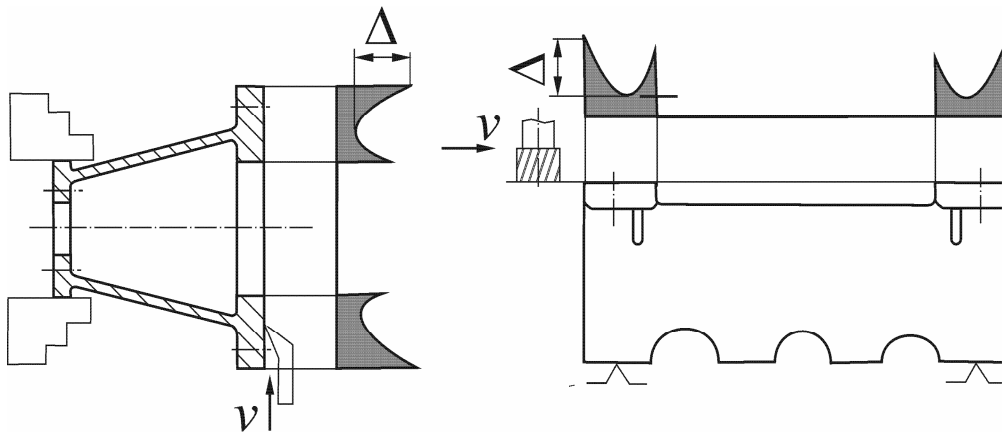


Рис. 5. Схема обработки точением и фрезерованием

Библиографический список

1. Демкин Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей. М.: Наука, 1970. 227 с.
2. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В.. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 224 с.
3. Рыжов Э.В. Контактная жесткость деталей машин. М.: Машиностроение, 1966. 196 с.
4. Комбалов В.С. Инженерные расчеты в триботехнике // Научно-технический прогресс в машиностроении. Вып.19. М.: Междунар. центр науч. и технич. информации, ин-т машиноведения им. А.А. Благонравова АН СССР, 1990. 152 с.
5. Левина З.М., Решетов Д.Н. Контактная жесткость машин. М.: Машиностроение, 1971. 264 с.
6. Каминская В.В., Левина З.М. Расчет жесткости станков: Учеб. пособие для слушателей заочных курсов повышения квалификации инженеров-конструкторов в машиностроении. М.: Машиностроение, 1983. 47 с.

7. Демкин Н.Б., Нетягов П.Д. Контактная жесткость при повторном нагружении стыка деталей машин // Жесткость в машиностроении: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф. Брянск, 1971. С. 300 – 305.

8. Лapidус А.С., Майорова Э.А. Накладные направляющие из капрона для металлорежущих станков // Станки и инструмент. 1965. № 10. С. 19 – 23.

9. Решетов Д.Н., Иванов А.С. Справочные данные конструктора по контактной жесткости плоских стыков // Вестник машиностроения. 2002. № 4. С. 39 – 45.

10. Палей М.А., Романов А.Б., Брагинский В.А. Допуски и посадки: Справочник: В 2 ч. С.Пб.: Политехника, 2001. Ч. 1. 576 с.

11. Чихладзе Г.Е. О влиянии масштабного фактора на контактную жесткость стальных деталей // Тр. Грузинского политехнического института им. В.И. Ленина. 1961. № 4 (75). С. 93 – 97.

УДК 621.822

А.Н. Болотов, И.В. Горлов
Тверской государственной технической университет

ФОРМИРОВАНИЕ ПОЛИМЕРНОЙ ПЛЁНКИ НА ВОССТАНОВЛЕННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ

Высокая стоимость запасных частей и зачастую их низкое качество стимулируют развитие новых технологий восстановления изношенных деталей. Расширение же производства новых запасных частей связано с увеличением материальных затрат. Вместе с тем около 75 % деталей, выбракованных при ремонте, являются ремонтпригодными. Поэтому альтернативой расширению производства запасных частей является вторичное использование изношенных деталей, восстанавливаемых в процессе ремонта [4].

Из ремонтной практики известно, что большинство выбракованных по износу деталей теряют не более 1 – 2 % исходной массы. [3] При этом прочность деталей практически сохраняется. Например, 95 % деталей двигателей внутреннего сгорания выбраковываются при износе, не превышающем 0,3 мм, и большинство могут быть использованы после восстановления. Восстановлению чаще подвергают дорогостоящие, сложные детали, например, головки и блоки цилиндров двигателей внутреннего сгорания, износ опор распределительного вала которых приводит к их выбраковке. Поверхности радиальных подшипников скольжения распределительных валов изготавливают из пластичных материалов. Например, опоры распределительного вала двигателей внутреннего сгорания моделей ЗМЗ-4025, ЗМЗ-4026, ЗМЗ-4061, 331, 3317, 3313, 412ЭМ и их модификаций, выпускаемых Заволжским и Уфимским моторными заводами, получают растачиванием непосредственно в литых корпусах из алюминиевых сплавов. Хорошая пластичность этих материалов позволяет применять при

восстановлении пластическое деформирование, но при этом уменьшается опорная поверхность, что существенно снижает долговечность подшипника. Во время пуска и остановки механизма подшипниковый материал работает в условиях непосредственного контактного взаимодействия с контртелом. В этом случае большинство эксплуатационных характеристик деталей полностью определяется величиной опорной поверхности, контактным давлением, напряжением материала в поверхностном слое, фактической площадью касания и критической нагрузкой на рабочей поверхности.

Для обеспечения требуемых триботехнических характеристик восстановленных подшипников скольжения разработан эффективный метод восстановления подшипников скольжения дорогостоящих узлов и агрегатов. Восстановление локально изношенных подшипников скольжения методом пластического деформирования по прилегающим поверхностям, с последующим заполнением углублений от индентора антифрикционным материалом [1] обеспечивает реконструируемым поверхностям подшипников новую композиционную поверхностную структуру. Данный метод обеспечивает получение нужных геометрических параметров трибоузла наряду с приобретением им лучших триботехнических свойств по сравнению с узлами, полученными традиционными технологиями, что подтверждается соответствующими исследованиями [2].

Во время работы механизма при недостаточной смазке происходит интенсивный нагрев рабочих поверхностей подшипников, что приводит к их температурному расширению. А вследствие неравномерности композиционной структуры и различные коэффициенты температурного расширения элементов, составляющих эту структуру, приводят к появлению на рабочей поверхности регулярного рельефа с рядом геометрических параметров. Причём высота этого рельефа является функцией температуры, и чем она выше, тем выше и сам рельеф.

При нагревании восстановленной рабочей поверхности, во время работы подшипника, возникает рельеф с несколькими геометрическими параметрами, которые можно смоделировать в виде поверхности, показанной на рис. 1.

Принятую модель поверхности можно описать следующими геометрическими характеристиками: H – высота рельефа, P – шаг рельефа, d – диаметр углубления, заполненного антифрикционным материалом, R – радиус вершины выступа рельефа. Высота рельефа H и радиус вершины выступа R связаны между собой и зависят от температуры t и разности коэффициентов термического расширения основного материала и антифрикционного полимера.

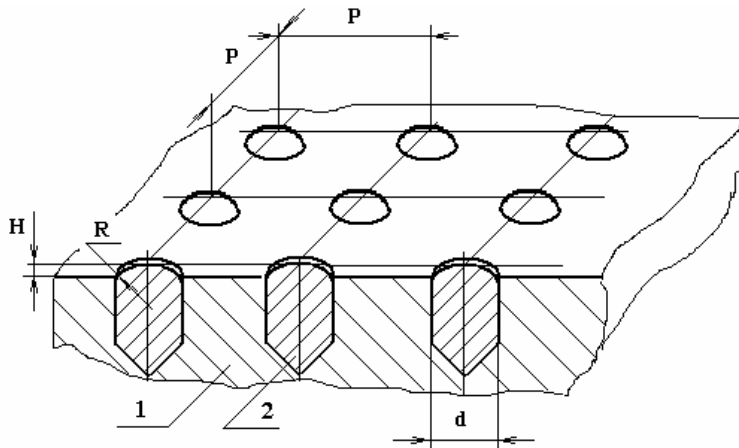


Рис. 1. Модель восстановленной поверхности при возникновении рельефа вследствие повышения температуры рабочей поверхности подшипника: 1 – основной материал, 2 – антифрикционный материал, применяемый для заполнения углублений от индентора

Измерения производились следующим образом: нагретый образец укладывался на контрольную плиту, к нему подводился электронный датчик таким образом, чтобы он опирался на полимерный материал, заполняющий углубление после деформирования. Сразу же фиксировалось показание прибора. Затем образец остывал и вследствие этого уменьшался в размерах. Снималось показание прибора после остывания образца. Разница между показаниями давала величину общей температурной деформации восстановленного образца, включая антифрикционный материал. После этого проводилось аналогичное измерение по основному материалу в непосредственной близости от первой контрольной точки. Разница между измерениями в двух этих точках покажет высоту рельефа, возникающего на восстановленной поверхности при нагревании. Такое исследование проводилось на трёх подшипниковых материалах, результаты представлены на графиках (рис. 2).

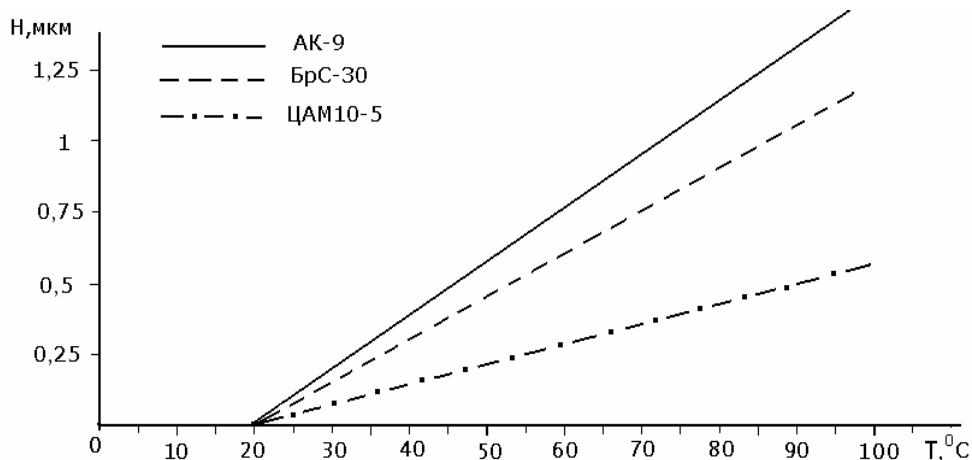


Рис. 2. Высота рельефа, возникающего при нагревании восстановленной поверхности подшипника скольжения, для различных материалов

Для подтверждения эффекта появления рельефа на рабочей поверхности восстановленного подшипника при повышении температуры были проведены специальные исследования. Образец восстановленной поверхности нагревался до температуры 100 °С, и после этого измерялась высота возникающего рельефа с помощью электронного датчика перемещений «Микрон – 02» тип АУРМ3445002.

Результаты исследования показали, что наибольшую величину рельефа при нагревании имеет восстановленный образец из алюминиевого сплава АК-9, высота рельефа H достигала 1,5 мкм. Меньшую высоту рельефа имел образец из свинцовой бронзы БрС-30 (до 1 мкм). Наименьшую высоту имел образец из цинкового сплава ЦАМ10-5 (около 0,5 мкм). Представленные результаты можно объяснить разной температурной деформацией исследуемых материалов. Причём результаты исследований по представленным материалам расположились строго в зависимости от их коэффициентов температурного расширения: наименьший у алюминиевого сплава АК-9, больше у свинцовой бронзы БрС-30 и самый большой у цинкового сплава ЦАМ10-5.

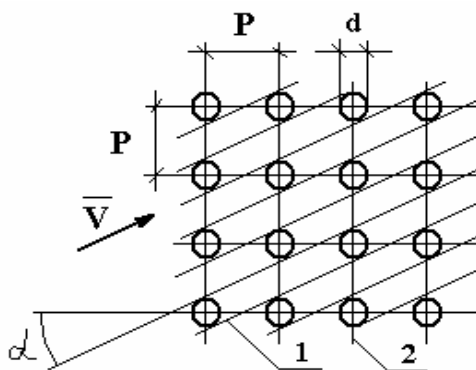


Рис. 3. Схема образования полимерной плёнки на рабочей поверхности подшипника:
 α – угол между вектором скорости \vec{V} и сеткой точек деформирования 2,
 1 – границы полимерной плёнки вдоль \vec{V} ,
 P – шаг внедрений, d – диаметр углубления

плёнки на рабочей поверхности подшипника необходимо расположить сетку точек внедрений, относительно вектора скорости так, чтобы антифрикционный материал из соседних углублений образовывал стабильное полимерное покрытие на расстоянии шага отверстий (рис. 3).

Условия, при которых на восстановленной поверхности получается сплошная полимерная плёнка (шаг сетки точек деформирования $P = 2d$, $\alpha = 30^\circ$), показаны на рис. 3.

В момент пуска или остановки, при недостаточном количестве смазывающего материала и невысоких скоростях скольжения проявляется граничный режим смазывания. При этом на контактной поверхности резко возрастает температура, что приводит к возникновению рельефа за счет разницы температурного расширения основного материала и антифрикционного полимера, используемого для заполнения отверстий от индентора после деформирования. Антифрикционный полимер в данный момент будет выполнять функцию твёрдого смазочного материала и за счёт эффекта переноса защищать основной материал от износа. При установившемся

В процессе работы восстановленного узла регулярный рельеф, возникающий при нагревании, изнашивается, и за счёт эффекта переноса на рабочей поверхности подшипника образуется тонкая полимерная плёнка. Эта плёнка формируется за углублением, заполненным антифрикционным материалом, имеет чёткие границы на рабочей поверхности подшипника вдоль вектора скорости и распространяется на четыре-пять диаметров отверстия от её начала. Для получения сплошной

гидродинамическом режиме смазки не происходит непосредственного контакта между подшипником и контртелом, температура рабочей поверхности снижается по сравнению с граничным режимом, рельеф уменьшается, и форма самого подшипника становится близкой к номинальной с высокой точностью полученной за счет точности прилегающей поверхности, участвующей в восстановлении.

Наличие на рабочей поверхности подшипника полимерной плёнки из антифрикционного материала, образованной за счёт эффекта переноса, существенно улучшает его противозадирные свойства при критических режимах трения.

Для подтверждения данного эффекта были проведены специальные исследования. Восстановленные и контрольные образцы по очереди устанавливались на машину трения и через вращающийся кольцевой индентор нагружались плавно возрастающей силой. В момент резкого увеличения коэффициента трения фиксировалась соответствующая нагрузка, по которой можно судить о возникновении задира на рабочей поверхности образца.

При проведении испытаний на износ на поверхности, полученной традиционными методами для материала АК-9, уже при величине контактного давления 10 МПа резко возрастал коэффициент трения, и возникали задиры. В то же время на восстановленной предлагаемым методом поверхности из этого же материала задиров не было даже при контактном давлении 15 МПа [2].

Композиционная структура рабочей поверхности восстановленного подшипника поддерживает его хорошие триботехнические показатели при тяжёлых условиях эксплуатации и обеспечивает более длительный ресурс узла во время аварийных режимов, чем подшипники, полученные традиционными методами.

Библиографический список

1. Болотов А.Н., Горлов И.В. Восстановление изношенных поверхностей методом пластического деформирования // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2002. С. 39-43.
2. Болотов А.Н., Горлов И.В. Сравнительные триботехнические испытания материалов // Механика и физика фрикционного контакта. Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2003. С. 40-44.
3. Буше Н.А. Трение, износ и усталость в машинах. М.: Транспорт, 1987. 223 с.
4. Восстановление автомобильных деталей: технология и оборудование / В.Е. Канарчук, А.Д. Чигринцев, О.Л. Голяк, П.М. Шоцкий. М.: Транспорт, 1995. 303 с.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

УДК 669.295.5:620.179.5

Ю. Б. Егорова
Российский технологический университет им. К.Э. Циолковского
Н. С. Зубков, Л. В. Давыденко, Л. Е. Афанасьева
Тверской государственный технический университет

**ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ VT6 И VT23
НА ИХ ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ***Введение*

Обрабатываемость титановых сплавов резанием существенно зависит от типа и параметров их микроструктуры. Общеизвестно, что титановые сплавы с грубой пластинчатой структурой значительно хуже обрабатываются резанием, чем сплавы с тонкопластинчатой или глобулярной структурами [1 - 3]. Единого мнения о влиянии параметров микроструктуры на обрабатываемость сплавов резанием нет, что, по-видимому, обусловлено большим разнообразием сочетаний различных структурных составляющих с разными размерами и формой. Не установлена количественная связь обрабатываемости резанием с параметрами структуры. Цель настоящей работы – установление данных зависимостей.

Методика проведения исследований

В качестве объектов исследования были выбраны горячедеформированные прутки титановых сплавов марок VT6 и VT23 промышленной поставки.

Экспериментально изучали обрабатываемость титановых сплавов резанием после отжига, закалки и старения. Исследования структуры сплавов проводили с использованием металлографического и рентгеноструктурного анализов. Размер структурных составляющих определяли методом секущих.

Основными оценочными параметрами обрабатываемости резанием были: температура в зоне резания, усилие резания, износ резцов по задней поверхности, стойкость резцов до заданного износа, удельная размерная стойкость. В качестве режущего инструмента использовали резцы из твердого сплава ВК8.

Для измерения износа режущего инструмента по задней поверхности использовали инструментальный микроскоп УИМ-23. Составляющие силы резания измеряли динамометром УДМ-600. Температуру в зоне резания

определяли с помощью метода естественной терморпары. Удельную размерную стойкость T_{yp} (см²/мкм) оценивали по соотношению

$$T_{yp} = \frac{lS}{h_3 - h_0} 10^3,$$

где l – длина пути резания, м; S – подача, мм/об; h_3 – текущий износ по задней поверхности резца на стадии установившегося износа, мкм; h_0 – начальный износ на стадии установившегося износа, мкм.

Исследовали регрессионные зависимости параметров обрабатываемости резанием от характеристик пластинчатой структуры: размера β -зерна D_β , толщины b_α и длины l_α α -пластин, толщины α -оторочки $b_{от}$ по границе зерна, размеров α -колоний d_α .

Экспериментальные данные подвергали первичной статистической обработке по стандартной методике и корреляционно-регрессионному анализу с использованием программы «Stadia 6.2» [4].

Результаты исследований и их обсуждение

Результаты регрессионного анализа (табл.) показывают, что усилия резания и температура в зоне резания снижаются, а стойкость резца ВК8 возрастает с уменьшением размера первичного β -зерна D_β , толщины b_α и длины l_α α -пластин, размеров α -колоний d_α , толщины α -оторочки $b_{от}$. Однако влияние структурных факторов на стойкость инструмента T неодинаково. В наибольшей степени на стойкость инструмента влияет размер β -зерна. Так, увеличение размера β -зерна в 2 раза (с 200 до 400 мкм) приводит к снижению стойкости с 204 мин до 126 мин (при $V = 25$ м/мин, $S = 0,1$ мм/об, $t = 0,5$ мм), то есть в 1,7 раза. Роль остальных факторов менее значительна: увеличение толщины α -пластин от 1 до 2 мкм сопровождается снижением стойкости в 1,2 раза.

Аналогичные данные были получены в работе [2] для жаропрочных сплавов ЭИ929, ЭП220, ЭИ867, для которых наблюдалось улучшение обрабатываемости резанием при уменьшении размера зерна.

Существует несколько причин, которые могли бы объяснить улучшение обрабатываемости резанием с уменьшением размера структурных составляющих.

В работе [5] показано, что при осадке сплавов ВТ18У и ВТ3-1 с мелкой структурой требуются меньшие усилия деформации, чем для сплавов с крупной пластинчатой структурой. Это может определять уменьшение работы деформирования в процессе резания материала с мелкозернистой структурой.

В работе [2] отмечается, что в процессе резания при внедрении вершины резца в обрабатываемый материал в этой зоне появляются микро-

трещины, которые затем сливаются в общую макротрещину критической длины. В соответствии с теорией вязкости разрушения уменьшение размера зерна обрабатываемого материала сопровождается уменьшением критической длины трещины. Можно предположить, что поэтому стружкообразование начинается при меньших размерах макротрещины. Следовательно, для роста трещины будет требоваться меньшая работа разрушения при тех же напряжениях.

Таблица. Результаты регрессионного анализа зависимости стойкости T резца ВК8 от составляющих структуры сплавов ВТ6 и ВТ23 после закалки и старения

| Сплав | Регрессионная модель | Коэффициент множественной корреляции R | R^2 | Статическая ошибка $S_{ст}$ | Критерий Фишера F^* |
|-------|---|--|-------|-----------------------------|-----------------------|
| ВТ6 | $T = \frac{117489}{V^{2,82} S^{2,48} t^{0,89} D_3^{0,69}}$ | 0,82 | 0,67 | 0,61 | 25,3 |
| | $T = \frac{2818}{V^{2,88} S^{2,5} t^{1,04} b_{om}^{0,17}}$ | 0,79 | 0,63 | 0,61 | 12,99 |
| | $T = \frac{2172,7}{d_\alpha^{0,03} V^{2,84} S^{2,46} t^{1,01}}$ | 0,78 | 0,62 | 0,61 | 12,9 |
| ВТ23 | $T = \frac{475}{V^{2,77} S^{4,12} t^{0,57} D_3^{0,39}}$ | 0,97 | 0,93 | 1,86 | 10,1 |
| | $T = \frac{166}{V^{3,24} S^{4,61} t^{0,13} b^{0,22}}$ | 0,97 | 0,94 | 1,73 | 12,5 |
| | $T = \frac{252}{V^{3,23} S^{4,28} t^{0,19} b_{om}^{0,25}}$ | 0,97 | 0,94 | 1,7 | 13,6 |

* $F_{кр} = 1,89$ для сплава ВТ6 и $F_{кр} = 2,71$ для сплава ВТ23 при уровне значимости 0,05.

Еще одной причиной улучшения обрабатываемости резанием из-за изменения структуры может быть снижение коэффициента трения между обрабатываемым материалом и материалом резца. В работе [6] исследовали контактное взаимодействие сплава ВТ9 с твердым сплавом ВК8. Образцы сплава ВТ9 были подвергнуты деформации по стандартному режиму и по режиму сверхпластичности. После сверхпластической деформации (СПД) формируется мелкозернистая структура, имеющая большую протяженность межфазных границ, благоприятную для зернограничного проскальзывания дислокаций. Исследования обрабатываемости резанием показали, что после СПД наблюдается уменьшение сил резания, напряжений

трения, адгезионной связи на срез и адгезионной составляющей коэффициента трения.

Заключение

Полученные на основе экспериментальных данных зависимости стойкости инструмента от параметров микроструктуры титановых сплавов показывают, что обрабатываемость резанием существенно улучшается с уменьшением величины β -зерна и измельчением внутризеренных структурных составляющих.

Библиографический список

1. Кривоухов В.А., Чубаров А.В. Обработка резанием титановых сплавов. М.: Машиностроение, 1970. 183 с.
2. Петруха П.Г. Резание труднообрабатываемых материалов. М.: Машиностроение, 1972. 175 с.
3. Повышение эффективности обработки резанием заготовок из титановых сплавов / Н.С. Жучков, П.Д. Беспяхотный, А.Д. Чубаров и др. // М.: Машиностроение, 1989. 152 с.
4. Кулаичев А.П. Методы и средства анализа данных в среде Windows STADIA. М.: Информатика и компьютеры, 1999. 341 с.
5. Носов В.К. Теоретическое и экспериментальное обоснование режимов деформации титановых сплавов с использованием водородного пластифицирования: Дис. ... д-ра техн. наук. М.: МАТИ. 1988. 345 с.
6. Батыев А.Ш., Постнов В.В. Исследование влияния условий пластического деформирования сплава ВТ9 на его контактное взаимодействие с твердым сплавом ВК8 // Трение и износ. 1985. Т. 3. №6. С. 1111-1113.
7. Трение, износ и смазка / Под ред. А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2003. 576 с.

УДК 621.762

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

ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТЬ КАК ДИАГНОСТИЧЕСКИЙ ИНСТРУМЕНТ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА*

Метод электропроводности отличается высокой чувствительностью. Многие исследователи использовали метод электропроводности для изучения кинетики спекания порошков [1-5], процесса электроконтактного припекания металлических порошков [6].

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

При изготовлении электроконтактного материала методами порошковой металлургии исходный порошковый материал проходит следующие основные технологические процессы: виброуплотнение, прессование, спекание. Следует отметить, что качество (механическая прочность и электропроводность) конечного материала зависит от выбора рациональных условий его изготовления (холодное или горячее прессование, спекание в вакууме, инертной среде или электроимпульсное и т.д.). Планирование технологических процессов возможно на основании контактных характеристик исходного сырья - гранул порошкового материала. С помощью устройства [7] по величине электрического сопротивления контакта гранул можно судить о состоянии их поверхности: шероховатости, химической чистоте, степени окисления, наличии других загрязнений, и планировать условия последующих процессов изготовления конечного материала. Раннее выявление брака исключает дорогостоящие технологические операции, проводимые на бракованном сырье или полуфабрикаты при изготовлении деталей методами порошковой металлургии.

Роль процесса прессования не менее важна, чем спекания. Разрушение поверхностной пленки и образование металлического контакта между частицами являются необходимыми условиями обеспечения требуемой начальной механической прочности и начального электросопротивления прессовок еще до стадии спекания. Если начальное удельное электросопротивление спрессованного материала превышает некоторое предельное значение, даже последующее спекание не позволяет получить качественный материал.

Подтверждением важной роли стадии прессования в получении качественного электроконтактного материала служат результаты экспериментального исследования процессов спекания. В этих экспериментах изучалось влияние спекания на проводимость порошковых материалов. Для исследований использовались прессованные образцы из порошков вольфрама, молибдена и меди, электромеханические свойства которых представлены в таб. 1. Зависимости удельного электросопротивления образцов из вольфрама от температуры и времени спекания представлены в таб. 2 и на рис. 1 и 2, где ρ и ρ_0 – удельные сопротивления образца и монолитного материала соответственно.

Таблица 1. Электромеханические свойства исследуемых материалов

| Материал | Микротвердость, МПа | Удельное сопротивление, 10^{-8} Ом·м | Плотность упаковки | Температура плавления / спекания, °С |
|----------|---------------------|--|--------------------|--------------------------------------|
| W | 1960 | 5,6 | 0,65 | 3420 / (1100-1200) |
| Mo | 1400 | 5,2 | 0,70-0,85 | 2620 / 1100 |
| Cu | 516 | 1,8 | 0,80-1,00 | 1084 / 800 |

Таблица 2. Удельные электросопротивления образцов из вольфрама

| Материал W | | ρ/ρ_0 | | | | |
|-----------------------------------|----|---------------|-------------|------------|-----------|-----------|
| $T_{\text{спек}}, ^\circ\text{C}$ | | 800 | 900 | 1000 | 1100 | 1200 |
| $t_{\text{спек}}, \text{МИН}$ | 30 | | 2018 | 504 | 70 | 31 |
| | 60 | 859 | | | 58 | 22 |

| Материал W | | ρ/ρ_0 | | | |
|-----------------------------------|------|---------------|-----------|-----------|-----------|
| $t_{\text{спек}}, \text{МИН}$ | | 15 | 30 | 45 | 60 |
| $T_{\text{спек}}, ^\circ\text{C}$ | 1100 | | 70 | 54 | 58 |
| | 1200 | 42 | 36 | | 22 |

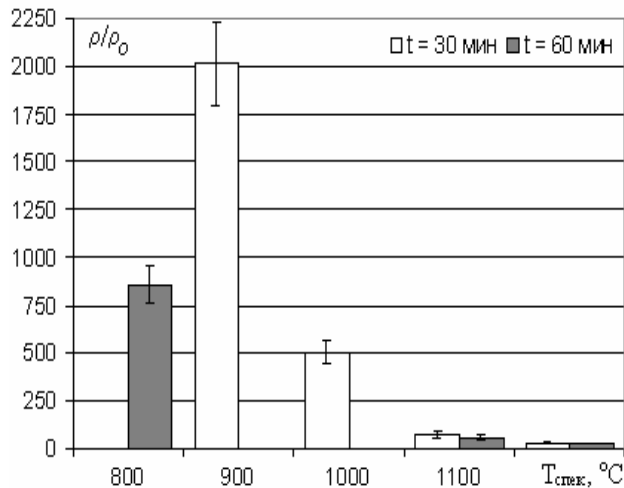


Рис. 1. Влияние температуры спекания на проводимость образцов из вольфрама

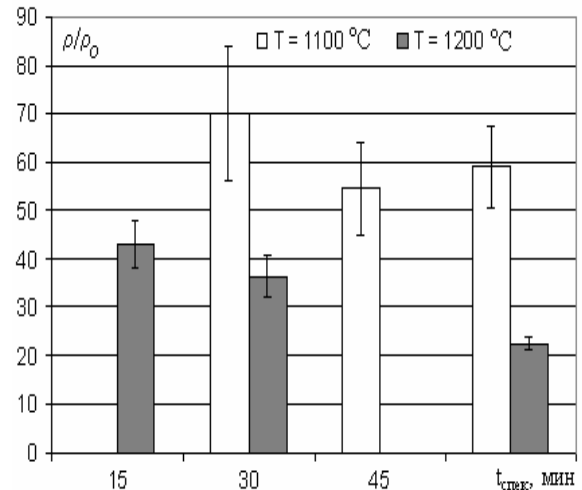


Рис. 2. Влияние времени спекания на проводимость образцов из вольфрама

Экспериментальные исследования показали, что удельное электросопротивление вольфрамовых образцов существенно зависит от выбора режимов спекания: и температуры, и времени. В выбранном интервале температур 800÷1200 °C наблюдается резкое уменьшение (до двух порядков) удельного сопротивления. Увеличение времени спекания с 15 до 60 минут в общем случае повлекло уменьшение удельного сопротивления до двух раз. С ростом температуры увеличение времени спекания вызывает меньшее изменение удельного сопротивления.

Можно сделать вывод, что в процессе спекания происходит металлизация контактов частиц материала при сохранении заданной первоначальной пористости. Повысить долю металлического контакта для тугоплавких материалов можно увеличением времени спекания, так как температурный режим часто ограничен технологическими параметрами. Также следует отметить, что спекание должно проходить в достаточно высоком вакууме или в атмосфере инертного газа.

Результаты, отражающие влияние первой стадии процесса консолидации порошкового материала (прессования) на его электропроводность, представлены на рис. 3. Результаты свидетельствуют о том, что первая

стадия – стадия прессования – играет важную роль в получении качественного электропроводного материала, особенно для твердых тугоплавких металлов, таких, как вольфрам и молибден.

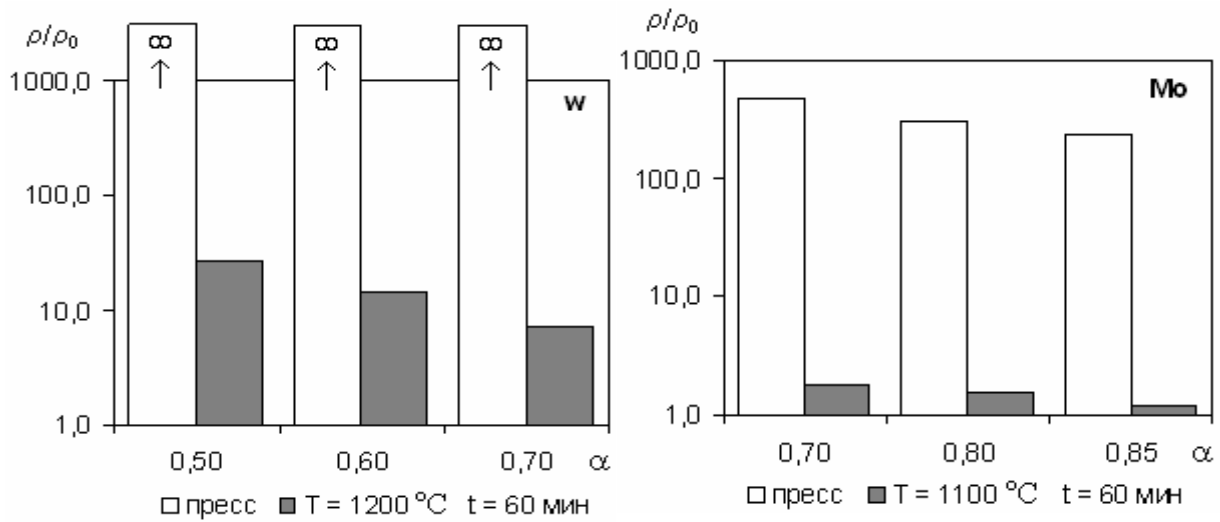


Рис. 3. Сравнение значений удельного сопротивления прессованных и спеченных образцов из порошкового материала

Если после прессования перед спеканием заготовка имеет высокое удельное сопротивление (вольфрамовые образцы), то после спекания удельное сопротивление полученного материала значительно превосходит сопротивление компактного материала.

Удельное сопротивление молибденовых образцов после предварительного прессования, хотя и превосходит сопротивление компактного молибдена, все же значительно меньше, чем у вольфрамовых образцов. После спекания удельное сопротивление молибденовых образцов стремится к сопротивлению компактного молибдена, превосходя его на 20 – 70 % в зависимости от относительной плотности ($\alpha = 0,85 \div 0,70$).

У медных образцов уже на стадии предварительного прессования значение удельного сопротивления стремится к сопротивлению компактной меди. После спекания удельное сопротивление медных образцов отличается от сопротивления компактной меди на 4 – 10 %, что целиком можно объяснить влиянием пористости (относительная плотность медных образцов $\alpha = 0,80$).

Полученные в данной работе результаты свидетельствуют о том, что удельное электросопротивление может служить диагностическим инструментом для контроля качества заготовок порошкового проводящего материала после первой стадии консолидации – прессования. Высокое удельное сопротивление прессовок свидетельствует о малой доле металлическо-

го контакта единичных гранул или полном его отсутствии. Не разрушенные предварительно при прессовании поверхностные пленки не удаляются полностью из зоны контакта гранул при спекании. В результате полученный после спекания образец имеет низкую механическую прочность и высокое удельное сопротивление, т.е. обладает неудовлетворительными эксплуатационными характеристиками как электроконтактный материал.

Библиографический список

1. Кислый П.С., Кузенкова М.А. Спекание тугоплавких соединений. Киев: Наукова думка, 1980. 168 с.
2. Мальцев И.М., Баранов В.А. Установка для электроимпульсного спекания порошков под давлением // Порошковая металлургия. 2000. №1/2. С. 125-128.
3. Райченко А.И., Истомина Т.И., Троян И.А. Спекание порошков при наложении электрического тока и периодических механических импульсов // Порошковая металлургия. 2000. №3, 4. С. 105-109.
4. Роман О.В., Скороход В.В., Фридман Г.Р. Ультразвуковой и резистометрический контроль в порошковой металлургии. Минск: Выш. шк., 1989. 182 с.
5. Кинетика образования межчастичных контактов при лазерном спекании двухкомпонентных порошков / Н.К. Толочко, В.Б. Михайлов, С.Е. Мозжаров и др. // Порошковая металлургия. 1999. №5, 6. С. 37-41.
6. Электрофизические методы получения покрытий из металлических порошков / Н.Н. Дорожкин, В.А. Миронов, В.А. Верещагин, А.А. Кот // Рига: Зинатне, 1985. 131 с.
7. Патент RU 2181896 С1. Устройство для измерения контактных характеристик гранул дисперсного металлического материала / А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Бюл. № 12, 2002.

УДК 631.3

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

ПРИМЕРЫ КОРРЕКТНОЙ ПОСТАНОВКИ КРАЕВЫХ ЗАДАЧ ТЕОРИИ ПРЕССОВАНИЯ ДИСПЕРСНЫХ МАТЕРИАЛОВ

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 рассматриваемой системе координат достаточно рассмотреть только одну четверть $0 \leq x \leq a$, $0 \leq y \leq b$, $0 \leq z \leq H$, считая распределение параметров симметричными (рис. 1). Обозначения и смысл параметров ясны из рис. 1.

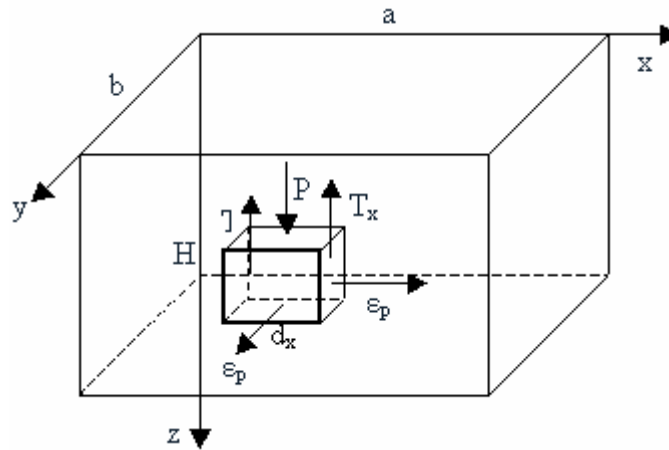


Рис. 1. Схема к расчету

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

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

Рассмотрим решения краевых задач. Изменение силы трения на боковых границах прямоугольной камеры и прессуемого изделия при уплотнении дисперсных материалов (задача 1 [1]):

$$\begin{aligned} P|_{z=0} &= f(x, y); & \frac{\partial T_x}{\partial z} \Big|_{x=a} &= \frac{k_1 \varepsilon}{a} P|_{x=a}; \\ \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{z=0} &= \varphi(x, y); & \frac{\partial T_y}{\partial z} \Big|_{y=b} &= \frac{k_2 \varepsilon}{b} P|_{y=b}. \end{aligned} \quad (1)$$

где ε – коэффициент бокового давления, $k_1 > 0$, $k_2 > 0$.

Изменение давления вблизи боковых границ (задача 2 [1]):

$$\begin{aligned} P|_{z=0} &= f_1(x) + f_2(y); & \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{z=0} &= \varphi_1(x) + \varphi_2(y); \\ \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{x=a} &= \frac{k_1}{a} T_x|_{x=a}; & \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{y=b} &= \frac{k_2}{b} T_y|_{y=b}. \end{aligned} \quad (2)$$

Решения классических линейных задач о собственных функциях определяются свойствами среды с обязательным учетом длины отрезка, в более общем случае - формы и размеров области, на границах которой ставятся соответствующие краевые условия. В нелинейном случае внутренние свойства среды сами определяют длину отрезка, на концах которого могут быть поставлены требуемые граничные условия [3].

По методике, изложенной в [4], для доказательства теоремы единственности рассмотрим интеграл «энергии»

$$W = \iiint_V \frac{\partial p}{\partial z} \left[\frac{\partial^2 p}{\partial z^2} - \varepsilon \left(\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} \right) \right] dx dy dz = 0. \quad (3)$$

Так как

$$\frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} = \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)^2 \right],$$

$$\frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial x} \right) - \frac{\partial^2 p}{\partial z \partial x} \frac{\partial p}{\partial x},$$

$$\frac{\partial^2 p}{\partial z \partial x} \frac{\partial p}{\partial x} = \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)^2 \right],$$

то

$$W = \iiint_V \left\{ \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial z} \left[\left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)^2 - \varepsilon \left[\left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial p}{\partial y} \right)^2 \right] \right] - \varepsilon \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial x} \right) - \varepsilon \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial y} \right) \right\} dx dy dz = 0. \quad (4)$$

Возьмем в качестве объема V часть прессуемого изделия $0 < x < a$; $0 < y < b$; $0 < z < h$, где h – любое: $0 < h < H$. Применим к выражению (4) формулу Гаусса-Остроградского:

$$\begin{aligned} W &= \frac{1}{2} \iint_{\partial V} \left\{ \left[\left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)^2 - \varepsilon \left[\left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial p}{\partial y} \right)^2 \right] \cos(n, z) \right] - \right. \\ &\quad \left. - \varepsilon \frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial x} \cos(n, x) - \varepsilon \frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial y} \cos(n, y) \right\} dS = \\ &= \frac{1}{2} \int_0^a \int_0^b \left[\left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)^2 + \varepsilon \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)^2 + \varepsilon \left(\frac{\partial p}{\partial y} \right)^2 \right] \Big|_{z=h} dx dy - \\ &\quad - \varepsilon \int_0^a \int_0^b \frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{x=a} dy dz - \varepsilon \int_0^a \int_0^b \frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial y} \Big|_{y=b} dx dz. \end{aligned} \quad (5)$$

Рассмотрим задачу (1) с нулевыми начальными условиями:

$$P|_{z=0} \equiv 0; \quad \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0; \quad \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{\partial p}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0.$$

При $x = a$ и $\frac{\partial p}{\partial x} = -\frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial T_x}{\partial z}$ имеем $\frac{\partial p}{\partial x} = -\frac{1}{\varepsilon} \frac{k_1 \varepsilon}{a} P$ или $\frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{x=a} = -\frac{k_1}{a} P \Big|_{x=a}$.

Последнее выражение для интеграла (5) будет иметь вид

$$W = \frac{1}{2} \int_0^a \int_0^b \left[\left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)^2 + \varepsilon \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)^2 + \varepsilon \left(\frac{\partial p}{\partial y} \right)^2 \right] \Big|_{z=h} dx dy + \\ + \frac{\varepsilon k_1}{2a} \int_0^b P^2 \Big|_{x=a} dy + \frac{\varepsilon k_2}{2b} \int_0^a P^2 \Big|_{y=b} dx = 0. \quad (6)$$

Это возможно, только если все подынтегральные выражения тождественно равны нулю, т.е. при $k_1 > 0$ и $k_2 > 0$, что при $T_x < 0$, $p > 0$, $dT_x/dz > 0$ означает уменьшение силы T_x при увеличении высоты уплотняемого материала:

$$\frac{\partial p}{\partial x} \equiv 0; \quad \frac{\partial p}{\partial z} \equiv 0; \quad \frac{\partial p}{\partial y} \equiv 0, \quad \text{т.е.} \quad P \equiv \text{const}.$$

Так как $P \Big|_{z=0} = 0$, то $P \equiv 0$ и можно доказать единственность решения задачи (1). При $k_1 < 0$ и $k_2 < 0$ задача является некорректной.

Рассмотрим, аналогично задачу (2), причем с произвольными начальными условиями. Если взять разность решений с одинаковыми условиями, то получатся нулевые начальные условия $P \Big|_{z=0} = 0$; $\frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0$.

Как и ранее, рассматриваем интеграл (3) и преобразовываем его к виду (6). Рассматривая, например, выражение $\frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{x=a}$ заменяя

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -\frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial T_x}{\partial z}, \quad \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{x=a} = \frac{k_1}{a} T_x \Big|_{x=a},$$

находим:

$$\frac{\partial p}{\partial z} \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_{x=a} = -\frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial T_x}{\partial z} \frac{k_1}{a} T_x = -\frac{k_1}{2a\varepsilon} \frac{\partial (T_x^2)}{\partial z}.$$

После ряда подстановок и преобразований интеграл (6) примет вид

$$W = \frac{1}{2} \int_0^a \int_0^b \left[\left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)^2 + \varepsilon \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)^2 + \varepsilon \left(\frac{\partial p}{\partial y} \right)^2 \right] \Big|_{z=h} dx dy + \\ + \frac{k_1}{2a} \int_0^b [T_x^2(h) \Big|_{x=a} - T_x^2(o) \Big|_{x=a}] dy + \frac{k_2}{2b} \int_0^a [T_y^2(h) - T_y^2(o)] dx.$$

Из условий (2) следует, что $T_x \Big|_{\substack{z=0 \\ x=a}} = \frac{a}{k_1} \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_{\substack{z=0 \\ x=a}} = 0$, откуда $T_x(o) = 0$; $T_y(o) = 0$.

Таким образом опять имеем $\frac{\partial p}{\partial z} \equiv \frac{\partial p}{\partial x} \equiv \frac{\partial p}{\partial y} \equiv 0$ и $P = 0$.

При $k_1 < 0$ и $k_2 < 0$ решение краевой задачи (2) имеет бесконечно много корней или имеет два равных по модулю корня, не равных нулю при $|k_1| > 1$, либо не имеет ненулевых корней при $|k_2| \leq 1$.

Библиографический список

1. Янукович С.И., Семенов А.В. Некоторые краевые задачи прессования дисперсных материалов в прямоугольной камере // Механика и физика фрикционного контакта. Тверь: ТГТУ, 2003. С. 95-103.
2. Семенов А.В., Янукович С.И. Некоторые краевые задачи теории прессования дисперсных материалов // Вопросы механики. Калинин, 1975.
3. Курдюмов С.П. Законы эволюции самоорганизации сложных систем. Наука, технологии, вычислительный эксперимент. М.: Наука, 1993. С. 6-32.
4. Петровский И.Г. Лекции об уравнениях с частными производными. М.: Физматгиз, 1961.

УДК 621.762

В.В. Измайлов, Д.А. Левыкин, М.В. Новоселова
Тверской государственный технический университет

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРЕССОВАНИЯ ДВУХКОМПОНЕНТНОГО ДИСПЕРСНОГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО МАТЕРИАЛА*

Исследование процессов прессования в порошковой металлургии занимает важное место, так как уже на стадии прессования формируются многие свойства готового изделия. При создании электроконтактных материалов требуемые эксплуатационные свойства (высокая механическая прочность, высокая механическая и электрическая износостойкость, высокая электрическая и тепловая проводимость, высокая коррозионная стойкость) достигаются сочетанием различных металлов – компонентов композиции. В связи с этим актуальным является изучение уплотнения двухкомпонентных порошковых материалов.

В данной статье рассмотрены теоретические исследования процессов консолидации порошкового материала. В работе [1]

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

описана универсальная теоретическая зависимость относительной плотности материала α от номинального давления P_n , полученная для расчета процессов уплотнения однокомпонентных порошковых материалов. Зависимость имеет безразмерный вид $\alpha/\alpha_0 = f(P_n/H)$: относительная плотность α образца отнесена к его насыпной плотности α_0 , номинальное давление P_n – к твердости H материала в контакте двух частиц. Эта теоретическая зависимость подтверждается хорошим совпадением расчетных и экспериментальных данных по прессованию однокомпонентных порошков. Безразмерный вид зависимости предрасполагает к проверке ее применимости к расчету процессов уплотнения двухкомпонентных материалов. Для этого в работе проведена теоретическая оценка эквивалентного фактического давления прессования двухкомпонентного материала на основании компьютерного моделирования его структуры.

В работе [2] предложены и обоснованы различные кубические модели монодисперсных структур. В рамках данного моделирования использовалась наиболее общая модель порошкового материала – ячеечная, согласно которой материал считается состоящим из кубических ячеек, содержащих m сферических частиц на ребре. Очевидно, что при одном и том же содержании компонентов в материале можно наблюдать различное взаимное расположение частиц первого и второго компонента. Для учета этого фактора компьютерная модель материала базируется на случайной укладке частиц двух компонентов. Перед моделированием были поставлены цели:

- а) установить среди параметров, описывающих систему частиц, такой, от которого зависимость твердости носит универсальный характер;
- б) установить вид этой зависимости;
- в) установить наименьший структурный элемент, характеризующий механические свойства всего материала.

При моделировании были рассмотрены три типа элементарных ячеек (две, три и четыре частицы на ребре) и получены наиболее вероятные значения фактического контактного давления (ФКД) P_ϕ в зависимости от штучного содержания компонентов γ . Связь фактического и номинального давления с пределом текучести материала σ_s (твердостью H) представлена в работе [1]. Сравнение соответствующих значений фактического давления представлено на рис. 1, где $P_{\phi 1}$ – ФКД более мягкого материала, $P_{\phi 2}$ и γ_2 – ФКД и штучная доля более твердого материала.

Расположение расчетных точек на графике свидетельствует о том, что наиболее вероятные значения ФКД для трех типов ячеек образуют единую зависимость от штучной доли компонентов. Совпадение значений свидетельствует о том, что ячейка, содержащая две частицы на ребре, является наименьшим структурным элементом, адекватно описывающим механиче-

ские свойства всего материала. Линейная зависимость (рис. 1) фактического давления прессования P_ϕ от штучного содержания компонентов γ является универсальной и выражается соотношением

$$P_\phi = P_{\phi 1} + (P_{\phi 2} - P_{\phi 1})\gamma_2.$$

Связь штучной доли и массовой доли компонентов для двухкомпонентного материала можно записать выражением

$$\alpha_2 = \frac{\beta_2}{\beta_2 + \frac{\rho_2}{\rho_1}(1 - \beta_2)},$$

где β_2 – массовая доля наиболее твердого компонента, ρ_2/ρ_1 – отношение плотностей материалов. Зависимость фактического давления прессования двухкомпонентного материала от массового содержания компонентов (для различного соотношения плотностей компонентов) представлена на рис. 2.

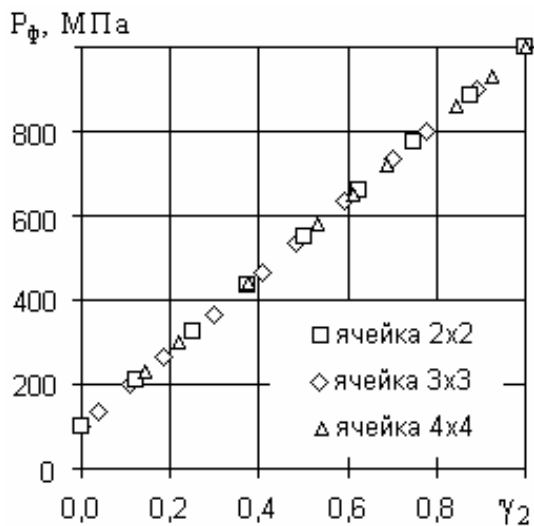


Рис. 1. Сравнение наиболее вероятных значений ФКД двухкомпонентного материала от штучного содержания компонентов с твердостями $H_1 = 100$ МПа, $H_2 = 1000$ МПа

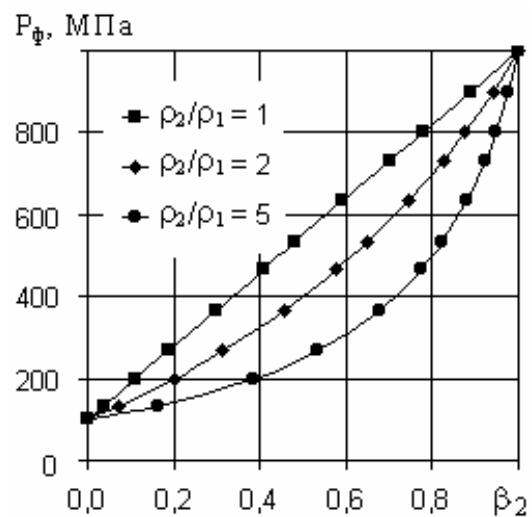


Рис. 2. Зависимость наиболее вероятных значений ФКД двухкомпонентного материала от массового содержания компонентов с твердостями $H_1 = 100$ МПа, $H_2 = 1000$ МПа

Для экспериментального подтверждения результатов компьютерного моделирования были спрессованы образцы из гранул алюминия и свинца в различных соотношениях. Диаметр гранул 3 мм. Образцы прессовались в цилиндрической пресс-форме в виде таблеток диаметром 20 мм. Прессование проводилось при комнатной температуре, для уменьшения влияния трения стенки пресс-формы были смазаны тонким слоем пластичной смазки. Номинальное давление P_n выражается через нормальную нагрузку N и

площадь основания пресс-формы S , фактическое давление P_ϕ – через нормальную нагрузку N и суммарную площадь контакта S_k частиц с рабочей поверхностью пуансона:

$$P_n = \frac{N}{S}; \quad P_\phi = \frac{N}{S_k}.$$

Нормальная нагрузка прессования выбиралась из следующих соображений. С одной стороны, она не должна быть слишком малой, чтобы прессовки получились достаточно плотными и не рассыпались после прессования. С другой стороны, она не должна быть слишком большой, чтобы фактическое давление прессования можно было считать постоянным, не зависящим от степени деформации частиц [1]. Фактическая площадь контакта S_k определялась по специально разработанной компьютерной программе обработки изображения площади контакта, полученного в результате компьютерного сканирования поверхности образца (рис. 3).

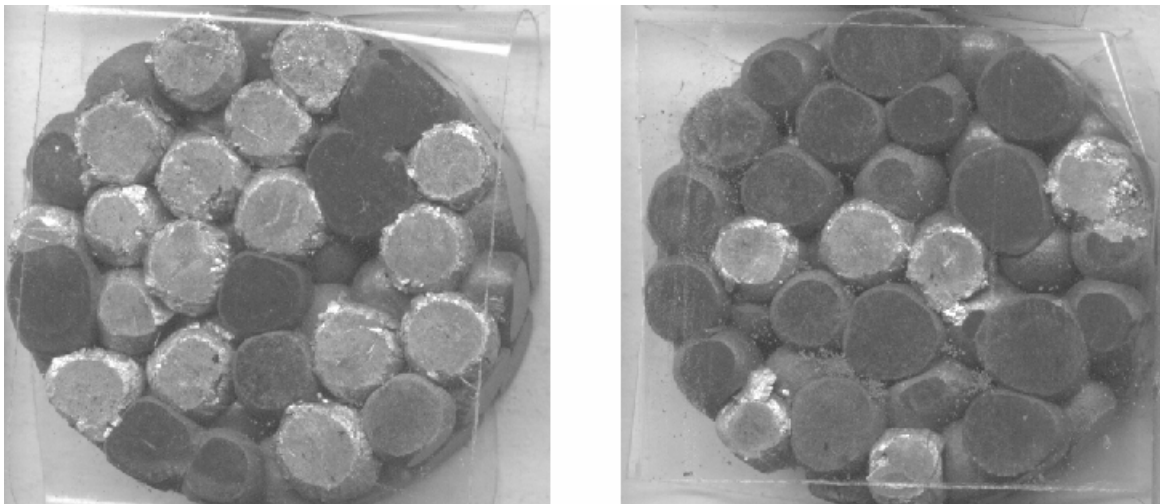


Рис. 3. Изображение площади контакта, полученное в результате компьютерного сканирования поверхности образца с различным содержанием компонентов

Сравнение экспериментальных и теоретических значений фактического контактного давления модельного двухкомпонентного материала свинец-алюминий в зависимости от штучной и массовой доли компонентов приведено на рис. 4. Отношение плотностей материалов $\rho_{Al}/\rho_{Pb} = 0,24$.

Совпадение теоретических и экспериментальных значений вполне удовлетворительное, что свидетельствует о применимости предложенной теоретической модели к расчету процессов прессования двухкомпонентных дисперсных материалов.

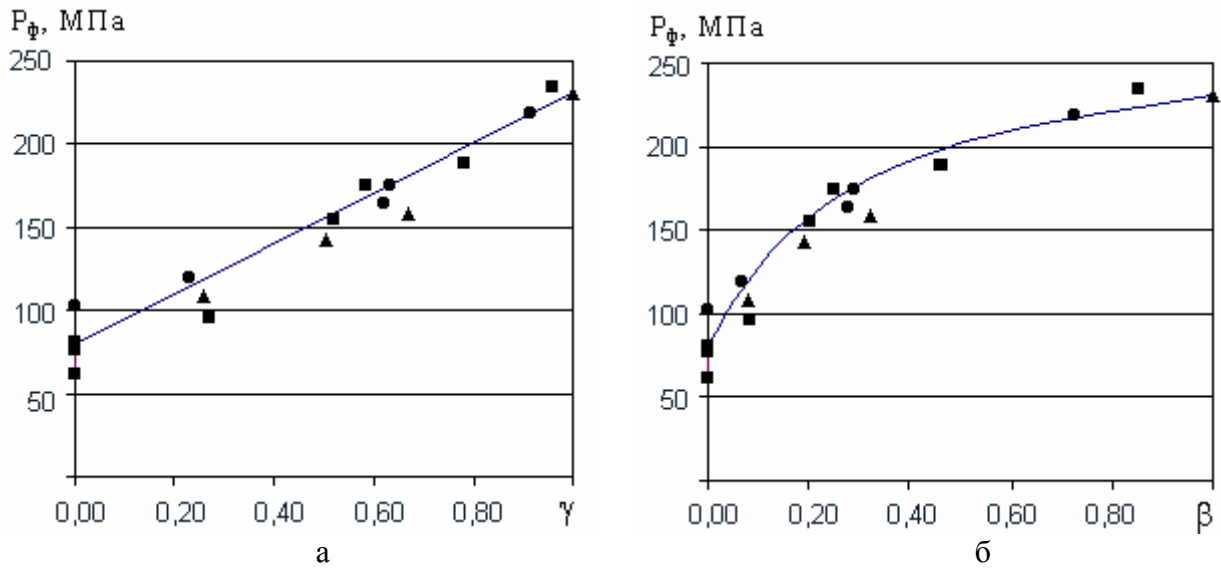


Рис. 4. Сравнение экспериментальных и теоретических значений ФКД модельного двухкомпонентного материала свинец-алюминий в зависимости: а – от штучной доли компонентов; б – массовой доли компонентов

Библиографический список

1. Измайлов В.В., Новоселова М.В. Моделирование механических и электрических процессов при консолидации дисперсных материалов. Сооб.1. Теоретическое и экспериментальное исследование процессов уплотнения дисперсных материалов // Материалы. Технологии. Инструменты. Гомель, 2002. Т. 7. № 2. С. 25 – 29.
2. Измайлов В.В., Новоселова М.В. Моделирование механических и электрических процессов при консолидации дисперсных материалов. Сооб.3. Теоретические модели для расчета удельного электросопротивления дисперсного материала // Материалы. Технологии. Инструменты. Гомель, 2003. Т. 8. № 2. С. 13 – 17.

ФИЗИКА ПОВЕРХНОСТИ И ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ

УДК 532.632

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

**О РАЗМЕРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ КРАЕВОГО УГЛА
ПРИ ТЕОРЕТИЧЕСКОМ АНАЛИЗЕ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ**

Равновесный краевой угол θ является основной характеристикой смачивания. Учет размерной зависимости краевого угла может оказаться необходимым при теоретическом анализе ряда технологических процессов (напылении покрытий, создании композитных материалов и т.п.). Кинетика гетерогенной конденсации определяется радиусом кривизны поверхности зародышевых капель, зависящим от угла смачивания.

Наряду с практическим, изучение размерных эффектов при смачивании представляет и чисто научный интерес, так как открывает возможность исследования физико-химических свойств малых объектов, качественно отличающих их от макроскопических систем. Ряд особенностей в поведении микрообъектов, с термодинамической точки зрения, связан 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 частиц. Одна из таких поправок связана с зависимостью поверхностного натяжения микрокапель 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 κ (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 при теоретическом исследовании размерной зависимости краевого угла малой капли на твердой подложке.

Величина краевого угла θ для макроскопических систем определяется уравнением Юнга

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

где σ , σ_{sv} и σ_{sl} – коэффициенты поверхностного натяжения на границах жидкость-газ, твёрдое тело-газ и твёрдое тело-жидкость соответственно.

Для микрокапель возможны отклонения от уравнения Юнга. Они связаны с влиянием линейной плотности избыточной свободной энергии периметра смачивания (линейного натяжения) и зависимости поверхностного натяжения от радиуса кривизны на равновесный краевой угол.

Влияние линейного натяжения на краевые условия исследовалось в работах [1, 2], где показано, что соответствующие поправки к уравнению Юнга для малой капли жидкости на плоской недеформируемой подложке имеют вид

$$\cos \theta = \cos \theta_{\infty} - \frac{\kappa}{r\sigma} - \frac{1}{r} \frac{\partial \kappa}{\partial r}, \quad (1)$$

где θ_{∞} – краевой угол макроскопической капли; σ – удельная свободная поверхностная энергия жидкости; r – радиус периметра смачивания. Практическое использование этого результата осложнялось тем, что до недавнего времени отсутствовала информация о величине и даже знаке κ .

В данной работе линейная плотность избыточной свободной энергии периметра смачивания κ оценивается с помощью термодинамической теории возмущений по методике [1]:

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

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

Теоретические и экспериментальные результаты исследований линейного натяжения показывают, что, в отличие от поверхностного, оно может быть как положительным, так и отрицательным. Отрицательное значение κ не приводит к неустойчивости системы, т.к. суммы поверхностного и линейного избытков термодинамических потенциалов остаются положительными. Как следует из формулы (2), в случае неполного смачивания (при $m < 1$) κ отрицательно. Положительные значения κ может принимать только в случае полного смачивания при $m > 1$, когда макроскопическая капля растекается в пленку.

Величину равновесного краевого угла θ можно найти из условия минимальности свободной энергии системы при постоянстве температуры, объема и состава. Рассмотрим каплю жидкости в виде сферического сегмента на твердой плоской подложке. Выражение для зависящей от θ части избыточной свободной энергии Ψ такой системы с учётом энергии периметра смачивания κ можно записать в виде

$$\Psi = \sigma S_{lv} + (\sigma_{sl} - \sigma_{sv}) S_{sl} + 2\pi r \kappa,$$

где S_{lv} и S_{sl} – площади поверхностей раздела жидкость-пар и твердое тело-жидкость соответственно; r – радиус периметра смачивания.

Используя известные соотношения стереометрии, выражение (2) и обозначая для удобства записи $x = \cos\theta$, представим избыточную свободную энергию в виде

$$\psi = 2\pi R^2(1-x)\sigma - \pi r^2\sigma m + 6\pi r\sigma a \left[(1+m) \frac{x}{\sqrt{1-x^2}} - \frac{1+x}{\sqrt{2(1-x)}} \right]. \quad (3)$$

Для характеристики размеров капли будем использовать параметр

$$\alpha(N) = \frac{a}{\sqrt[3]{V}} \approx \frac{1}{\sqrt[3]{N}},$$

где N – число молекул жидкости в капле объема V ; a – эффективный диаметр молекул.

Используя формулу для объема сферического сегмента, можно выразить R через x и α :

$$R(x, \alpha) = \frac{a}{\alpha} \left[\frac{3}{\pi(1-x)^2(2+x)} \right]^{\frac{1}{3}}.$$

Подставив $R(x, \alpha)$ в выражение (3), избыточную свободную энергию можно представить в виде

$$\Psi = 2\pi\sigma(a/\alpha)^2(3/\pi)^{2/3}\varphi(x, m, N),$$

где

$$\begin{aligned} \varphi(x, m, N) = & \left[(1-x)^2(2+x) \right]^{\frac{2}{3}} (1-x) \left[1 - \frac{1+x}{2} m \right] + \\ & + (9\pi)^{\frac{1}{3}} \alpha(N) \left[(1-x)^2(2+x) \right]^{\frac{1}{3}} \left[(1+m)x - (1+x) \sqrt{\frac{1+x}{2}} \right]. \end{aligned}$$

Исследование функции $\varphi(x, m, N)$ на минимум по x позволяет определить равновесный краевой угол и исследовать его размерную зависимость.

Для численного и графического анализа полученных аналитических результатов использовался математический пакет Mathcad 2001. Графики зависимости $\varphi(x)$ при фиксированном $m = 0,8$ ($\theta_\infty = 37^\circ$) для нескольких значений числа молекул в капле N приведены на рис. 1. Аналогичный вид указанная зависимость имеет и при других значениях m .

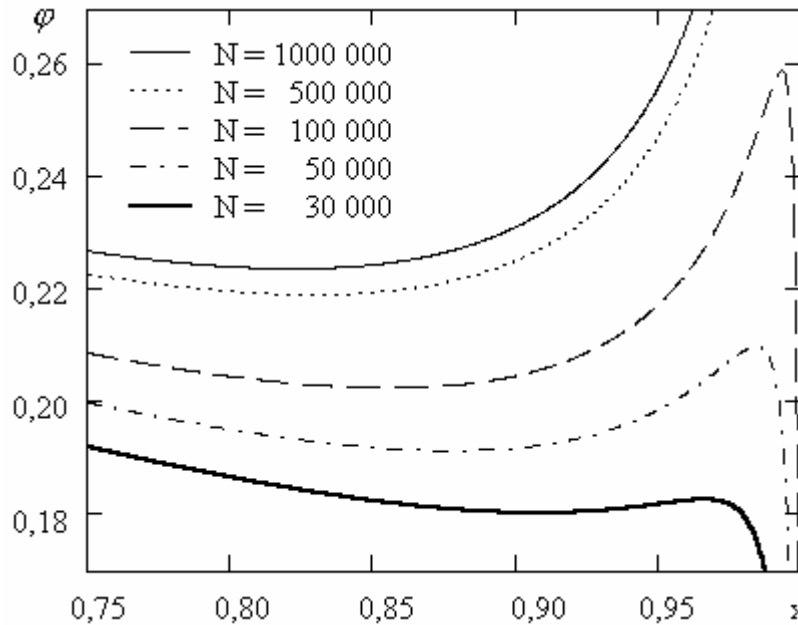


Рис. 1. Зависимость свободной энергии капли от краевого угла ($x = \cos \theta$)

При достаточно больших N , соответствующих не очень малым каплям, кривые имеют два экстремума: минимум и максимум. Если $\theta \rightarrow 0$ ($x \rightarrow 1$), $\varphi(x) \rightarrow -\infty$. Это связано с тем, что в соответствии с формулой (2) $k \rightarrow -\infty$ при $\theta \rightarrow 0$. Такое поведение k вполне естественно, если учесть методику его расчета, описанную в [3]. При $\theta \rightarrow 0$ размер области, в которой проявляется взаимное влияние пересекающихся межфазных поверхностей, неограниченно возрастает. Вместе с тем, в случае очень малых краевых углов θ модель, положенная в основу расчета линейного натяжения, становится нереалистичной. Для макроскопических капель максимум на кривой $\varphi(x)$ находится очень близко от $x = 1$. Резкое уменьшение свободной энергии в области правее этого максимума в реальных объектах вряд ли имеет место.

Из графиков (см. рис. 1) видно, что при уменьшении размера капли минимум на кривой $\varphi(x)$ смещается вправо от $x = m = \cos \theta_\infty$, что соответствует уменьшению краевого угла. Максимум при этом смещается в сторону больших углов, становясь менее выраженным. При достижении капель критического размера (число молекул $N_{кр}$) экстремумы сливаются и исчезают, устанавливается полное смачивание.

Зависимость равновесного краевого угла от размера капли для некоторых значений m приведена на рис. 2.

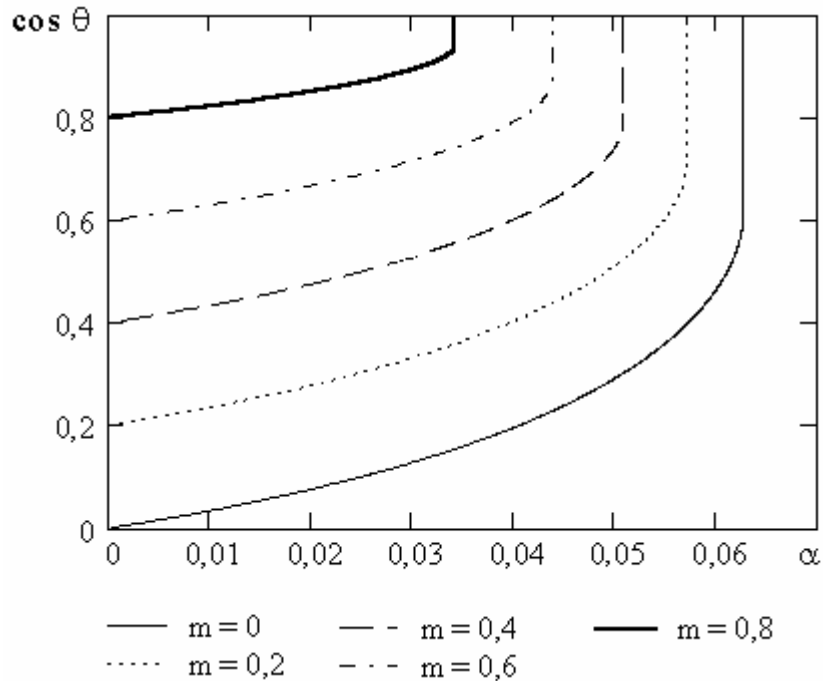


Рис. 2. Зависимость $\cos \theta$ от числа частиц N в капле ($\alpha \approx N^{-1/3}$)

Независимо от исходного значения $x = \cos \theta_\infty = m$ при $\alpha = 0$ (макроскопическая капля) краевой угол уменьшается ($\cos \theta$ растёт) с уменьшением размера капли. При достижении некоторого критического размера минимум на кривой $\varphi(x)$ исчезает и конечный равновесный краевой угол не реализуется, что соответствует установлению полного смачивания. Критические размеры N капель в зависимости от $\cos \theta_\infty$, приведены в табл.

Таблица. Критические размеры N капель в зависимости от $\cos \theta_\infty$

| $\cos \theta_\infty$ | -0,2 | 0 | 0,2 | 0,4 | 0,6 | 0,8 | 0,9 |
|----------------------|------|------|------|------|-------|-------|-------|
| N | 3200 | 4000 | 5400 | 7500 | 11800 | 25500 | 57000 |

Другая размерная поправка к избыточной свободной энергии микрокапли связана с зависимостью удельной свободной поверхностной энергии сферической поверхности от ее радиуса кривизны R . Расчет этой поправки методом термодинамической теории возмущений приводит в первом приближении к зависимости

$$\sigma(R) = \sigma_0 \left(1 - \frac{a}{R} \right).$$

Нами исследовано влияние указанной поправки на размерные эффекты при смачивании. Учет зависимости поверхностного натяжения от кривизны ведет к крайне незначительному увеличению краевого угла малых

капель, в то время как линейное натяжение периметра смачивания уменьшает его, причем последний эффект выражен сильнее.

Метод термодинамической теории возмущений позволяет найти всю избыточную свободную энергию микрокапли на твердой подложке. При этом считается, что возмущение связано с выделением капли в форме шарового сегмента из массивной жидкости и помещением ее на плоскую твердую подложку. Результаты исследования на экстремумы полученных выражений, не приводимых здесь ввиду их громоздкости, практически не отличаются от приведенных выше.

Следует отметить, что проведенные нами исследования размерной зависимости краевого угла согласуются с модифицированным уравнением Юнга (1), полученным Л.М. Щербаковым и А. И. Русановым. Если выразить $\cos \theta$ через r и R и подставить в формулу (2), можно найти зависимость линейного натяжения от радиуса периметра смачивания $\kappa(r)$. Подстановка полученного выражения в формулу (1) приводит к результатам, совпадающим с приведенными на рис. 2. Была проанализирована относительная роль слагаемых $\kappa/(\sigma r)$ и $(\partial\kappa/\partial r)/\sigma$ в рамках рассматриваемой нами модели. В случае $m < 1$, когда макроскопическая капля образует конечный краевой угол, вклад первого и второго слагаемых для сравнительно больших капель примерно одинаков. С уменьшением размера капли второе слагаемое растет быстрее первого, и при приближении к критическому размеру превышает первое примерно в два раза.

Проведенные в настоящей работе теоретические исследования показывают, что линейное натяжение может существенно влиять на величину равновесного краевого угла микрокапель. Следует отметить, что согласно проведенным оценкам, размерные эффекты при смачивании начинают проявляться при достаточно больших размерах капель. Это необходимо учитывать при анализе различных технологических и природных процессов.

Библиографический список

1. Щербаков Л.М., Рязанцев П.П. О влиянии энергии периметра смачивания на краевые условия // Исследования в области поверхностных сил. М., 1964. С. 26-28.
2. Русанов А.И. К теории смачивания упругодеформируемых тел // Коллоидный журнал. 1977. Т.39, №4. С. 704-708.
3. Новиков И.Е., Новоселов А.Р. Влияние линейного натяжения на размерные эффекты при смачивании в пористых средах // Механика и физика фрикционного контакта: Сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2003. С. 55-61.

УДК 532.632

Е.Ф. Новиков
Тверской государственной университет**К РАСЧЕТУ ПОВЕРХНОСТНОГО НАТЯЖЕНИЯ
ЖИДКИХ СМЕСЕЙ**

Поверхностное натяжение жидких смесей является важнейшим свойством, которое необходимо учитывать при разработке и оптимизации многих технологических процессов, поскольку именно поверхностное натяжение играет определяющую роль в явлениях тепло- и массопереноса через межфазную поверхность.

Экспериментальные методы определения коэффициентов поверхностного натяжения жидкофазных систем в большинстве случаев весьма трудоемки и требуют наличия прецизионной аппаратуры. Кроме того, они не справляются с задачей обеспечения исследований полными и надежными данными, хотя потребность в количественной информации такого рода непрерывно возрастает.

Методы для расчета поверхностного натяжения можно условно подразделить на две категории [1, 2]: основанные на разного рода эмпирических соотношениях и выведенные из термодинамики. К методам первой категории можно отнести метод Маклеода-Сагдена и методы, в основе которых лежит принцип соответственных состояний. К методам второй категории обычно относят методы, использующие уравнения типа уравнения Батлера [3], выражения, базирующиеся на градиентной теории, теории возмущений, и статистические теории, рассматривающие уравнения для расчета радиальной функции распределения (Кирквуд и Бафф). В инженерных расчетах наиболее широко применяются уравнения батлеровского типа. В этой связи необходимо упомянуть уравнения Эбергартта [4], Спроу и Праусница [5], а также широко применяемое уравнение Вонга-Фу [6]. Что касается других уравнений, то их применение для массовых расчетов поверхностного натяжения весьма ограничено, в первую очередь, вследствие их сложности.

В данной работе предпринята попытка получить простое по форме уравнение для расчета коэффициентов поверхностного натяжения жидких растворов, применяя термодинамическое определение поверхностного натяжения Гиббса и уравнение Вильсона, используемое для расчета фазового равновесия.

Исходя из термодинамической теории поверхностных явлений для жидкой многокомпонентной смеси при температуре T и давлении p систе-

мы свободная молярная энергия Гиббса может быть представлена выражением

$$g(T, p) = \sum_i x_i [g_i^0(T, p) + RT \ln x_i] + g^{ex}, \quad (1)$$

где x_i и g_i^0 есть взятые при температуре T и давлении p системы молярная доля и свободная молярная энергия Гиббса компонента i соответственно. Предполагая, что избыточная молярная энергия Гиббса g^{ex} жидкой фазы может быть представлена уравнением Вильсона, выражение (1) можно записать в виде

$$g(T, p) = \sum_i x_i [g_i^0(T, p) + RT \ln x_i] - RT \sum_i x_i \ln \left(\sum_j x_j \Lambda_{ij} \right), \quad (2)$$

где

$$\Lambda_{ij} = \frac{v_j}{v_i} \exp \left(- \frac{U_{ij} - U_{ii}}{RT} \right),$$

v_i, v_j – молярные объемы компонентов; $(U_{ij} - U_{ii})$ – параметр, характеризующий различия в энергиях взаимодействия пар молекул $i-j$ и $i-i$. Этот параметр полуфеноменологический; предполагается, что он не зависит от состава и плотности раствора, но может зависеть от температуры.

Поскольку межфазное натяжение является термодинамической характеристикой поверхности раздела двух фаз, то в соответствии с физикой поверхностей поверхностное натяжение можно определить как свободную энергию Гиббса, необходимую для увеличения единицы площади поверхности, при постоянных температуре T , давлении p и составе, т.е.

$$\sigma = \left[\frac{\partial G^{(s)}}{\partial A} \right]_{T, p, n_i} = \left[\frac{\partial g^{(s)}}{\partial A} \right]_{T, p, \{x_i\}}, \quad (3)$$

где $G^{(s)}$ и $g^{(s)}$ связаны соотношением $G^{(s)} = n^{(s)} \cdot g^{(s)}$ и являются полной и молярной свободной энергией Гиббса поверхностной фазы соответственно; A – удельная (в расчете на один моль) площадь разделяющей поверхности. Величины $G^{(s)}$ и $g^{(s)}$ являются функциями температуры, давления, состава и площади поверхности раздела фаз. Если предположить, что концентрация и свободная энергия Гиббса в поверхностной фазе изменяются пропорционально концентрации и свободной энергии Гиббса в объемной жидкой фазе, то с помощью уравнения (2) можно с достаточной точностью описывать свободную энергию Гиббса в поверхностной фазе. Такое приближение может быть вполне обеспечено подгонкой энергетических параметров модели для бинарных систем. Заменяя $g^{(s)}$ в уравнении (3) выражением для $g(T, p)$ из уравнения (2) и выполняя простое дифференцирование $g^{(s)}$ по

площади поверхности A , можно получить уравнение для расчета поверхностного натяжения жидкой смеси:

$$\sigma_s = \sum_i x_i \sigma_i - RT \sum_i \frac{x_i}{\sum_j x_j \Lambda_{ij}} \sum_j x_j \left(\frac{\partial \Lambda_{ij}}{\partial A} \right)_{T,p,x_i}, \quad (4)$$

где

$$\left(\frac{\partial \Lambda_{ij}}{\partial A} \right)_{T,p,x} = - \frac{\Lambda_{ij}}{RT} \left[\frac{\partial (U_{ij} - U_{ii})}{\partial A} \right]_{T,p,x}, \quad (5)$$

а поверхностное натяжение чистого компонента i при температуре и давлении системы определяется соотношением $\sigma_i = [\partial g_i^{0(s)} / \partial A]_{T,p}$. Уравнение (4) есть окончательное выражение, позволяющее рассчитывать поверхностное натяжение жидких смесей. В качестве подгоночных параметров уравнения используются $U_{ij} - U_{ii}$ и $[\partial (U_{ij} - U_{ii}) / \partial A]_{T,p,x}$. Следует отметить, что при выводе уравнений (4) и (5) мы предполагали равным единице отношение молярных объемов любых двух компонентов жидкого раствора, что позволило заметно упростить выражение для приведенных параметров

$$\Lambda_{ij} = \exp \left(- \frac{U_{ij} - U_{ii}}{RT} \right).$$

Эти параметры при расчетах выступают как варьируемые и определяются по экспериментальным данным о поверхностном натяжении для исследуемой бинарной системы. Свойства многокомпонентного раствора описываются только на основе параметров составляющих бинарных систем, и уравнение (4), таким образом, позволяет рассчитывать коэффициенты поверхностного натяжения в многокомпонентной системе только по данным о бинарных.

Поиск оптимальных значений этих энергетических параметров взаимодействия был проведен с помощью специально разработанной компьютерной программы, реализующей симплексный метод деформируемого многогранника Нелдера-Мида для минимизации функции многих переменных. Используя найденные параметры, поверхностное натяжение жидких бинарных смесей можно рассчитать по уравнению:

$$\sigma_s = (x_1 \sigma_1 + x_2 \sigma_2) - \frac{x_1 x_2 RT}{x_2 + x_1 \Lambda_{21}} \left(\frac{\partial \Lambda_{21}}{\partial A} \right) \left(1 - \frac{1}{\Lambda_{21}} \right). \quad (6)$$

Пригодность и надежность уравнения (6) для расчета коэффициентов поверхностного натяжения жидких смесей в области умеренных температур были тщательно проверены нами на более чем ста бинарных системах, включая полярные и неполярные, а также водные и неводные растворы. Результаты проверки, частично приведенные на рис. 1-4, демонстрируют достаточную эффективность и гибкость уравнения (6).

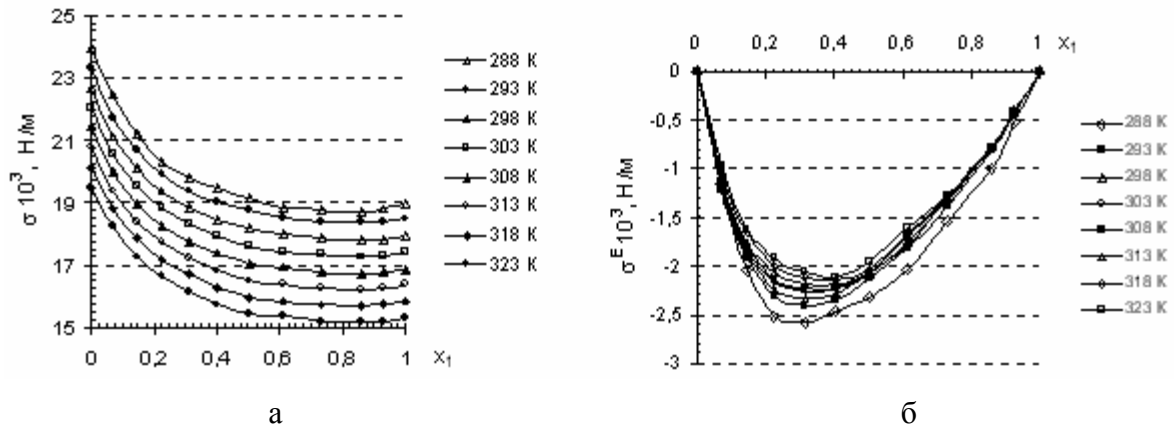


Рис. 1. Температурно-концентрационные зависимости поверхностного (а) и избыточного поверхностного (б) натяжения бинарной смеси ацетон(1) + гексан(2) при различных температурах (экспериментальные данные заимствованы из работ [7-9])

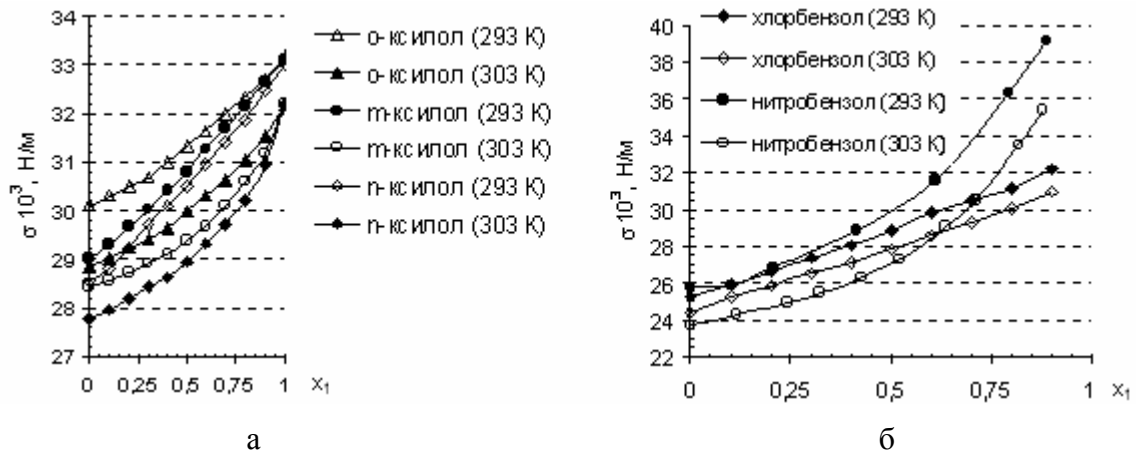


Рис. 2. Температурно-концентрационные зависимости поверхностного натяжения бинарных систем при различных температурах:
а – с участием хлорбензола; б – циклогексан с нитро- и хлорбензолом (экспериментальные данные заимствованы из работ [7-9])

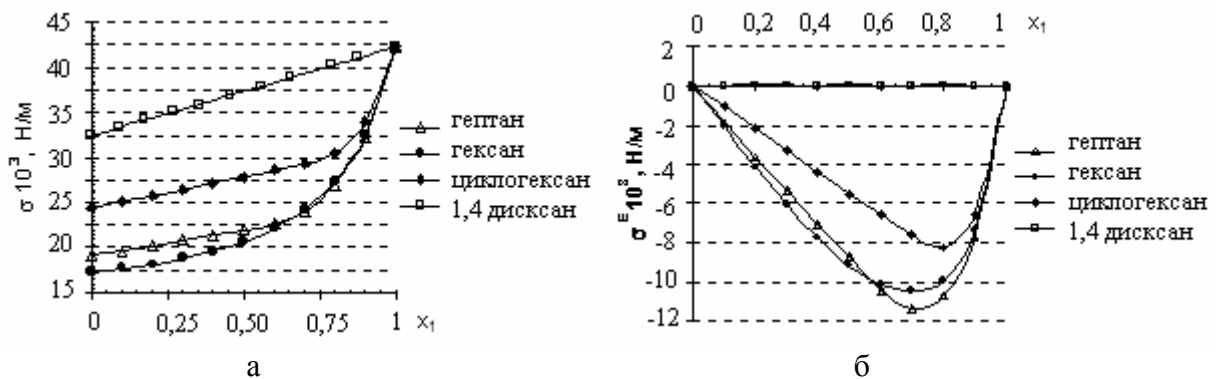


Рис. 3. Поверхностное (а) и избыточное поверхностное (б) натяжение бинарных систем с участием нитробензола при температуре 303 К (экспериментальные данные заимствованы из работ [7-9])

Как оказалось, рассчитанные по уравнению (6) значения коэффициентов поверхностного натяжения изученных систем находятся в хорошем согласии с соответствующими экспериментальными значениями независимо от типов этих систем.

Изотермы (рис. 1а) имеют сходные по характеру изменения величины σ графики, а расчетные значения поверхностного натяжения для системы ацетон + гексан находятся в хорошем количественном согласии с соответствующими экспериментальными значениями. Вид кривых свидетельствует о том, что рассматриваемая система является неидеальной. Отклонение от идеального поведения, как известно, может быть количественно охарактеризовано с помощью избыточного поверхностного натяжения σ^E (рис. 1б), определяемого известным соотношением:

$$\sigma^E = \sigma - (\sigma_1 x_1 + \sigma_2 x_2),$$

в котором величины, снабженные нижними индексами 1 и 2, относятся соответственно к первому и второму компонентам раствора.

Поверхностные явления тесно связаны с явлениями, происходящими в объеме, вследствие чего изменение условий на поверхности раздела неизбежно влечет за собой изменение различных физико-химических характеристик в объемной фазе. Согласно И.Р. Пригожину, для двойных и многокомпонентных растворов на ход изотерм поверхностного натяжения может оказывать заметное влияние энергетический эффект (теплота смешения). В связи с этим можно предположить, что характер изменения изотерм поверхностного натяжения (рис. 2) можно объяснить влиянием энергетического эффекта, если полностью исключен случай попадания в раствор каких-либо загрязняющих примесей, которые даже в ничтожно малых количествах способны придать экспериментальным кривым самый причудливый вид.

Экспериментальные точки и расчетные зависимости поверхностного и избыточного поверхностного натяжений бинарных растворов, одним из компонентов которых является нитробензол, показаны на рис. 3.

Интересно отметить тот факт, что кривая, соответствующая концентрационной зависимости поверхностного натяжения системы нитробензол + 1,4-диоксан, в отличие от других кривых, представленных на том же графике бинарных смесей с участием нитробензола, имеет линейный характер во всем исследованном интервале концентраций.

Наиболее сложными по характеру взаимодействия молекул и степени полярности системами считаются, прежде всего, водные растворы, поскольку они относятся к жидким неидеальным системам, компоненты которых состоят из склонных к ассоциации молекул. Для того чтобы корректно учесть влияние эффектов ассоциации молекул на поверхностные свойства, необходимо иметь такую модель, в которой оба основных факто-

ра (различие размеров ассоциатов и различие энергетических характеристик короткодействующих межмолекулярных взаимодействий), связанных с неидеальностью водного раствора, учитывались бы одновременно.

С целью апробации полученного уравнения (6) нами были рассчитаны коэффициенты поверхностного натяжения σ^m систем метанол + вода, этанол + вода, 1-пропанол + вода и 2-пропанол + вода при различных концентрациях и температурах 20, 25, 30, 35, 40, 45 и 50 °С. Графики рассчитанных зависимостей $\sigma^m - x_1$ указанных водно-спиртовых смесей приведены на рис. 4, где для сравнения представлены соответствующие экспериментальные значения, заимствованные из работ [10-12].

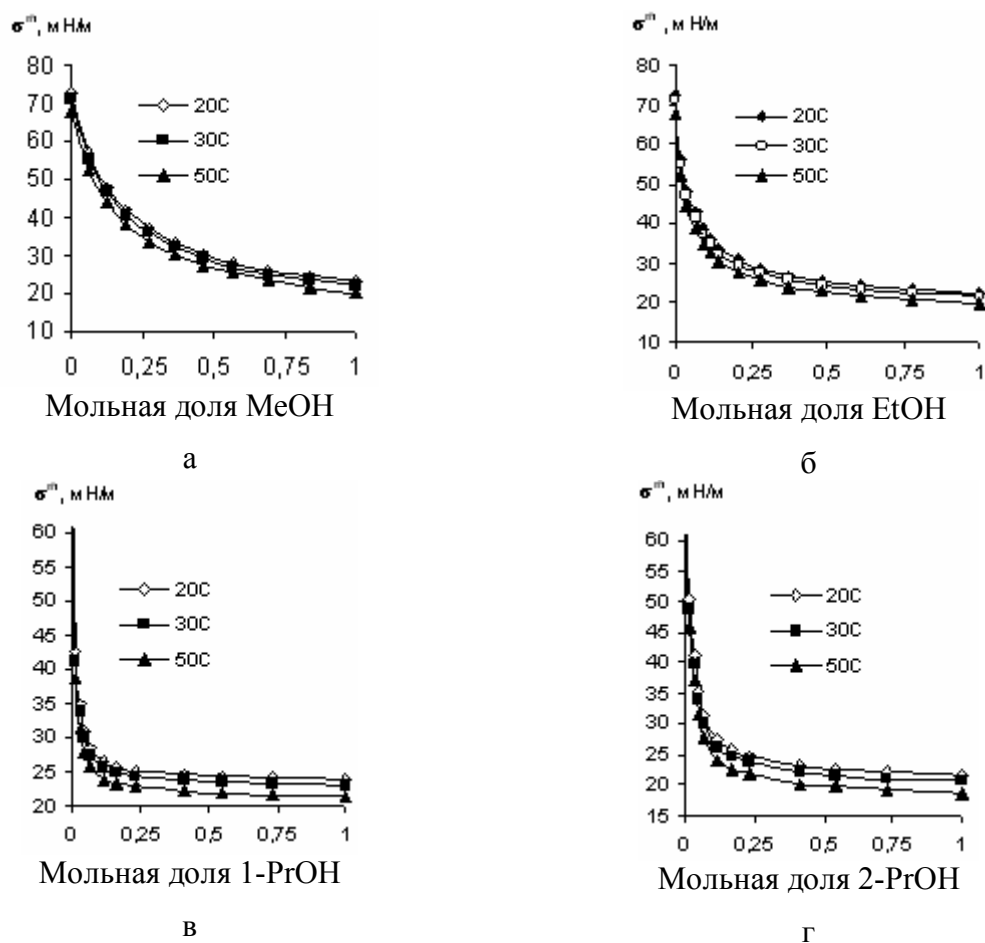


Рис. 4. Изотермы поверхностного натяжения систем спирт(1) + вода (2): а – метанол + вода; б – этанол + вода; в – 1-пропанол + вода; г – 2-пропанол + вода (экспериментальные данные заимствованы из работ [10-12])

Зависимости (рис. 4) имеют сходные по характеру изменения величины σ^m графики, а расчетные значения поверхностного натяжения для всех исследованных систем находятся в хорошем количественном согласии с экспериментальными. Отличительной особенностью всех приведенных на

этом рисунке графиков зависимостей является их вид, свидетельствующий о том, что в отличие от некоторых неводных смесей неэлектролитов, поверхностное натяжение которых в большинстве случаев может быть аппроксимировано линейной зависимостью $\sigma^m - x_1$, водные растворы обладают ярко выраженными нелинейными характеристиками. Это явно указывает на то, что водные растворы являются сильно неидеальными системами.

Как следует из приведенных на рис. 5 зависимостей σ^E от мольной доли x_1 спирта для систем метанол + вода, этанол + вода, 1-пропанол + вода при температурах 20 и 50 °С, избыточное поверхностное натяжение наиболее чувствительно к изменениям концентрации спирта в области низкого содержания органического компонента ($x_1 < 0,3$).

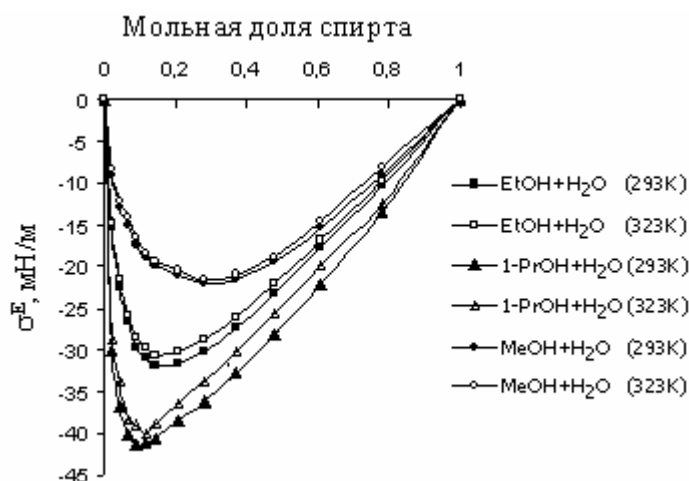


Рис. 5. Зависимость σ^E от состава систем спирт + вода при 20 и 50 °С (экспериментальные данные заимствованы из работ [10-12])

Легко заметить, что отклонение от идеальности увеличивается с ростом длины органической молекулы и уменьшается с ростом температуры. В связи с тем, что положение экстремума на зависимостях приходится на область состава раствора, при которой наблюдаются отклонения от аддитивности других его физико-химических свойств (плотности, вязкости и др.), вид графика (рис. 5) может косвенно указывать на структурные изменения, происходящие в растворе и, по-видимому, связанные с процессами ассоциации молекул (структурный фактор).

Библиографический список

1. Reid R.C., Prausnitz J.M., Poling B.E. The properties of gases and liquids. New York. McGraw-Hill. 1987.
2. Daubert T.E., Danner R.P. Data Compilation Tables of Properties of Pure Compounds // New York. AIChE Press. 1984.

3. Butler J.A.V. // Proc. Roy. Soc. 1932. V. A 135. P. 348-375.
4. Eberhart J.G. // J. Phys. Chem. 1966. V. 70. P.1183-1186.
5. Sprow F.B., Prausnitz J.M. // Can. J. Chem. Eng. 1967. V. 45. P. 25-28.
6. Fu J., Li B., Wang Z. // Chem. Eng. Sci. 1986. V. 41. P. 1183-1186.
7. Варгафтик Н.Б. // Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. М.: Наука, 1963.
8. Крестов Г.А., Афанасьев В.Н., Ефремова Л.С. Физико-химические свойства бинарных растворителей: Справочник. Л.: Химия, 1988. 435 с.
9. Suarez J.T., Marshal C.T., Rasmussen P. // Chem. Eng. Sci. 1989. V. 44. № 3. P. 782-786.
10. Богданов Л.Е., Новиков Е.Ф., Петров Е.К. // Адгезия расплавов и пайка материалов. 1984. № 12. С. 17-20.
11. Новиков Е.Ф. // Физика и химия межфазных явлений. 1998. Тверь. С. 18-23.
12. Vasquez G., Alvares E., Navaza J. // J. Chem. Eng. Data. 1995. V. 40. P. 611-615.

УДК 532.6:546.22

В.М. Самсонов, А.А. Румянцев, В.А. Хашин
Тверской государственный университет

ПРИМЕНЕНИЕ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ ВОЗМУЩЕНИЙ К РАСЧЕТУ ИЗБЫТОЧНОЙ СВОБОДНОЙ ЭНЕРГИИ И РАСКЛИНИВАЮЩЕГО ДАВЛЕНИЯ В СМАЧИВАЮЩЕМ СЛОЕ НЕПОЛЯРНОЙ ЖИДКОСТИ

Введение

Как известно [1], для смачивающих слоев неполярной жидкости расклинивающее давление $\Pi(h)$ полимолекулярного слоя толщины h представлено молекулярной Π_m и структурной Π_s составляющими. Обычно, происхождение структурной составляющей объясняют ориентационными эффектами [1, 2]. Следовательно, она должна проявиться заметным образом при условии, что адсорбционный слой неполярного вещества находится на полярном сорбенте, однако для случая симметричных пленок Г.А. Мартыновым [3] было показано, что, по крайней мере, один из вкладов в структурную составляющую расклинивающего давления обусловлен межмолекулярными силами отталкивания, т.е. стерическими эффектами.

Поскольку обычно молекулярная составляющая расклинивающего давления находится в рамках континуальной макроскопической теории ван-дер-ваальсовых сил [1], которая не учитывает дискретную (молекулярную) структуру вещества, то к структурной составляющей должны, очевидно, относиться все остальные вклады, не учитываемые в рамках указанной теории, а не только эффекты, обусловленные позиционной и ориентационной упорядоченностью.

Как отмечается в [3], вклад сил отталкивания в расклинивающее давление может быть учтен только на основе модели парных межмолекулярных взаимодействий. В данной работе метод, основывающийся на применении термодинамической теории возмущений (ТТВ) и предполагающий использование парного потенциала, впервые использован для исследования расклинивающего давления в несимметричном (смачивающем) слое неполярной жидкости.

Метод расчета расклинивающего давления

Используемый нами метод способствует дальнейшему развитию и распространению подхода [4-7] на иные по геометрии и более сложные по количеству рассматриваемых фаз системы твердое тело – смачивающий слой – пар и твердое тело – жидкий модифицирующий подслоя – основной смачивающий слой – пар. Аналогичная в методологическом плане задача рассмотрения области периметра смачивания на основе ТТВ была исследована в кандидатской диссертации А.Р. Новоселова [8].

В данном случае в качестве невозмущенной системы рассматривается слой жидкости толщиной h , находящийся в массивной материнской фазе (фаза 1). Следовательно, возмущение будет связано с его выделением из жидкости и переносом на поверхность твердого тела (фаза 2). Далее мы ограничимся случаем, когда температура системы близка к макроскопической температуре плавления жидкости, отвечающей смачиваемому слою. При этом условием вкладом пара в избыточную свободную энергию системы можно пренебречь. Энергия возмущения, обусловленная выделением слоя из массивной фазы, будет равна энергии взаимодействия слоя с полупространством окружающей его жидкости $U_{12}^{(11)}$, взятой со знаком минус. Здесь и в дальнейшем верхние индексы 1 и 2 обозначают жидкую и твердую фазы соответственно; а нижний индекс 12 отвечает взаимодействию слоя 1 с его окружением 2, которое в данном случае представлено той же фазой. Следует также отметить, что член $U_{12}^{(11)}$ отвечает половине энергии взаимодействия слоя, выделенного в массивной материнской фазе, с его окружением, т.е. с двумя полупространствами. Таким образом, в выражении для избыточной свободной энергии слоя Ψ будет фигурировать энергия взаимодействия лишь с одним полупространством.

Перемещение выделенного слоя на подложку приведет, в свою очередь, к отрицательному вкладу в Ψ , равному потенциальной энергии взаимодействия $U_{12}^{(12)}$ между слоем и твердым полупространством:

$$\Psi = U_{12}^{(12)} - U_{12}^{(11)} . \quad (1)$$

Зная избыточную свободную энергию смачивающего слоя, нетрудно найти его удельную (в расчете на единицу площади) свободную энергию $\omega = \Psi / S$ (S – площадь слоя) и расклинивающее давление $\Pi(h) = -\partial\omega / \partial h$.

Одним из преимуществ использования метода термодинамической теории возмущений является структуронечувствительность интегралов, определяющих энергии $U_{\alpha\beta}^{(ij)}$. Иными словами, энергии $U_{\alpha\beta}^{(ij)}$ слабо зависят от деталей поведения радиальной функции распределения $g(r)$. В данной работе мы ограничиваемся использованием простейшего приближения для $g(r)$ – «ступеньки»:

$$g(r) = \begin{cases} 0, & r < a \\ 1, & r > a \end{cases}$$

где a – эффективный диаметр молекулы.

Для нахождения энергий $U_{\alpha\beta}^{(ij)}$ целесообразно предварительно найти потенциальную энергию (потенциал) $u_{12}(z)$ молекулы 1, находящейся на расстоянии z от поверхности полупространства 2:

$$u_{12}(z) = \int_z^{\infty} 2\pi n_2 \Phi_{12}(r) r^2 \left(1 - \frac{z}{r}\right) dr = 8\pi n_2 \varepsilon_{12} \left[\frac{a_{12}^p z^{3-p}}{(2-p)(3-p)} - \frac{a_{12}^q z^{3-q}}{(2-q)(3-q)} \right], \quad (2)$$

где n_2 – концентрация молекул в фазе 2; ε_{12} – энергетический параметр; a_{12} – линейный параметр парного потенциала; p и q – целые положительные числа ($p > q$), фигурирующие в выражении для парного потенциала Ми $\Phi(r) = P/r^p - Q/r^q$ (P, Q – постоянные). В дальнейшем используется потенциал Леннарда-Джонса ($p = 12, q = 6$), для которого формула (2) перепишется в виде

$$u_{12}(z) = 4\pi n_2 \varepsilon_{12} a_{12}^3 \left[\frac{1}{45} \left(\frac{a}{z}\right)^9 - \frac{1}{6} \left(\frac{a}{z}\right)^3 \right].$$

Следовательно, удельная (в расчете на единицу площади) потенциальная энергия слоя в поле твердой поверхности запишется в виде

$$U_{12}^{(12)} = \int_{a_{12}}^h u_{12}(z) n_1 dz = -\frac{8\pi n_1 n_2 \varepsilon_{12} a_{12}^4}{720} \left(\left(\frac{a_{12}}{h}\right)^8 - 30 \left(\frac{a_{12}}{h}\right)^2 + 29 \right), \quad (3)$$

где h – толщина смачивающего слоя; n_1 – плотность частиц молекул в нем. Энергия взаимодействия того же слоя с окружающей его жидкой фазой находится аналогичным образом:

$$U_{12}^{(11)} = \int_{a_{11}}^h u_{12}(z) n_1 dz = -\frac{8\pi n_1^2 \varepsilon_{11} a_{11}^4}{720} \left(\left(\frac{a_{11}}{h}\right)^8 - 30 \left(\frac{a_{11}}{h}\right)^2 + 29 \right). \quad (4)$$

Подставляя (3) и (4) в (1), находим

$$\omega = const + \frac{A}{h^2} - \frac{B}{h^8}, \quad (5)$$

где

$$const = \frac{29\pi}{30} (\varepsilon_{11} a_{11}^4 n_1^2 - \varepsilon_{12} a_{12}^4 n_1 n_2). \quad (6)$$

Формулы (5) и (6) совпадают с соотношениями, приведенными в работе Э. Рукенштейна [9], но без вывода и ссылки. Следует также отметить, что постоянная A связана с константой Гамакера A_0 соотношением $A_0 = -12\pi A$. Для расклинивающего давления из (5), находим

$$П(h) = -\frac{2A}{h^3} + \frac{8B}{h^9}. \quad (7)$$

Результаты расчетов

Для проверки адекватности соотношений (5) и (7) нами были проведены расчеты изотерм расклинивающего давления в смачивающем слое декана на поверхности алюминия. Выбор объекта исследования связан с наличием экспериментальных данных [10] для зависимости относительного давления пара P/P_s от толщины слоя h (P_s – давление насыщенного пара). Следуя [2] и используя известное термодинамическое соотношение $П(h) = -n_1 kT \ln(P/P_s)$ [1], были рассчитаны экспериментальные значения $П(h)$, однако для непосредственных расчетов по формулам (5) и (7) необходимо также располагать адекватными значениями параметров ε и a потенциала Леннарда-Джонса, отвечающих взаимодействию в реальных жидкостях, которые не соответствуют в полной мере модели простого флюида. Имеющиеся табличные значения параметров [11], найденные по экспериментальным данным по вязкости и сжимаемости газов, не отвечают в полной мере взаимодействию в конденсированных средах. В связи с этим, эффективные значения энергетического параметра потенциала Леннарда-Джонса рассчитывались с использованием полуэмпирической формулы [11]

$$\frac{\varepsilon}{k} = 0.77T_c, \quad (8)$$

связывающей этот параметр с критической температурой T_c (k – постоянная Больцмана). Пропорциональность между ε и T_c вытекает из термодинамической теории подобия [12]. Корреляция между линейным параметром a и критической плотностью ρ_c имеет вид [11]

$$b_0 \equiv 4(\pi a^3/6) = 0.75(M/N_A \rho_c),$$

где M – масса моля; N_A – число Авогадро.

Однако в данной работе мы использовали более корректный и обоснованный подход к определению эффективного диаметра молекул несферической формы, связанный с применением метода построения «твердых» моделей молекул, предложенного А.И. Китайгородским [13], а также фактора асферичности молекул f , введенного в рассмотрение А. Исихарой [14]. По определению, фактор асферичности равен отношению эффективного объема молекулы $v = \pi a^3/6$, отвечающего сферической форме, к собственному объему молекулы v_0 , непосредственно найденному с учетом ее реальной геометрии:

$$a = (6fv_0/\pi)^{1/3}. \quad (9)$$

Значения длин связей и ван-дер-ваальсовых радиусов атомов, необходимые для нахождения v_0 , были взяты из справочника [15]. Для *n*-алканов, в том числе для декана, объем молекулы можно рассчитать по формуле $v_0 = \pi D^2(l-D)/4 + 4\pi(D/2)^3/3$, отвечающей сфероцилиндру. Здесь l – длина сфероцилиндра, D – его диаметр.

Еще более сложной является проблема адекватного учета потенциальной энергии слоя в поле твердой подложки, представленной алюминием, поскольку металлические системы не описываются моделью парных взаимодействий. Однако ТТВ позволяет использовать эффективные парные потенциалы, в том числе потенциалы Шиффа [16], предложенные для массивной фазы металлов. Хотя эти потенциалы имеют осцилляции, наиболее выраженным является лишь первый минимум, величина и положение которого характеризуются теми же параметрами ε/k и a . Таким образом, в первом приближении алюминиевая подложка может быть адекватно описана потенциалом

Леннарда-Джонса, параметры которого отвечают соответствующим параметрам потенциала Шиффа Φ_5 .

Результаты расчетов по формуле (7) удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными (рис. 1). Заметное расхождение имеет место только для экспериментальной точки, отвечающей толщине $h = 7 \cdot 10^{-10}$ м, меньшей эффективного диаметра мо-

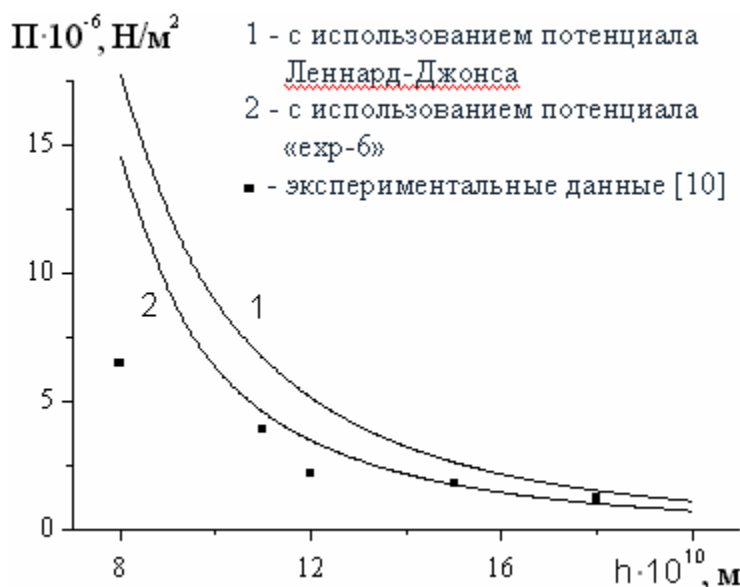


Рис. 1. Сравнение изотерм расклинивающего давления в смачивающем слое декана на поверхности алюминия

лекулы декана $a_{11} = 16 \cdot 10^{-10}$ м, найденного по формуле (7). Таким образом, указанная точка не имеет физического смысла. Вместе с тем, следует отметить, что расчеты дают несколько завышенные значения $\Pi(h)$.

Как известно [1, 2], структурная составляющая расклинивающего давления описывается суммой экспоненциальных членов

$$\Pi_s = K_0 \exp\left(-\frac{h}{l_0}\right) + K \exp\left(-\frac{h}{l}\right), \quad (10)$$

где K_0 , K , l и l_0 – некоторые постоянные, характеризующие величину и радиус действия структурных сил. Предполагается, что один из этих членов описывает короткодействующие структурные силы, а другой – дальнедействующие. Следовательно,

$$\Pi = \Pi_m + \Pi_s = \frac{A_0}{6\pi h^3} + K_0 \exp\left(-\frac{h}{l_0}\right) + K \exp\left(-\frac{h}{l}\right).$$

Экспоненциальный вид члена, отвечающего короткодействующим силам можно объяснить, если вместо потенциала Леннарда-Джонса воспользоваться потенциалом «exp-6» [17, 18]

$$\Phi(r) = \beta e^{-\alpha r} - \frac{Q}{r^6} \quad (11)$$

где α , β , Q – константы. При использовании потенциала (10) предполагалось, что параметр Q совпадает с соответствующим параметром потенциала Леннарда-Джонса ($Q = 4\epsilon a^6$). Параметры α и β находились из системы уравнений

$$\begin{cases} \Phi(a) = \Phi_{LJ}(a) \\ \Phi(d) = \Phi_{LJ}(d) \end{cases}$$

где d отвечает минимуму потенциала Леннарда-Джонса. Для декана $\beta = 3.84 \cdot 10^5 \epsilon$, $\alpha = 11.5/a$, $Q = 4\epsilon a^6$. Изотерма расклинивающего давления 2 (см. рис. 1), отвечающая потенциалу (11), лучше согласуется с экспериментальными данными, чем соответствующая леннарда-джонсовская изотерма 1, хотя, как и следовало ожидать, это различие не является существенным.

*Случай смачивающего слоя
на модифицированной поверхности твердого тела*

Основное внимание в работах [2, 10] уделяется случаю, когда поверхность твердого тела модифицирована другими жидкостями, в частности пентанолом. В работе [2] рассматривался случай мономолекулярного под-

слоя. В рамках термодинамической теории возмущений возможно рассмотрение континуальной модели твердое полупространство (фаза 2) - жидкий подслоя (фаза 1) - полимолекулярный подслоя (фаза 3) (рис. 2).

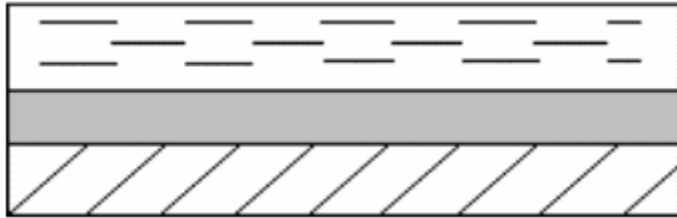


Рис. 2. К модели системы, отвечающей случаю модифицированной твердой поверхности:

1 - полимолекулярный смачивающий слой;
2 - твердая поверхность; 3 - жидкая прослойка

При этом мономолекулярный модифицирующий слой будет отвечать предельному случаю полимолекулярного слоя. Алгоритм применения метода ТТВ при учете модифицирующего подслоя несколько усложняется. Из массивной жидкой фазы выделяется слой 3 и помещается на твердую поверхность с межфазным натяжением σ_{22} . Из другой жидкой массивной фазы также выделяется полимолекулярный слой 1 и помещается на подслоя 3. Окончательное выражение для расклинивающего давления в основном слое 1 имеет вид

$$\Pi = -\frac{\partial \omega}{\partial h_1} = \frac{C}{h_1^3} + \frac{D}{(h_1 + h_3)^3} - \frac{E}{h_1^9} - \frac{F}{(h_1 + h_3)^9}, \quad (12)$$

где h_1 – толщина основного смачивающего слоя; h_3 – толщина модифицирующей прослойки. Постоянные C , D , E и F определяются соотношениями:

$$C = \frac{-2\pi n_1^2 \varepsilon_{11} a_{11}^6 + 2\pi n_1 n_2 \varepsilon_{13} a_{13}^6}{3}; \quad D = \frac{-\pi n_1 n_3 \varepsilon_{13} a_{13}^6}{15} + \frac{-2\pi n_1^2 \varepsilon_{11} a_{11}^6 + 2\pi n_1 n_2 \varepsilon_{12} a_{12}^6}{3};$$

$$E = \frac{-4\pi n_1^2 \varepsilon_{11} a_{11}^{12} + 4\pi n_1 n_3 \varepsilon_{13} a_{13}^{12}}{45}; \quad F = \frac{4\pi n_1 n_3 \varepsilon_{13} a_{13}^{12}}{45} + \frac{4\pi n_1^2 \varepsilon_{11} a_{11}^{12} - 4\pi n_1 n_2 \varepsilon_{12} a_{12}^{12}}{45}.$$

Таким образом, расклинивающее давление зависит не только от толщины смачивающего слоя h_1 , но и от толщины модифицирующей прослойки, причем $h_{33} = a_{33}$ будет соответствовать предельному случаю мономолекулярного модифицирующего слоя.

В [10] имеются экспериментальные данные для системы алюминий - модифицирующий монослой пентанола - декан. Поскольку вклад ориентационных сил межмолекулярного притяжения в энергию взаимодействия составляет не более 10 %, даже для гораздо более полярных молекул типа H_2O и NH_3 , взаимодействие с молекулой пентанола может быть также достаточно адекватно описано в рамках леннарда-джонсовского приближения

с параметрами парного потенциала, найденными из соотношений (8) и (9). Результаты расчетов по формуле (12) достаточно хорошо согласуются с экспериментальными данными Блейка и др. [10] (рис. 3).

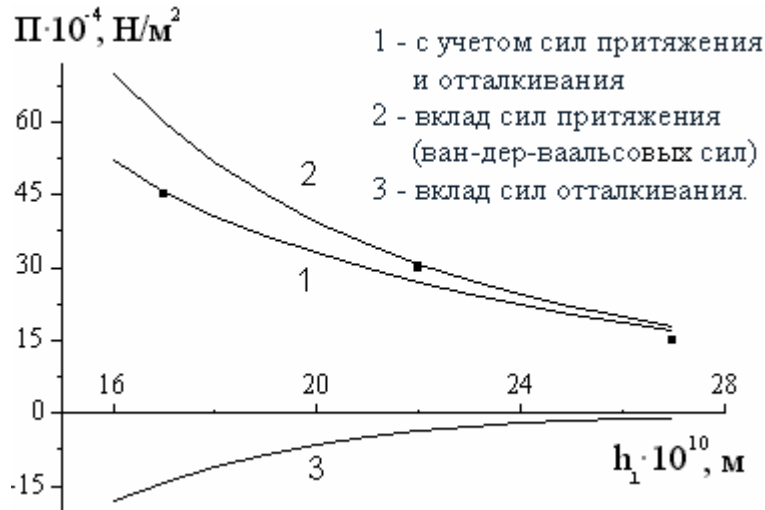


Рис. 3. Изотермы расклинивающего давления, найденные по формуле (12) для смачивающего слоя декана на поверхности алюминия, покрытой монослоем пентанола

Примечательно, что варьирование толщины прослойки при реалистичном условии $h_3 > a_{33}$ не влияет заметным образом на величину расклинивающего давления. Таким образом, даже монослой практически полностью экранирует влияние твердой фазы 2. При $h_3 \rightarrow \infty$ и последующей замене индекса 3 на индекс 2 формула (12) переходит в соотношение (7).

Заключение

Применение ТТВ и модели парных межмолекулярных взаимодействий позволило получить вполне адекватные результаты для расклинивающего давления в смачивающем слое декана на немодифицированной и модифицированной поверхностях алюминия. Следует особо отметить, что, несмотря на использование ряда упрощающих допущений, позволивших довести рассмотрение до конкретных расчетов, представленные выше результаты получены без использования каких-либо подгоночных параметров. В некоторых случаях микроскопический подход к нахождению расклинивающего давления может приводить к менее адекватным результатам, чем макроскопическая теория ван-дер-ваальсовых сил [1]. Расхождение с экспериментом изотерм $\Pi(h)$, полученных на основе ранних микроскопических теорий, в частности теории Я.И. Френкеля [19], обусловлено, очевидно, не особенностями микроскопического подхода в целом, а недостатками конкретных теорий, а также неадекватностью принятых значений параметров парного потенциала. Из хорошего согласия с экспериментом расчетных изотерм расклинивающего давления в смачивающих слоях алканов следует, что для этих систем вклад ориентационных эффектов в

структурную составляющую расклинивающего давления должен быть достаточно малым.

Библиографический список

1. Дерягин Б.В., Чураев Н.В., Муллер В.М. Поверхностные силы. М.: Наука, 1985. 400 с.
2. Семашко О.В., Усъяров О.Г. // Коллоидный журнал. 2000. Т. 62. № 2. С. 232.
3. Мартынов Г.А. // Коллоидный журнал. 2000. Т. 62. № 3. С. 395.
4. Щербаков Л.М. // Исследование в области поверхностных сил. М.: Наука, 1964. С.17.
5. Самсонов В.М., Муравьев С.Д., Базулев А.Н. // Журн. физ. хим. 2000. Т. 74. №11. С. 1971.
6. Samsonov V.M., Scherbakov L.M., Novoselov A.R., Lebedev A.V. // Colloids and Surfaces. 1999. V. 160. P. 117.
7. Базулев А.Н., Самсонов В.М., Сдобняков Н.Ю. // Журн. физ. хим. 2000. Т. 76. № 11. С. 2073.
8. Новоселов А.Р. Размерные эффекты в термодинамике микрогетерогенных систем. Дис. ... канд. физ.-мат. наук. Калинин, 1987. 153 с.
9. Ruckenstein E. Effekt of short-range interactions on spreading // Journ. Colloid Interface Sci. 1996. V. 179. № 1. P. 136.
10. Blake T.D., Cayias J.L., Wade W.H., Zerdecki J.A. J. Colloid Interface Sci. 1971. V. 37. № 4. P. 678.
11. Бретшнайдер С. Свойства газов и жидкостей. М.: Химия, 1966. 535 с.
12. Филлипов Л. П. Подобие свойств веществ. М.: Изд-во МГУ, 1978. 255 с.
13. Китайгородский А.И. Молекулярные кристаллы. М.: Наука, 1971. 424 с.
14. Isichara A. // Journ. Chem. Phys. 1950. V. 18. № 4. P. 1446.
15. Гордон А., Форд Р. Спутник химика. М.: Мир, 1976. С. 383-386.
16. Schiff D. // Computer experiments on liquid metals. 1960. V. 186. № 1. P. 151.
17. Смирнова Н.А. Методы статистической термодинамики в физической химии. М.: Высшая школа, 1982. С. 383-386.
18. Гиршфельдер Дж., Кертис Ч., Берд Р. Молекулярная теория газов и жидкостей. М.: Изд-во иностранной литературы, 1961. 930 с.
19. Френкель Я.И. Кинетическая теория жидкостей. Л.: Наука, 1975. С. 377-385.

УДК 532.632

А.Р. Новоселов
Тверской государственный университет

ИЗБЫТОЧНАЯ СВОБОДНАЯ ЭНЕРГИЯ МИКРОГЕТЕРОГЕННЫХ СИСТЕМ СО СФЕРИЧЕСКОЙ И ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ГЕОМЕТРИЕЙ

Микрогетерогенные системы (мг-системы), обладающие сферической или цилиндрической симметрией, часто встречаются при рассмотрении процессов гетерогенной конденсации, смачивания и растекания на малых

ядрах, тонких волокнах или в узких капиллярах, при исследовании эмульсий, изучении тонких пленок на мелкодисперсных порошках и т.п. Основной термодинамической характеристикой мг-систем является избыточная свободная энергия Ψ , условия минимума которой определяют равновесное состояние мг-системы. В отличие от соответствующих макроскопических гетерогенных систем Ψ не может с достаточной точностью быть выражена только посредством слагаемых, пропорциональных площадям межфазных поверхностей, и требует введения поправок, зависящих от размеров и формы входящих в систему микрообъектов. Расчет таких поправок методом термодинамической теории возмущений является целью данной работы.

Рассматриваемая система изображена на рис. 1. Фаза α находится внутри поверхности (сферической или цилиндрической) радиуса R_1 (область α), фаза β располагается между поверхностью радиуса R_1 и концентричной (или коаксиальной) с ней поверхностью радиуса R_2 (область β), фаза γ заполняет все пространство вне поверхности радиуса R_2 (область γ).

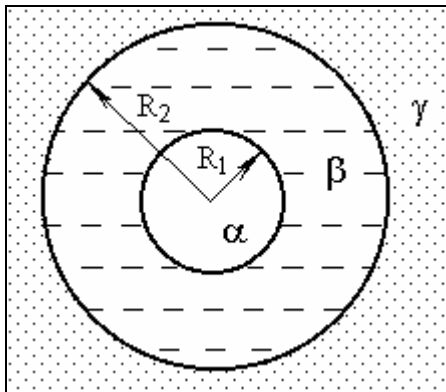


Рис. 1. Модель мг-системы

Избыточную свободную энергию системы Ψ будем рассчитывать методом термодинамической теории возмущений [1], в соответствии с которым Ψ в первом приближении равна сумме потенциальных энергий возмущения областей α , β и γ , связанных с выделением их из соответствующих массивных фаз и объединением полученных фрагментов в одну мг-систему. При этом мы будем рассматривать только дисперсионную составляющую избыточной свободной энергии,

размерная зависимость которой выражена значительно сильнее, чем у недисперсионных составляющих. 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, оцениваемый с помощью приближенного соотношения $na^3 \approx 1$, где n – концентрация молекул в соответствующей массивной фазе. Константы B выражались через рассчитанные методом термодинамической теории возмущений удельные свободные энергии плоских межфазных поверхностей σ (σ_α , σ_β – поверхностные натяжения на границе с паром, $\sigma_{\alpha\beta}$ – меж-

фазное натяжение на границе α - β) и концентрации молекул. Раскладывая найденные выражения Ψ (не приводимые здесь ввиду их громоздкости) в ряд по степеням a/R и ограничиваясь линейными членами, получаем для случая сферической симметрии:

$$\Psi = 4\pi R_1^2 \sigma_{\alpha\beta} \left(1 - \frac{\delta_{\alpha\beta}}{R_1}\right) + 4\pi R_2^2 \sigma_{\beta\gamma} \left(1 - \frac{\delta_{\beta\gamma}}{R_2}\right) + 4\pi R_1 R_2 \omega(h), \quad (1)$$

где

$$\delta_{\alpha\beta} = \frac{\sigma_\alpha a_\alpha - \sigma_\beta a_\beta}{\sigma_{\alpha\beta}}; \quad \delta_{\beta\gamma} = \frac{\sigma_\beta a_\beta - \sigma_\gamma a_\gamma}{\sigma_{\beta\gamma}}; \quad h = R_2 - R_1;$$

$$\omega(h) = \frac{\pi}{12h^2} (B_{\alpha\beta} n_\alpha n_\beta + B_{\beta\gamma} n_\beta n_\gamma - B_{\alpha\gamma} n_\alpha n_\gamma - B_\beta n_\beta^2).$$

Выражение $\omega(h)$ через межфазные натяжения оказывается в общем случае слишком громоздким. Более удобно выражать ее через константу Гамакера $A_{\alpha\beta\gamma}$ для взаимодействия макроскопических фаз α и γ через тонкую плоскую прослойку фазы β , которая, согласно известному (см. например [2]) правилу сложения, будет равна:

$$A_{\alpha\beta\gamma} = \pi^2 B_{\alpha\gamma} n_\alpha n_\gamma + \pi^2 B_\beta n_\beta^2 - \pi^2 B_{\alpha\beta} n_\alpha n_\beta - \pi^2 B_{\beta\gamma} n_\beta n_\gamma.$$

Тогда

$$\omega(h) = -\frac{A_{\alpha\beta\gamma}}{12\pi h^2}.$$

Величину $A_{\alpha\beta\gamma}$ можно в ряде случаев рассчитать, пользуясь строгой макроскопической теорией молекулярных сил, или найти из экспериментов по исследованию изотерм расклинивающего давления тонких пленок и прослоек.

Для систем с цилиндрической геометрией расчет избыточной свободной энергии Ψ_c , приходящейся на единицу длины, приводит к выражению

$$\Psi_c = 2\pi R_1 \sigma_{\alpha\beta} \left(1 - \frac{\delta_{\alpha\beta}}{2R_1}\right) + 2\pi R_2 \sigma_{\alpha\beta} \left(1 - \frac{\delta_{\beta\gamma}}{2R_2}\right) + \pi(R_1 + R_2)\omega(h). \quad (2)$$

Первые два слагаемых в выражениях (1), (2) представляют свободные энергии поверхностей раздела α - β и β - γ , а третье слагаемое, содержащее $\omega(h)$, можно отождествить с избытком свободной энергии, вызванным перекрытием поверхностных слоев.

Для проверки адекватности полученных результатов перейдем в соотношениях (1), (2) к пределу $R_1, R_2 \rightarrow \infty$ при $R_2 - R_1 = h = \text{const}$. Это соответствует хорошо исследованной системе, состоящей из плоского слоя толщиной h фазы β между протяженными фазами α и γ . Избыточная свободная энергия ψ на единицу площади такого слоя будет равна

$$\psi = \sigma_{\alpha\beta} + \sigma_{\beta\gamma} + \omega(h).$$

При этом расклинивающее давление слоя

$$\Pi(h) = -\partial\psi/\partial h = -\frac{A_{\alpha\beta\gamma}}{12\pi h^2}.$$

Это соотношение представляет собой известное выражение для обусловленной незапаздывающими дисперсионными силами молекулярной составляющей расклинивающего давления [3].

Из соотношений (1), (2) можно (как частный случай тождественности фаз β и γ) получить выражения для зависимости удельной свободной межфазной энергии от кривизны $H = 1/R$ для сферической и $H = 1/(2R)$ для цилиндрической поверхности:

$$\sigma(H) = \sigma_{\alpha\beta}(1 - H\delta_{\alpha\beta}).$$

Проведенные теоретические оценки избыточной свободной энергии мГ-систем с сильно искривленными межфазными поверхностями (тонкий жидкий слой на сферическом ядре, цилиндрической нити, внутренней поверхности сферической или цилиндрической поры) показывают, что в первом приближении размерные поправки сводятся к учету зависимости удельных свободных межфазных энергий от кривизны и введению слагаемого, связанного с перекрытием зон действия молекулярных сил на границах тонкого слоя.

Библиографический список

4. 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.
5. Шукин Е.Д., Перцов А.В., Амелина Е.А. Коллоидная химия. М.: Изд-во МГУ, 1982. 348 с.
6. Дерягин Б.В., Чураев Н.В., Муллер В.М. Поверхностные силы. М.: Наука, 1985. 400 с.

УДК 532.6:541.8

Н.Ю. Сдобняков, Е.В. Сидорова
Тверской государственный университет

РАЗМЕРНАЯ ЗАВИСИМОСТЬ ПОВЕРХНОСТНОГО НАТЯЖЕНИЯ НАНОКАПЕЛЬ ИНЕРТНЫХ ГАЗОВ И МЕТАЛЛИЧЕСКИХ РАСПЛАВОВ В ШИРОКОМ ТЕМПЕРАТУРНОМ ИНТЕРВАЛЕ

В последние годы, особенно в связи с развитием нанотехнологии, интерес к структуре и свойствам малых объектов существенно возрастает. С уменьшением размера малого объекта его свойства, в частности термодинамические характеристики, начинают зависеть от его эффективного радиуса R . Впервые к данной проблеме обратился еще Дж. В. Гиббс [1], позднее данный подход был развит в работах Р. Толмена [2] и его последо-

вателей [3]. Основываясь на развитой Гиббсом термодинамике криволинейных границ раздела, Р. Толмен [2] вывел свое известное уравнение

$$\gamma/\gamma_\infty = (1 + 2\delta/R_s)^{-1} \quad (1)$$

для поверхностного натяжения γ . Здесь γ_∞ – значение поверхностного натяжения для плоской поверхности; R_s – радиус поверхности натяжения (в дальнейшем индекс s опускается); $\delta > 0$ – расстояние между эквимолекулярной разделяющей поверхностью и поверхностью натяжения для плоской границы раздела. Следует отметить, что применимость формулы Толмена к малым каплям, радиус которых сравним с эффективным молекулярным размером, не является обоснованным теоретически, а при $R \gg \delta$ формула Толмена может быть переписана в виде

$$\gamma/\gamma_\infty = 1 - 2\delta/R.$$

Подход Р. Толмена сводится к учету поправки на кривизну поверхности к макроскопическому значению поверхностного натяжения γ_∞ . Случай, когда R и δ имеют один порядок величины, Р. Толменом не анализировался.

Для малых R А.И. Русанов [4] получил асимптотическую линейную зависимость

$$\gamma = KR, \quad (2)$$

где K – коэффициент пропорциональности. Формула (2) получена на основе термодинамического рассмотрения и должна быть применима к малым объектам различной природы. В работе [5] было показано, что формула вида (2) должна выполняться как для поверхности натяжения, так и для эквимолекулярной разделяющей поверхности (с несколькими различающимися значениями коэффициента пропорциональности K), однако границы применимости линейной формулы (2) и значения параметра K для конкретных систем остаются до сих пор практически не исследованными.

В [6] Л.М. Щербаков предложил использовать термодинамическую теорию возмущений для нахождения избыточной свободной энергии малой капли простого леннарда-джонсовского флюида. В соответствии с указанной теорией [7-9], избыточная (по сравнению с невозмущенным состоянием) свободная энергия $\Psi = F - F_0$ определяется как средняя энергия возмущения $\langle U \rangle_0$, найденная по невозмущенному распределению Гиббса. В рассматриваемом нами случае Ψ отвечает избыточной свободной энергии малого объекта, а энергия возмущения $\langle U \rangle_0$ – выделению соответствующего сферического объема радиуса R из массивной материнской фазы. Конкретизация радиуса малого объекта позволяет ввести в рассмотрение эффективную удельную свободную поверхностную энергию $\sigma(R) = \Psi/4\pi R^2$. Такой выбор радиуса малого объекта отвечает эквимолекулярной разделяющей поверхности. Следовательно, удельная свободная поверхностная

энергия будет совпадать с поверхностным натяжением $\gamma(R)$. В работах [10-14] размерная зависимость эффективной удельной свободной энергии $\sigma(R)$ исследовалась на основе термодинамической теории возмущений для малых капель различных по природе жидкостей: простого лоннард-джонсовского флюида [10, 11], металлических расплавов [12, 13], гомологического ряда нормальных алканов и воды [14].

В соответствии с описанным выше методом термодинамической теории возмущений свободная энергия малого объекта может быть представлена в виде

$$\Psi = -\frac{1}{2}(n_l - n_g)^2 \int_{V_1} dV_1 \int_{V_2} dV_2 g_0(r) \Phi(r), \quad (3)$$

где n_l, n_g – плотность числа молекул (ионов) в жидкой и парогазовой средах соответственно; V_2 – объем, граничащий со сферической областью объемом V_1 и выбранный с учетом радиуса действия потенциала в массивной фазе; $g_0(r)$ – радиальная функция распределения невозмущенной массивной фазы; $\Phi(r)$ – парный потенциал.

Одним из преимуществ рассматриваемого нами метода термодинамической теории возмущений является возможность его применения не только к молекулярным системам, но и металлическим частицам. Эффективные парные потенциалы, предложенные различными авторами для металлических расплавов, получены для массивной фазы и только для нее адекватно учитывают вклады электрон-ионного, ион-ионного и электрон-электронного взаимодействий. Непосредственное применение этих потенциалов к очень малым объектам не является корректным, однако алгоритм, основывающийся на термодинамической теории возмущений, предполагает, что при нахождении энергии возмущений используется невозмущенная функция распределения (радиальная функция). Поскольку радиальная функция распределения непосредственно связана с парным потенциалом, из требования невозмущенности функции распределения вытекает требование невозмущенности парного потенциала, т.е. потенциала, найденного для массивной фазы расплава.

В данной работе для молекулярных систем (инертные газы) в качестве радиальной функции использовалось простейшее приближение – «ступенька». Как было показано в [15], использование реалистической радиальной функции, например из работы [16], практически не меняет расчетных характеристик для всех исследованных нами молекулярных систем. В отличие от молекулярных флюидов, расчетные значения поверхностного натяжения металлических расплавов существенно зависят от выбора радиальной функции распределения. Так, простейшее приближение для радиальной функции («ступенька») приводит к занижению примерно в пять раз асимптотического значения поверхностного натяжения σ_∞ , отвечающего

плоской границе раздела. Существует мнение, что структура жидкостей в объемной фазе достаточно хорошо описывается приближением Вика, Чандлера и Андерсена

$$g(r) = \exp[-\Phi(r)/kT]y_{HS}(r),$$

где k – постоянная Больцмана; T – абсолютная температура; $y(r,[n])$ – функция распределения системы твердых сфер, функционально зависящая от плотности n , но не зависящая от вида парного потенциала. Радиальную функцию распределения для металлического расплава $g(r)$ можно найти по радиальной функции леннарда-джонсовской системы $g_{LD}(r)$ при той же температуре T :

$$g(r)/g_{LD}(r) = \exp[-(\Phi(r) - \Phi_{LD}(r))/kT].$$

В работе радиальная функция леннарда-джонсовского флюида $g_{LD}(r)$ рассчитывалась согласно работе [16].

Нами получены размерные зависимости поверхностного натяжения наночапель инертных газов и металлического расплава на примере алюминия в широком температурном интервале (рис. 1, 2). Для жидкого аргона расчет был произведен с использованием потенциала Леннарда-Джонса в приближении «ступенька», а в случае алюминия – потенциала Шиффа [17] с реалистической радиальной функцией распределения. Плотности n_l, n_g для расчета по формуле (3) были взяты из [18, 19]. В отличие от изученных нами молекулярных систем, для которых концентрации n_l и n_g являются сравнимыми величинами, для расплава алюминия справедливо неравенство $n_l \gg n_g$.

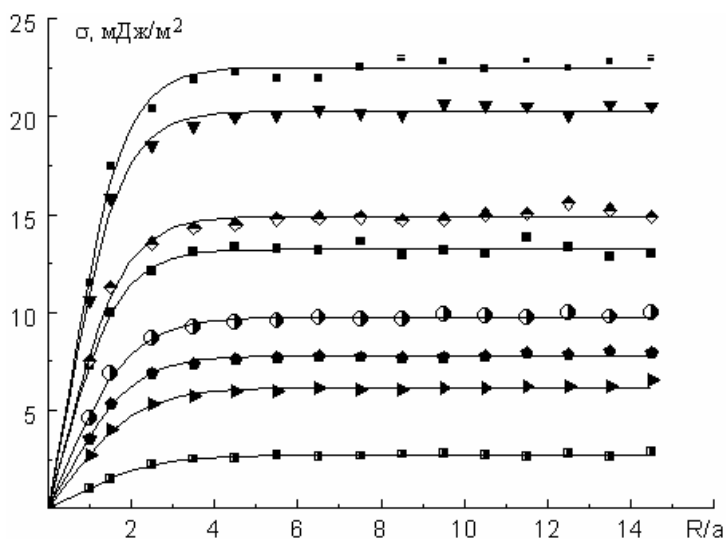


Рис. 1. Размерная зависимость поверхностного натяжения жидкого аргона при различных значениях температуры и плотности для потенциала Леннарда-Джонса в приближении «ступенька»

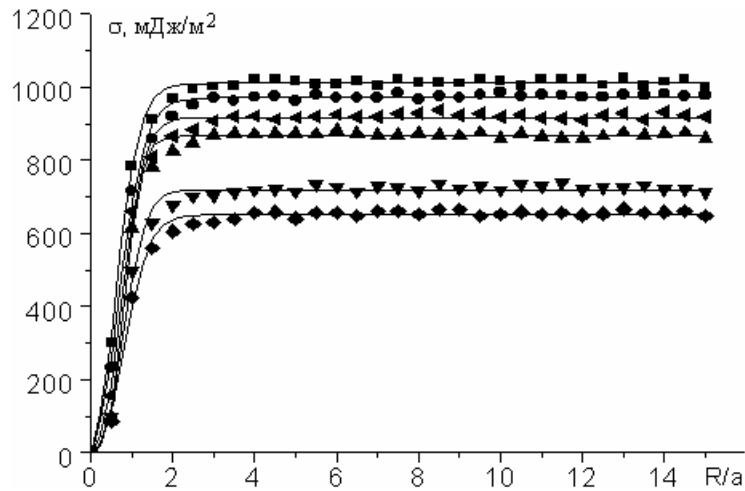


Рис. 2. Размерная зависимость поверхностного натяжения жидкого алюминия при различных значениях температуры и плотности (табл.) для потенциала Шиффа с использованием реалистической функции распределения

В работе также исследовалась температурная зависимость предельного значения поверхностного натяжения. Установлено, что для всех инертных газов в достаточно хорошем приближении выполняется параболическая аппроксимация, а для металлов параболическая аппроксимация практически совпадает с линейной. Температурные зависимости предельного значения поверхностного натяжения аргона и алюминия представлены на рис. 3, 4. Расчетные значения (см. рис. 4) в целом хорошо согласуются с экспериментальными данными [20].

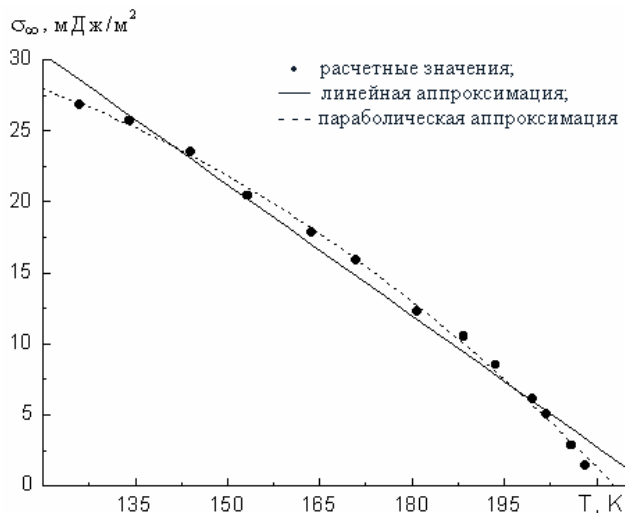


Рис. 3. Температурная зависимость предельного значения поверхностного натяжения аргона от температуры

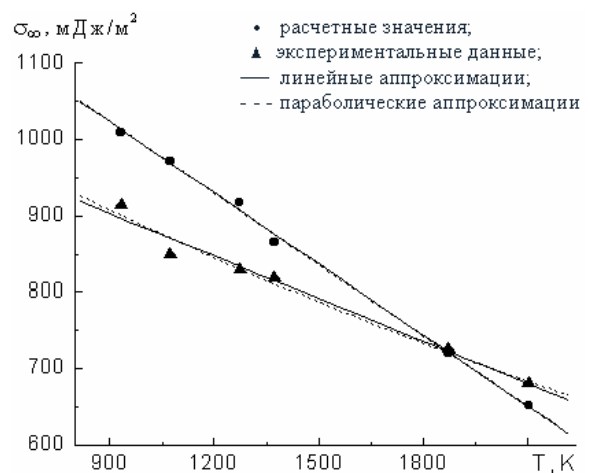


Рис. 4. Температурная зависимость предельного значения поверхностного натяжения алюминия от температуры

Результаты проведенных нами расчетов удельной свободной поверхностной энергии $\sigma(R)$ для малых капель жидких инертных газов и металлических расплавов показывают, что в достаточно хорошем приближении зависимость σ от R можно аппроксимировать двумя линейными участками, т.е. представить в виде

$$\sigma(R) = \begin{cases} KR, & \text{при } R \leq R_c \\ \sigma_\infty, & \text{при } R > R_c \end{cases} \quad (4)$$

При радиусах R , меньших некоторого характерного (критического) значения R_c , поверхностное натяжение $\sigma(R)$ описывается линейной формулой Русанова (3), а при $R > R_c$ практически совпадает с предельным значением σ_∞ , отвечающим $R \rightarrow \infty$, т.е. плоской макроскопической границе раздела. Расчетные данные для предельного значения поверхностного натяжения σ_∞ , коэффициента пропорциональности K в формуле Русанова (2), и параметра Толмена δ в (1) представлены в табл.

Таблица. Параметры формул Русанова (2) и Толмена в (1), рассчитанные для жидких инертных газов при различных приведенных плотностях и температурах для потенциала Леннард-Джонса в приближения радиальной функции «ступенька»

| Вещество | T, K | $\sigma_\infty, \text{мДж}/\text{м}^2$ | $K, 10^{10} \text{мДж}/\text{м}^3$ | $\delta, \text{Å}$ |
|-----------|----------|--|------------------------------------|--------------------|
| <i>Ar</i> | 90, 00 | 22, 52 | 3, 43 | 0, 721 |
| | 97, 76 | 20, 29 | 3, 11 | 0, 774 |
| | 111, 92 | 14, 92 | 2, 21 | 0, 810 |
| | 122, 39 | 13, 23 | 1, 91 | 0, 834 |
| | 132, 95 | 9, 76 | 1, 35 | 0, 896 |
| | 137, 64 | 7, 80 | 1, 00 | 0, 924 |
| | 141, 61 | 6, 18 | 0, 75 | 1, 001 |
| <i>Al</i> | 147, 98 | 2, 72 | 0, 29 | 1, 170 |
| | 933, 15 | 1010 | 144 | 0, 383 |
| | 1073, 15 | 972 | 138 | 0, 432 |
| | 1273, 15 | 918 | 130 | 0, 466 |
| | 1373, 15 | 866 | 123 | 0, 481 |
| | 1873, 15 | 720 | 102 | 0, 495 |
| | 2103, 15 | 652 | 93 | 0, 523 |

При увеличении температуры коэффициент пропорциональности K уменьшается, в то время как параметр Толмена δ растет. Важным результатом является тот факт, что для всех исследованных систем в соответст-

вующем интервале справедливо приближение (4), а значит и условие устойчивости наночастиц, полученное в кандидатской диссертации [15]. Таким образом, и в случае нанокapель инертных газов и металлических расплавов оно будет иметь тот же вид, что и в работах [15, 21], и единственной трудностью для установления стабильности (нестабильности) таких объектов является недоступность экспериментальных данных по сжимаемости нанокapель инертных газов и металлических частиц.

Библиографический список

1. Гиббс Дж. В. Термодинамические работы. М.; Л.: ГИТТЛ, 1950. С. 303.
2. Tolman R.S. // J. Chem. Phys. 1949. V.17. № 2. P. 333.
3. Schmelzer J. // J.Chem. Soc. Faraday Trans. 1986. V. 82. P. 1421.
4. Русанов А.И. Фазовые равновесия и поверхностные явления. Л.: Химия, 1967. 388 с.
5. Байдаков В.Г., Болташев Г.Ш. // Журн. физ.хим. 1995. Т.69. № 3. С. 515.
6. Щербаков Л.М. // Исследования в области поверхностных сил. М.: Наука, 1964. С. 17.
7. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Статистическая физика. Ч. 1. М.: Наука, 1995.
8. Фейнман Р. Статистическая механика. М.: Мир, 1978.
9. Смирнова Н.А. Методы статистической термодинамики в физической химии. М.: Высшая школа, 1982, С. 282.
10. Samsonov V.M., Shcherbakov L.M., Novoselov A.R., Lebedev A.V. // Colloids and Surfaces. 1999. V. 160. P. 117.
11. Самсонов В.М., Муравьев С.Д., Базулев А.Н. // Журн. физ. хим. 2000. Т. 74. № 11 С. 1971.
12. Samsonov V.M., Bazulev A.N., Muravyev S.D. // Transactions of Joining and Welding Research Institute. Osaka. 2001. V.30. P. 293.
13. Самсонов В.М., Базулев А.Н., Щербаков Л.М. // Расплавы. 2002. № 2. С. 62.
14. Базулев А.Н., Самсонов В.М., Сдобняков Н.Ю. // Журн. физ. хим. 2002. Т. 76. № 11. С. 2073.
15. Сдобняков Н.Ю. Размерная зависимость поверхностного натяжения наночастиц и проблема их термодинамической устойчивости: Дис. ... канд. физ.-мат. наук. Тверь, 2003.
16. Matteoli E., Mansoori G. A simple expression for radial functions of pure fluids and mixtures // Journal of Chemical Physics. 1995. V. 103. №. 11. P. 4672-4677.
17. Schiff D. Computer experiments on liquid metals // Physical Review Series II. 1969. V. 186. № 1. P. 151-159.
18. Справочник химика. Т. 1. М. Л.: Химия, 1971. С. 558-563; 1006-1023.
19. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. М.: Наука, 1963. С. 100.
20. Физические величины: Справочник. М.: Энергия, 1991. С. 335.
21. Samsonov V.M., Sdobnyakov N.Yu., Bazulev A.N. On thermodynamic stability conditions for nanosized particles // Surface Science. 2003. V. 532-535. P. 526-530.

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТЫ

УДК 621.315

М.С. Калинин, В.Ю. Рычагов, Ю.А. Филиппов
Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

СИЛЬНОТОЧНЫЕ СКОЛЬЗЯЩИЕ КОНТАКТНЫЕ СОЕДИНЕНИЯ С УПРУГОЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ

Опыт разработки и испытаний сильноточных контактных соединений коммутационных аппаратов, прежде всего разъединителей, показывает, что начальные площадки оплавления и приваривания размыкаемых и скользящих контактов аппаратов в процессе испытаний на стойкость в аварийных режимах при повышении токов ранее всего появляются на краях плоскостных рабочих поверхностей контактирования. Объяснить это явление можно тем, что во всех случаях применения плоскостных размыкаемых или скользящих контактных соединений в реальных конструкциях высоковольтных коммутационных аппаратов из-за отсутствия необходимых трех степеней свободы фактически не обеспечивается самоустанавливаемость подвижных контакт-деталей на неподвижных. Следовательно, не образуется трех, как минимум, контактных точек, характерных для плоскостного контактного соединения. Уверенно можно говорить лишь об одной эффективной площадке контактирования, которая реально может образовываться в любом месте рабочей поверхности контактирования: в ее центре, на ребре и даже на каком-либо углу этой поверхности. Поэтому сопротивления стягивания аналогичных плоскостных размыкаемых или скользящих контактных соединений однотипных коммутационных аппаратов, собранных по одним и тем же чертежам, могут отличаться между собой в широких пределах. Получаемые в процессе испытаний результаты будут характеризовать электродинамическую и термическую стойкость конкретного испытуемого образца, но не подтверждать эти характеристики для всех выпускаемых аппаратов серии, представителем которой является испытуемый образец.

Этот недостаток исключается, если обеспечить в конструкции контактного соединения стабильно повторяющееся одинаковое сопротивление стягивания. Практически это достигается стабильностью местоположения эффективной площадки контактирования в центре рабочей поверхности контактирования [1].

В настоящее время подготавливаются к производству на Гжельском заводе «Электроизолятор» новые отечественные серии разъединителей на 10 кВ, 630, 1000 и 2000 А в опорном и фигурном исполнениях, предназначенных для внутренней и наружной установки. Общие виды этих аппаратов представлены на рис. 1 и 2.

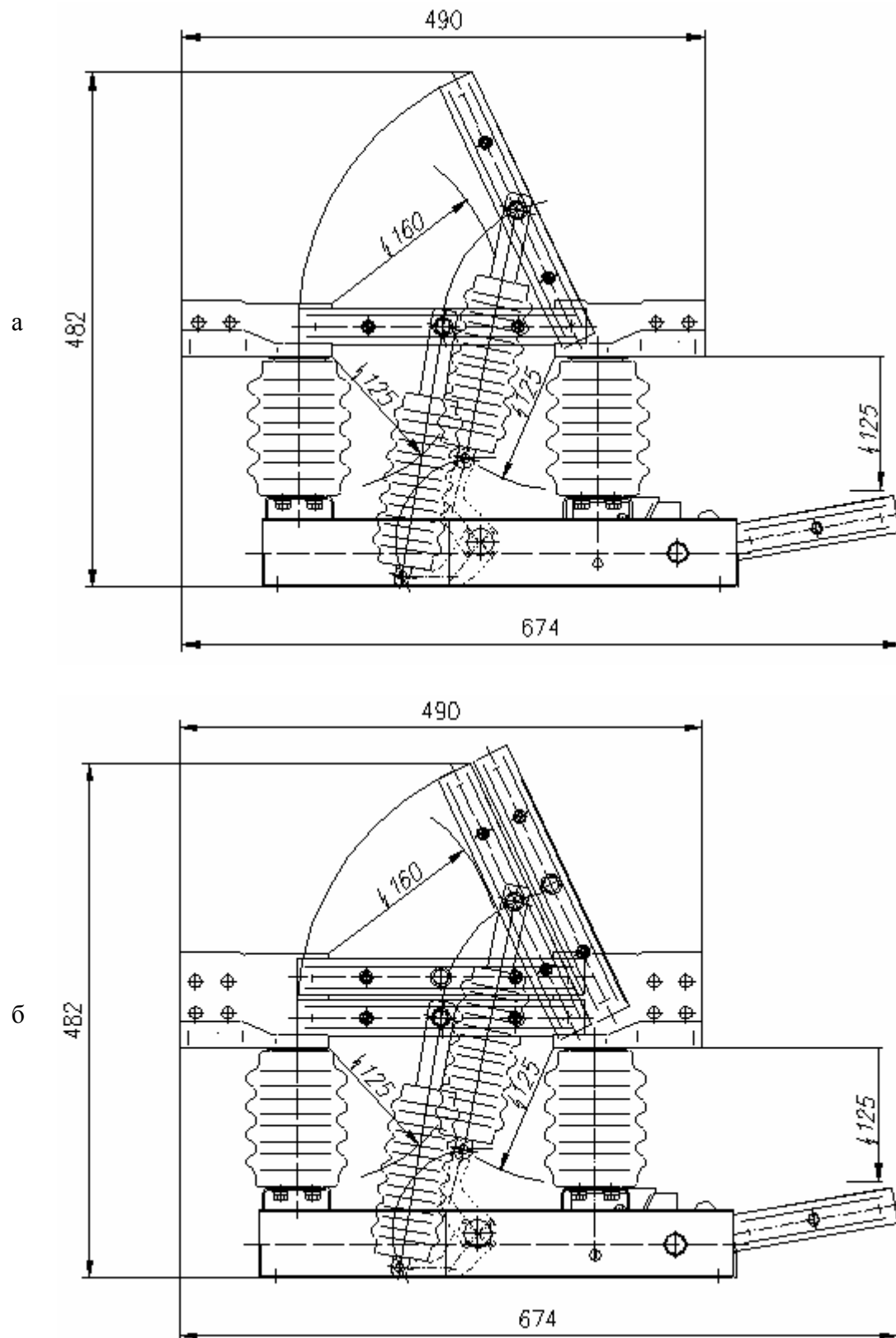


Рис. 1. Разъединители на 10 кВ:

а – внутренней установки на 1000 А; б – внутренней установки на 2000 А серии РК

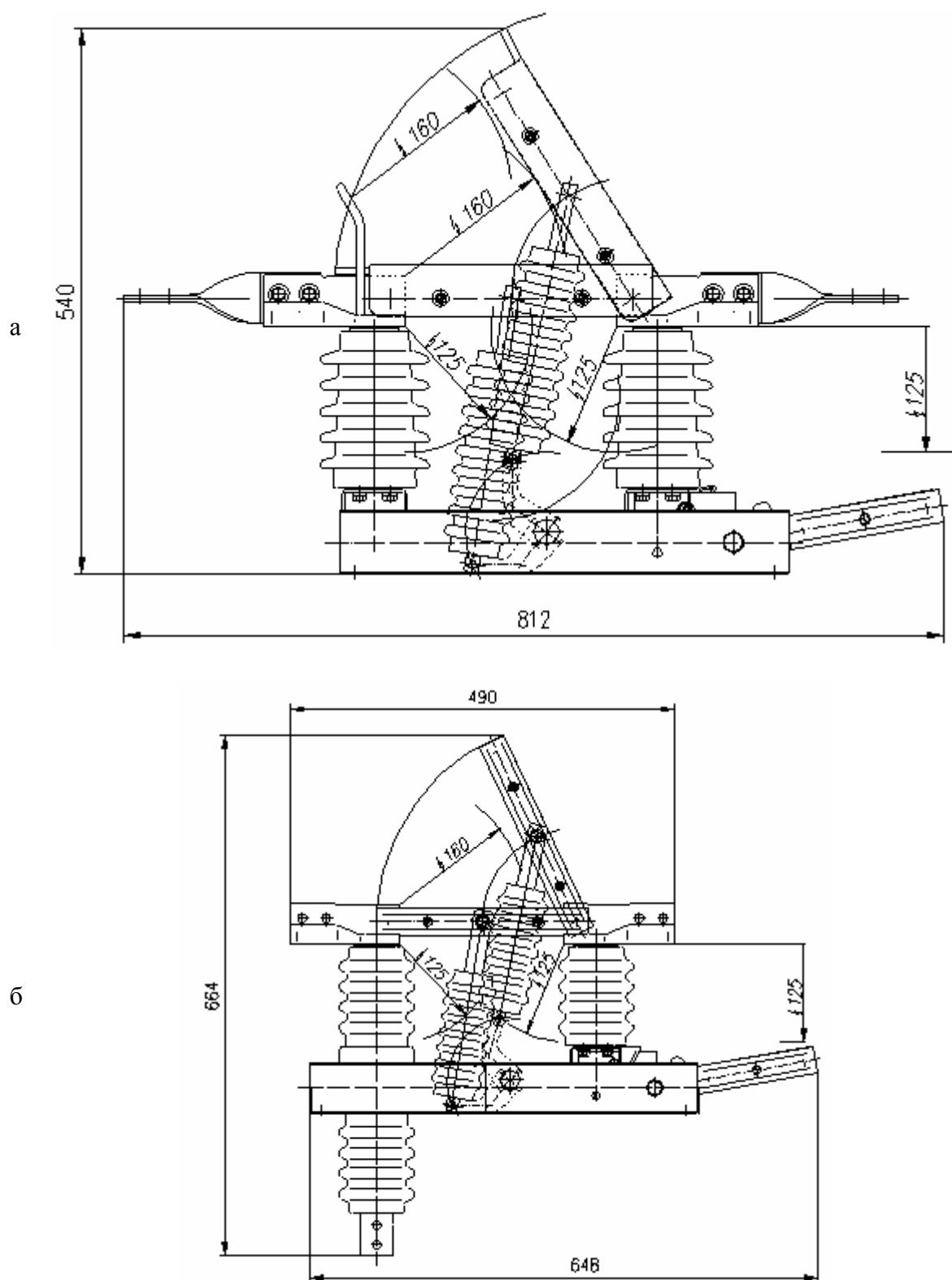


Рис. 2. Разъединители на 10 кВ:
 а – наружной установки на 1000 А серии РКН; б – фигурный на 1000 А серии РКФ

В центральные зоны рабочих контактирующих поверхностей аппаратов этих серий введены сферические выпуклости (рис. 3). При прохождении через контакт сквозных токов короткого замыкания возникающие электродинамические силы в каждом контакте увеличивают фактическую площадь эффективного контактирования. Тем самым достигается стабильность работы контактных соединений по условиям начального тока сваривания и обеспечиваются повышенные характеристики аппаратов по электродинамической и термической стойкости вследствие возникающей упругой деформации сферической контактной выпуклости.

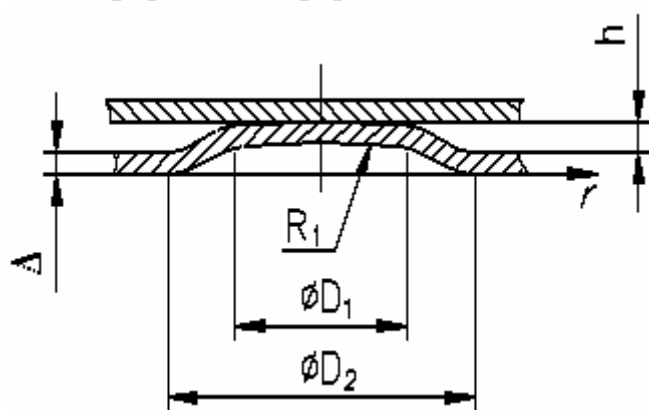


Рис. 3. Зона рабочего контактирования подвижного и неподвижного контактов

Параллельно с внедрением разъединителей на 10 кВ подготавливаются к производству двухколонковые горизонтально-поворотные разъединители на 110 кВ, 1000 и 2000 А, подвижные контактные соединения которых имеют аналогичные конструктивные особенности. На вершинах сферических выпуклостей контактов введено серебряное покрытие. В процессе

отключения сферическая площадка подвижного контакта смещается на медную плоскую поверхность неподвижного контакта с образованием контактирования медь-серебро.

Кривые изменения коэффициента трения покоя в зависимости от температуры токоведущих контактных пар, составленных из одинаковых проводниковых материалов [2], представлены на рис. 4а. Сплошные линии – при протекании тока, пунктирные – без тока. Аналогичные кривые, но применительно к контактным парам, составленным из разных материалов, приведены на рис. 4б. Характер изменения коэффициентов трения покоя в контактных парах из разных материалов резко отличается от характера аналогичных изменений коэффициентов трения в контактных парах из одинаковых материалов. Практически значимым стало большое уменьшение трения в контактных парах медь-серебро по сравнению с контактными парами серебро-серебро, что стало основанием для использования полученного результата исследований при проектировании разъединителя на 110 кВ.

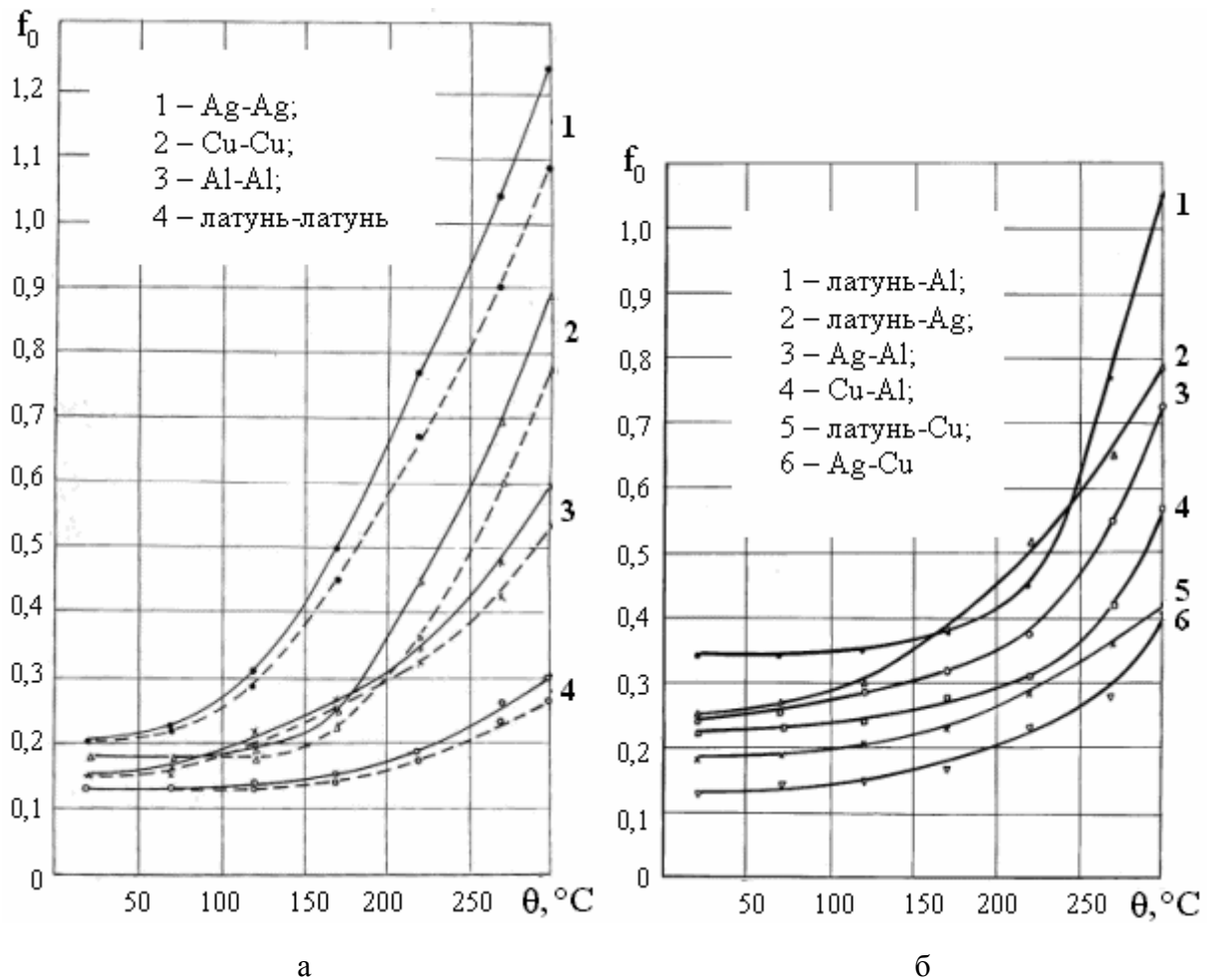


Рис. 4. Зависимости коэффициентов трения покоя контактов от температуры:
 а – контактные пары из одинаковых проводниковых материалов;
 б – контактные пары из разных проводниковых материалов

В заключение можно отметить, что введение фиксированного положения эффективных площадок контактирования в тонкостенно-профильных контактных соединениях коммутационных аппаратов, как и придание им свойств упругой деформации позволяют достигнуть значительного прогресса в практике создания новых совершенных конструкций электрических аппаратов.

Библиографический список

1. Карякин В.Е., Рычагов В.Ю., Филиппов Ю.А. Стойкость в аварийных режимах тонкостенных контактных соединений с упругой деформацией // Сб. докл. VI симпозиума «Электротехника 2001.» Т. 2.
2. Теория электрических аппаратов: Учебник для втузов по спец. «Электрические аппараты» / Г.Н. Александров, В.В. Борисов, В.Л. Иванов и др.; под ред. проф. Г.Н. Александрова. М.: Высш. шк., 1985. 312 с.

УДК 621.315: 621.891

М. Браунович
MB Interface, Montreal, Canada**ФРЕТТИНГ В СИЛОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОНТАКТАХ***Введение*

В последние годы наблюдается большой интерес к исследованию фреттинг-коррозии, или просто фреттинга. Фреттинг определяется как процесс ускоренного повреждения контактирующих поверхностей при малых осциллирующих тангенциальных перемещениях [5]. Фреттинг – сложная проблема, имеющая большое практическое значение, в том числе для различного электрического оборудования, связанная с необходимостью замены дорогостоящих компонентов или с простоем дорогого оборудования.

Колебательные перемещения могут быть вызваны механической вибрацией, различным термическим расширением материалов контактирующих деталей, релаксацией контактных напряжений, а также периодическим нагревом контактного соединения при включении и выключении. Поскольку амплитуда перемещений ограничена, продукты износа и окисления не удаляются из зоны контакта, их накопление приводит к формированию толстых непроводящих слоев в зоне контакта. Это в свою очередь приводит к резкому возрастанию сопротивления контакта и полному размыканию электрической цепи. Последовательность процессов зарождения и развития повреждения контакта при фреттинге электрических контактов показана на рис. 1.

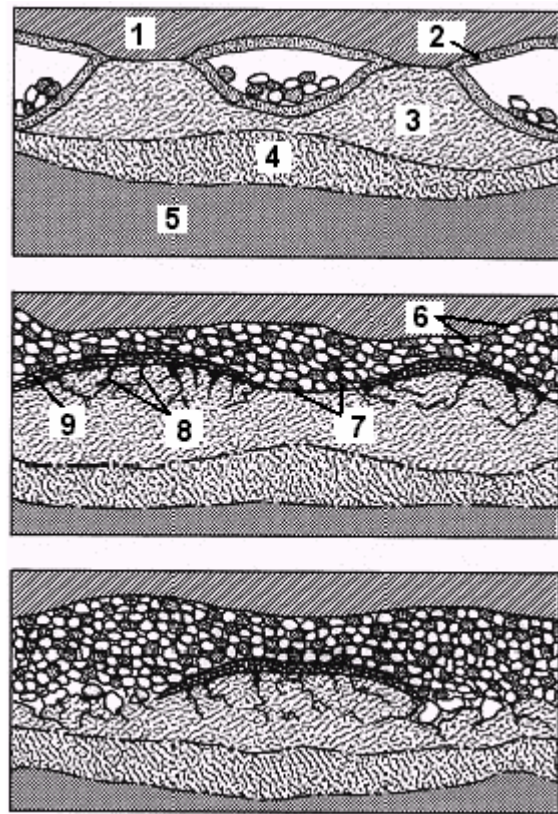


Рис. 1. Схема возникновения и развития фреттинга в электрическом контакте:

- 1 – металл 1; 2 – оксид;
- 3 – упрочненный материал;
- 4 – промежуточный слой; 5 – металл 2;
- 6 – металлические частицы; 7 – частицы оксида;
- 8 – трещины; 9 – разупрочненный слой

Хотя сопротивление контакта использовалось для наблюдения развития фреттинга в стальных образцах еще в 1956 г. [1], только восемь лет спустя Fairweather и др. [2] обнаружили, что фреттинг является причиной значительной нестабильности и деградации телефонных реле и выключателей. Однако этой проблеме не придавали серьезного значения до 1974 г., когда Bock and Whitley [3] убедительно доказали ее важность.

Систематическое изучение электронных [4 - 6] и автомобильных [7, 8] контактных устройств и причин отказов [9, 10] показало, что фреттинг – один из основных механизмов старения электрических контактов. Фреттингу подвержены практически все контактные материалы: серебро, золото, палладий, олово, никель, медь и алюминий [11 - 14].

Существует немного публикаций по отказам силовых контактов из-за фреттинга. Основных причин две. Первая заключается в недопонимании влияния фреттинга на надежность электрических контактов. Это не удивительно, так как фреттинг – длительный процесс, последствия которого становятся заметными только много времени спустя в результате накопления частиц износа и оксидов в зоне контакта. Во-вторых, последствия фреттинга, особенно на ранних стадиях, трудноразличимы на фоне поврежденных силовых контактов, вызванных дугообразованием и оплавлением контактных поверхностей. Это существенно затрудняет идентификацию продуктов фреттинга, а именно частиц износа и оксидов в зоне контакта.

Примеры фреттинг-коррозии в силовых контактах

Алюминий, медь и материалы покрытий, такие, как олово, серебро или никель, – наиболее типичные представители контактных материалов. Одна из главных проблем в использовании этих материалов для электрических контактов как раз и заключается в фреттинг-коррозии. Фреттинг может и не быть непосредственной причиной отказа контакта, но это один из основных факторов нестабильности его работы.

Опрессованные контакты

В случае опрессованных контактов (рис. 2), когда два различных металла прижаты друг к другу, неровности поверхности продавливают оксидные пленки, обеспечивая хороший металлический контакт. Кроме того, из-за высоких механических напряжений неровности поверхности пластически деформируются, и это может привести к механическому схватыванию поверхностей.

В контакте алюминия с медью без защитной смазки (рис. 2а) увеличение температуры приводит к тому, что алюминиевая деталь расширяется больше, чем медная. Это неодинаковое расширение является причиной относительного перемещения контактирующих поверхностей (фреттинг) и

разрушения (срез) металлических контактных мостиков, что, в свою очередь уменьшает площадь контакта. Под воздействием атмосферы алюминий окисляется, что приводит к дальнейшему уменьшению площади контакта, когда соединение остынет до начальной температуры.

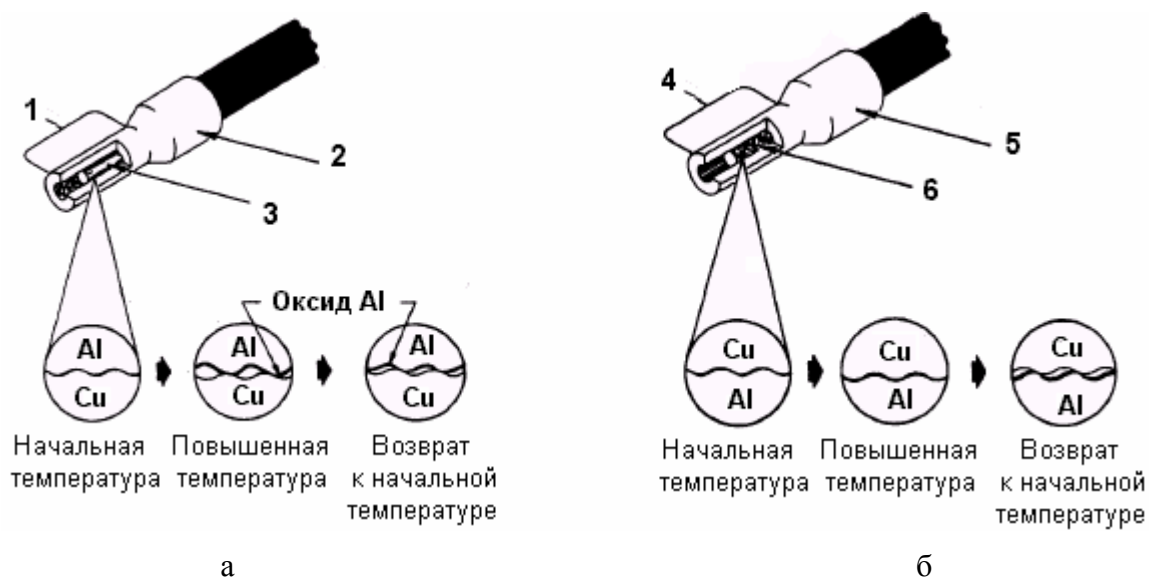


Рис. 2. Опрессованные контакты алюминиевого наконечника с медным проводом (а); медного наконечника с алюминиевым проводом (б):
1 – зона сжатия; 2 – алюминиевая гильза; 3 – медный провод;
4 – зона сжатия; 5 – медная гильза; 6 – алюминиевый провод

В случае контакта меди с алюминием без защитной смазки (рис. 2б) последний расширяется в осевом направлении. Если осевые напряжения превышают предел упругости алюминия, происходит необратимая пластическая деформация и провод не восстанавливает первоначальных размеров.

Контакт шина – токосъемник

Полевые испытания разборных контактов алюминиевых шин показали наличие отказов в некоторых промышленных зонах (районах). Эти отказы связаны с механической и электрической эрозией материала в области контакта, приводящей в конечном итоге к размыканию цепи. Johnson и Moberly [15] исследовали влияние фреттинга на работу контактов шина – токосъемник для алюминиевых шинопроводов с покрытием из олова, серебра в нормальных условиях эксплуатации.

Принято считать, что в контакте шина – токосъемник возможны три вида движений: термическое расширение шины (рис. 3, направление А-А), вибрация, вызванная электромагнитным полем переменного тока (рис. 3, направление В-В), поперечное перемещение, перпендикулярное первым двум

(рис. 3, направление С-С). Поперечное движение токоъемника относительно шины изображено на рис. 4, где В – размер поперечного смещения.

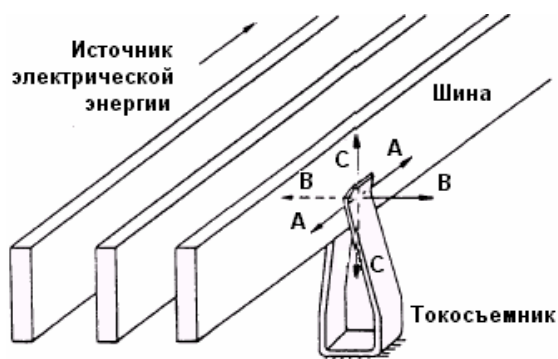


Рис. 3. Направления механических движений в контакте шина – токоъемник

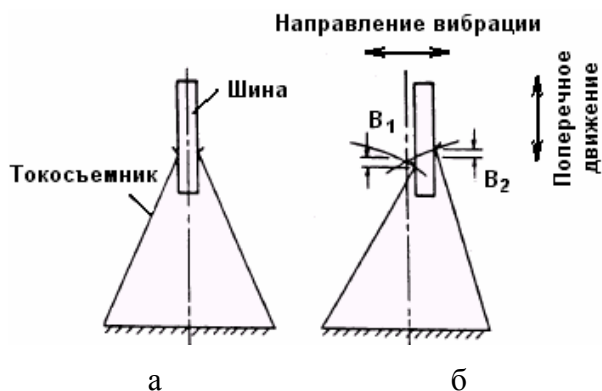


Рис. 4. Поперечное движение токоъемника относительно шины: а – состояние покоя; б – состояние движения

В результате этих перемещений с ростом числа циклов скольжения в контакте возникает значительный фреттинг-износ материала шины или покрытия. В контакте формируется плохо проводящая пленка, возникает искрение, поверхность повреждается, что в свою очередь интенсифицирует химические процессы, приводящие к отказу контакта.

Болтовые соединения

Обычно считается, что надежность болтовых соединений связана с высоким контактным усилием, большой кажущейся площадью контакта и кажущимся отсутствием относительного перемещения контактирующих деталей. Если для соединений медь – медь это может быть, и справедливо, для соединений медь – алюминий это не так. Причина в том, что коэффициент термического расширения алюминия в 1,36 раза больше, чем меди. Когда болтовое соединение медь – алюминий нагревается протекающим током, сдвигающее усилие, возникающее из-за разного расширения деталей, разрушает металлические связи в контакте и приводит к деградации контакта.

Влияние относительного движения деталей болтового соединения медь – алюминий в лаборатории исследовали Bond [16], Naybour [17], Jackson [18] и Roullier [19]. Тем не менее, несмотря на серьезность проблемы, опубликовано очень мало информации о процессах деградации и отказах за счет фреттинга в болтовых соединениях.

Фреттинг в алюминиевых и медных контактных соединениях с оловянным покрытием, которые обычно используются в распределительных трансформаторах, исследовал Braunovic [20]. Исследованные контактные соединения были сняты с эксплуатации после 7 – 10 лет работы или из-за

перегрева, или из-за нестабильной работы в сети. Контакты представляли собой болтовое соединение покрытой оловом алюминиевой или медной шины с алюминиевым кабельным наконечником с оловянным покрытием или без покрытия. Типичный пример контактного соединения со следами фреттинга в виде характерного пояса скопившихся частиц износа и оксидов показан на рис. 5а.

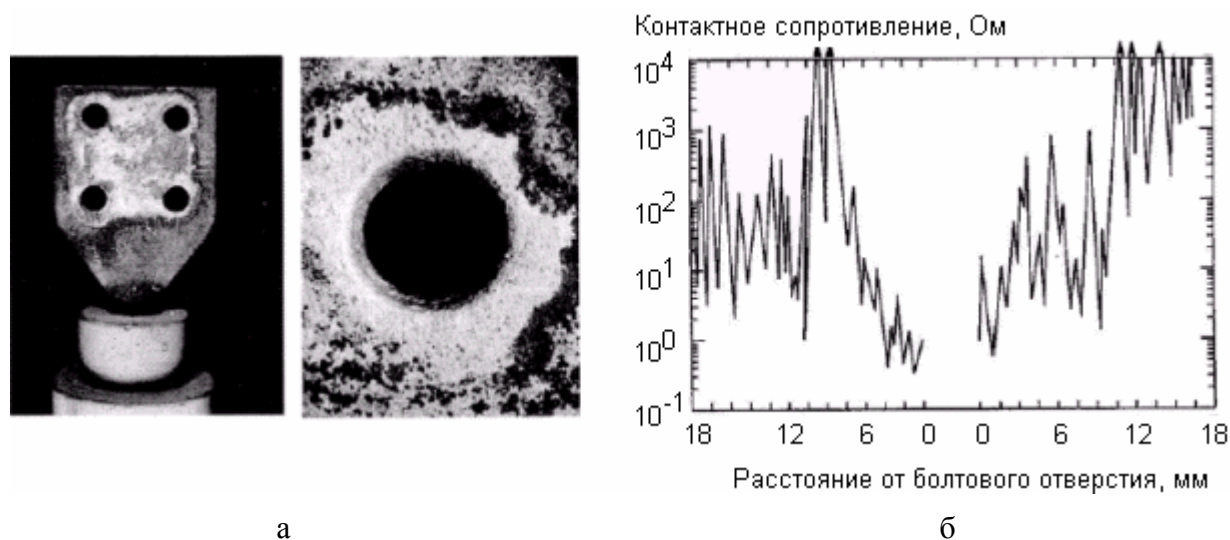


Рис. 5. Типичный пример контактного соединения с оловянным покрытием (а), снятого с эксплуатации со следами фреттинг-коррозии; изменения контактного сопротивления по поверхности контакта (б)

Результаты измерения контактного сопротивления в зоне контакта медного контактного соединения с оловянным покрытием показаны на рис. 5б. Они свидетельствуют, что контактное сопротивление на участках, подвергшихся фреттинг-коррозии, резко возрастает, местами до полного размыкания цепи. Периодическое изменение контактного сопротивления в виде резких флуктуаций от точки к точке свидетельствует о том, что частицы износа при фреттинге образуют не сплошной слой, а скорее пористый, поэтому переход от высокого сопротивления к низкому происходит на очень малом расстоянии.

Область малого контактного сопротивления вокруг болта связана, по-видимому, с образованием хорошего металлического контакта на участке контактной площадки под шайбой, где контактные напряжения максимальны. Детальное исследование этой зоны контакта при помощи электронной микроскопии показало отсутствие каких-либо следов фреттинга или скопления частиц износа.

Детальное исследование контактных площадок выявило наличие четырех различных видов фреттинг-коррозии: электрическая эрозия из-за оплавления/дугообразования, скопление частиц износа, отслаивание и аб-

разивное истирание (рис. 6). Исследование частиц износа, образовавшихся в контакте алюминиевых деталей с оловянным покрытием, с помощью дифракции рентгеновских лучей показало, что в основном частицы износа состоят из олова, но присутствует также $Al(OH)_3$. Это свидетельствует о том, что продукты коррозии алюминия составляют значительную часть в общем количестве продуктов износа.

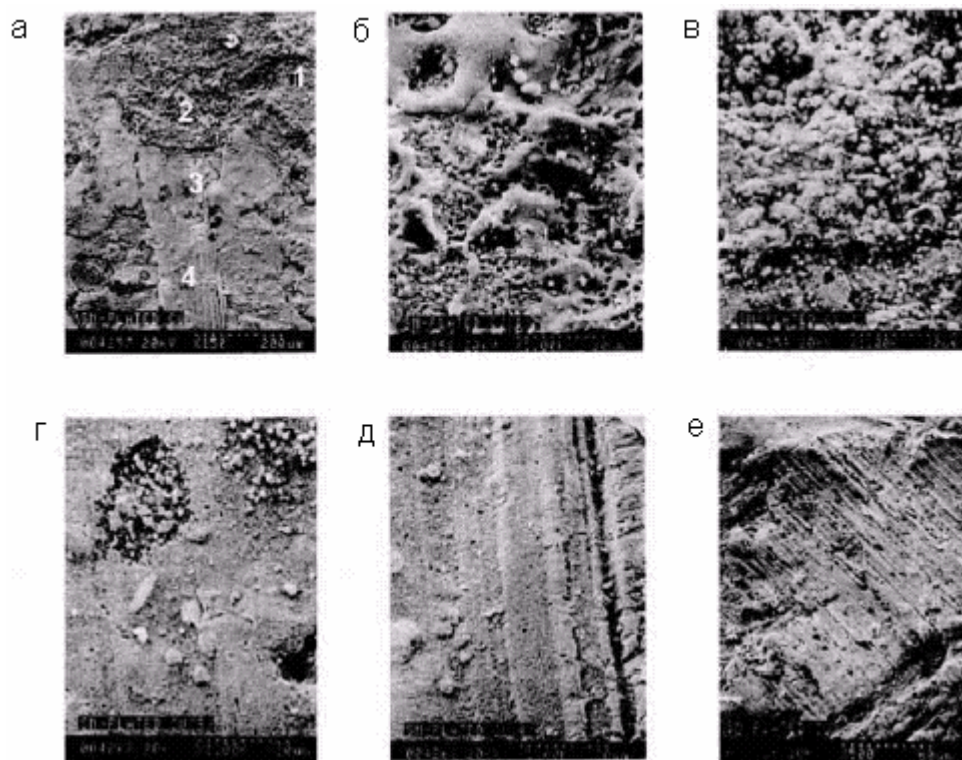


Рис. 6. Электронно-микроскопический анализ типичного контактного соединения меди с покрытым оловом алюминием после фреттинг-коррозии:

- (а) – контактная зона после фреттинга; (б) – электрическая эрозия (участок 1);
 (в) – скопление частиц износа и оксидов (участок 2); (г) – износ отслаиванием (участок 3);
 (д) – истирание (участок 4); (е) – комбинированный износ (расслаивание и истирание)

Соединения с оловянным покрытием

Систематические исследования отказов контактных соединений с оловянным покрытием позволили установить, что фреттинг, вероятно, является главным разрушающим явлением в соединениях с покрытиями из олова или его сплавов. Типичный пример вредного влияния фреттинга на работу контактов с оловянным покрытием показан на рис. 7 [11].

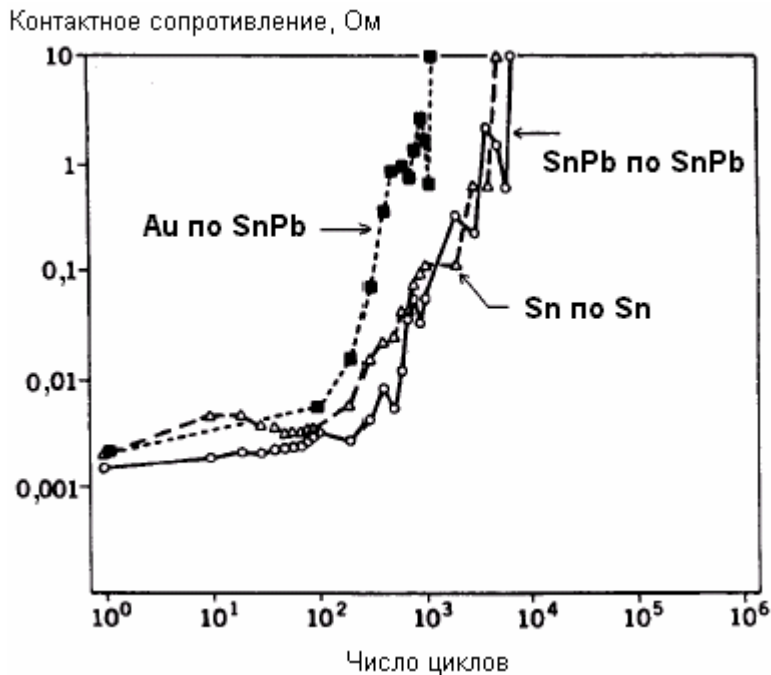


Рис. 7. Типичный пример вредного влияния фреттинга в контактах с оловянным покрытием

Видно, что контактное сопротивление быстро возрастает после нескольких сотен циклов, и в конце концов наступает размыкание цепи. Это явление происходит в широком диапазоне контактных нагрузок и становится более значительным с увеличением амплитуды смещений. Последствием такого сильного увеличения контактного сопротивления является джоулево нагревание контактного пятна с последующими плавлени-

ем, сублимацией, разложением оксидов и испарением олова.

На графиках зависимости контактного падения напряжения от числа циклов фреттинга, приведенных в работе [7], наблюдаются два протяженных плато: одно совпадает с напряжением плавления олова, соответствующим температуре плавления олова 232 °С, другое лежит в области плавления оксидов олова и испарения олова. Величина контактного падения напряжения на втором плато соответствует температуре 1000 – 3000 °С.

Следует отметить, что несмотря на широкое распространение олова и его сплавов как контактных материалов (покрытий) в силовых контактных соединениях, имеется очень мало публикаций о фреттинг-коррозии таких контактов. На вредное влияние фреттинга в болтовых соединениях медь – алюминий с оловянным покрытием впервые указал Bond [16]. Он показал, что возможностей оловянных покрытий недостаточно для противостояния росту контактного сопротивления, приводящему к ухудшению контакта и в конце концов к перегреву соединения.

Эти выводы подтвердил Jackson [18]. Он обнаружил, что значительное увеличение контактного сопротивления возникает при циклическом нагреве – охлаждении соединений медь – алюминий с оловянным покрытием. Прогрессирующее повреждение контакта связано с относительным перемещением контактирующих деталей из-за разного термического расширения меди и алюминия.

Серебро и его сплавы

Серебро и его сплавы – благородные металлы, поэтому они широко используются в силовых контактах, где необходима высокая проводимость.

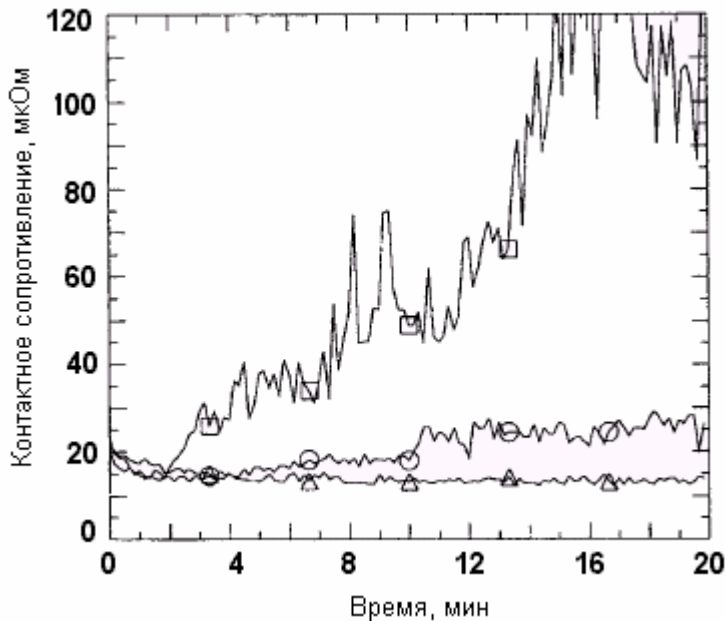


Рис. 8. Изменение контактного сопротивления во времени при фреттинге посеребренных медных контактов толщиной 5 и 17 мкм (рис. 8).

Поведение сухих контактов, подверженных вибрации, очень сильно зависит от контактной нагрузки и амплитуды вибрации. Количество перенесенного материала увеличивается, и влияние фреттинг-коррозии становится очевидным.

Алюминиевые контакты

Негативное влияние фреттинга особенно сильно для алюминиевых контактов, поскольку алюминий на воздухе быстро окисляется. Поэтому при фреттинге, когда частицы износа и оксиды не удаляются из зоны контакта, на поверхности алюминия формируется толстая непроводящая пленка, приводящая к быстрому росту контактного сопротивления и в конце концов к размыканию цепи.

Поведение алюминия в контакте с различными металлами и покрытиями в условиях фреттинг-коррозии подробно изучено Брауновичем [22-25]. Им показано, что фреттинг неблагоприятно влияет на поведение контактов алюминия с практически всеми контактными материалами. Некоторые типичные примеры показаны на рис. 9.

Обычно считается, что фреттинг в серебросодержащих контактах не представляет серьезной проблемы, однако недавно Kasman и Jacobson [21] сообщили, что фреттинг может вызвать ухудшение серебряных силовых контактов. Испытания проводились в контактах, образованных скрещенными медными цилиндрами с электролитическим покрытием серебром

Негативное влияние фреттинга можно значительно уменьшить при увеличении контактной нагрузки и/или при смазывании контактных поверхностей. Влияние контактной нагрузки важно с практической точки зрения, так как алюминию присущи тенденции к ползучести и релаксации напряжений. Это процессы приводят к ослаблению контакта и, как следствие, к ускоренной деградации контакта за счет фреттинга. Поэтому сохранение высоких контактных напряжений в алюминиевых контактах является необходимым условием для обеспечения большой проводящей площади контакта и механической целостности соединения.

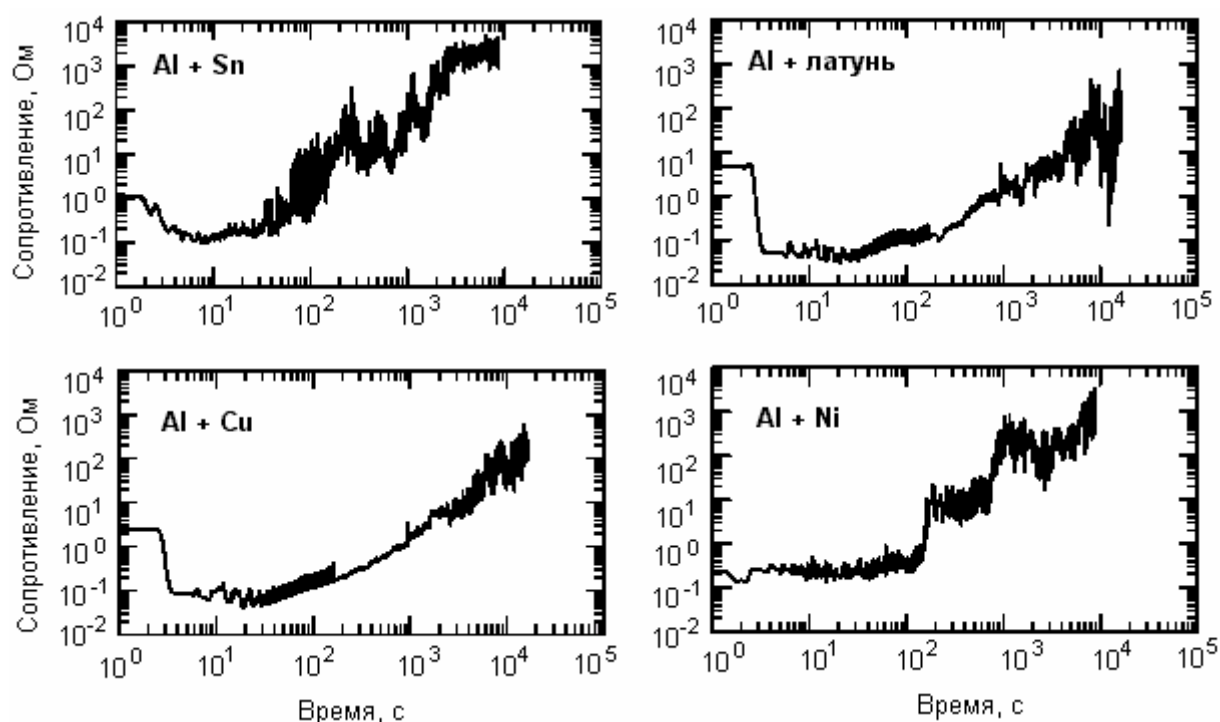


Рис. 9. Контактное сопротивление алюминия с различными контактными материалами при фреттинге: амплитуда смещений 25 мкм, контактная нагрузка 2 Н, частота 0,005 Гц

Другим важным результатом исследований алюминиевых контактов при фреттинге является обнаружение интенсивного переноса металла в контакте. Некоторые примеры переноса материала, полученные с помощью сканирующего электронного микроскопа и рентгеновского анализатора для контактов алюминий – латунь с оловянным покрытием, показаны на рис. 10. Какой-то один механизм такого переноса материала маловероятен, скорее это результат совместного действия нескольких механизмов, таких, как адгезия, плавление, схватывание, дугообразование, диффузия, активированная электрическим током, и т.д.

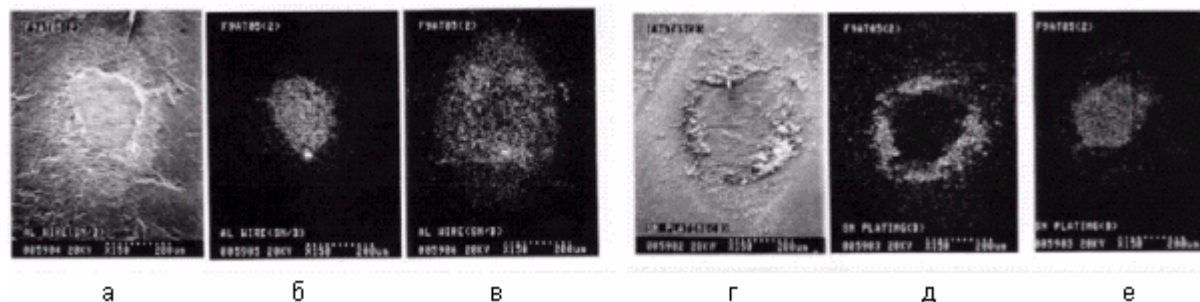


Рис. 10. Изображения зоны контакта после фреттинга:
 а – электронная микрофотография поверхности провода;
 б – рентгеновское изображение Cu; в - рентгеновское изображение Sn;
 г – электронная микрофотография поверхности пластины;
 д - рентгеновское изображение Al; е - рентгеновское изображение Cu

Медные и никелированные контакты

Высокая электрическая и тепловая проводимость, технологичность обуславливают широкое применение меди и ее сплавов в электрических контактах. Чаще всего в силовых аппаратах используется электролитическая медь. Механические свойства меди можно улучшить введением легирующих элементов или холодной обработкой, но при этом электрическая проводимость уменьшается. Основным недостатком меди как контактного материала является низкая стойкость к окислению, коррозии и фреттингу [11]. Поведение электрического сопротивления медных контактов при фреттинге аналогично поведению алюминиевых контактов (см. рис. 9).

Высокая стойкость к окислению и коррозии никеля и никелевых сплавов делает их пригодными для работы в различных условиях, в первую очередь там, где требуется коррозионная и/или термическая стойкость. Никель чаще всего используется в качестве покрытий. Это связано с удачным сочетанием стоимости и хороших металлургических и контактных свойств никеля. Он имеет высокую термическую и коррозионную стойкость, очень малую ползучесть.

Устойчивость никеля к образованию интерметаллидов с медью, алюминием и другими металлами делает его очень эффективным диффузионным барьером в электрических и электронных устройствах, где диффузия между покрытием и подложкой представляет большую проблему. В последние годы никель успешно используется для покрытия алюминия в силовых контактах, однако он не защищает алюминий гальванически. При нанесении никелевых покрытий на алюминий возможна подповерхностная коррозия. Более того, фреттинг приводит к значительной деградации алюминиевых контактов с никелевым покрытием (см. рис. 9) [24]. Смазка и

увеличение контактной нагрузки уменьшают эти негативные эффекты. Несмотря на недостатки, никелевые покрытия являются наиболее привлекательными для применения в силовых электрических контактах.

Заключение

Влияние фреттинга на работу электрических контактов очень существенно. Это связано с тем, что большинство контактных материалов, используемых в силовых контактах, подвержено фреттинг-коррозии. Это в свою очередь инициирует окисление материала и скопление непроводящих частиц износа в зоне контакта. В результате контактное сопротивление растет, вследствие этого растет температура в контакте, что еще больше ускоряет деградацию контакта.

Вследствие широкого использования алюминия, меди, серебра, олова и никеля в различных силовых контактных устройствах, фреттинг представляется наиболее важным деградационным механизмом в контактах. Безусловно, исследования этого явления необходимы для повышения надежности электрических контактов.

Библиографический список

1. Fenner A.J., Wright K.H., Mann J.Y. A Fretting Corrosion and Its Influence on Fatigue Failure // Inter. Conf. Fatigue of Metals, Inst. Mech. Eng. London. 1956. P. 11.
2. Fairweather, Lazenby F., Parker A. A Development of Resistance and Microphone Noise at a Disturbed Contact // Proc. 2nd Int. Symp. on Electrical Contact Phenomena. Graz: Technische Hochschule, 1964. P. 316.
3. Bock E.M., Whitley J.H. Fretting Corrosion in Electric Contacts // Electric Contacts-1974. IIT. Chicago, 1974. P. 128.
4. Krumbein. Contact Properties of Tin Plates // Electric Contacts-1974. IIT. Chicago, 1974. P. 38.
5. Antler M., Graddick W.F., Tompkins H.G. Base Metal Contacts: An Exploratory Study of Separable Connection to Tin-Lead // Electric Contacts-1975. Chicago, 1975. P. 25.
6. Tian H, Saka N., Rabinovicz E. A Friction and failure of Electroplated Sliding Contacts // Wear. 1991. V.142. P. 57
7. Lee A., Mamrick M. Fretting Corrosion of Tin-Plated Copper Alloy // IEEE Trans. CHMT-10. 1987. P. 63.
8. Neijzen H.M., Glashorster J.H.A. A Fretting Corrosion of Tin-Coated Electrical Contacts // IEEE Trans. CHMT-10. 1987. P. 68
9. Motine J.J., Reagor B.T. Investigation of Fretting Corrosion at Dissimilar Metal Interfaces on Socketed IC Device Applications // Electric Contacts-1983. IIT. Chicago, 1983. P. 61.
10. Braunovic M., Gervais P. Fretting Problems in Electrical Industry // Proc. 17th Inter-Ram. Hershey, 1990. P. 356.
11. Antler M. Electrical Effects of Fretting Connector Contact Materials: A Review // Wear. 1985. V. 106. P. 5.
12. Braunovic M. Degradation of Al-Al and Al-Cu Connections due to Fretting // Wear. 1988. V. 125. P. 53

13. Tian H., Saka N., Rabinovicz E. A Fretting Failure of Electroplated Gold Contacts // Wear. 1991. V. 42. P. 265.
14. Kassman A., Jacobson S. A Surface Damage, Adhesion and Contact Resistance of Silver Plated Copper Contacts Subjected to Fretting Motion // Wear. 1993. V. 165. P. 227.
15. Johnson J.L., Moberly L.E. Separable Electric Power Contacts Involving Aluminum Bus-Bars // Electric Contacts-1975. IIT. Chicago, 1975. P. 53
16. Bond N. A Alumiumn Contact Surfaces in Electrical Transition Interfaces // IEEE Trans. PMP-5. 1969. № 2. P. 104
17. Naybour R.D., Farrell T. A Connectors for Aluminum Cables: A Study of the Degradation Mechanisms and Design Criteria for Reliable Connectors // IEEE Trans. PHP-9. 1973. № 1. P. 30.
18. Jackson R.L. A Electrical Performance of Aluminum/Copper Bolted Joints // IEEE Proc. Pt.C. 1982. V.129. № 4. P. 177
19. Roullier L. A Contact Interfaces in Aluminum Mechanical Joints // Proc. 2nd Int. Symp. Electric Contact Phenomena. Austria. Graz: Technische Hochschule. 1967.
20. Braunovic M. A Fretting Damage in Tin-Plated Aluminum and Copper Connections // Electric Contacts-1989. San Francisco, 1989. P. 179.
21. Kassman A., Jacobson S. A Surface Damage, Adhesion and Contact Resistance of Silver Plated Copper Contacts Subjected to Fretting Motion // Wear. 1993. V. 165. P. 227.
22. Braunovic M. A Effect of Fretting in Aluminum-to-Tin Connections // IEEE Trans. CHMT-13. 1990. № 3. P. 579.
23. Braunovic M. A Fretting in Nickel-Coated Aluminum Conductors // Proc. 15th ICEC. Montreal, 1990. P. 461.
24. Braunovic M. Evaluation of Different Platings for Aluminum-to-Copper Connections // IEEE Trans. CHMT-15. 1992. № 2. P. 204.

УДК 621.315

А.П. Васильев, М.С. Калининчук

Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

НАДЕЖНОСТЬ РАЗЪЕДИНИТЕЛЕЙ В РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ 6-10 кВ

Надежность распределительных сетей 6-10 кВ существенно зависит от надежности разъединителей. В течение года только в одном из предприятий электрических сетей ОАО «Ленэнерго» повреждается в среднем 91 разъединитель. Распределение отказов по элементам разъединителя:

| | |
|--|------|
| Перекрытие изоляторов | - 22 |
| Повреждение контакта присоединения шлейфа провода к разъединителю | - 41 |
| Повреждение контакта ножей | - 16 |
| Междуфазное перекрытие изоляции | - 4 |
| Повреждение привода, прочие повреждения | - 8 |

Число аварийных отключений воздушных линий (ВЛ) 6-10 кВ по энергосистеме из-за отказов линейных разъединителей (ЛР) составляет 5-10 % от общего числа аварийных отключений. Количество удельных отключений ВЛ 10 кВ из-за повреждения ЛР на 100 км линий составляет 0,7 (см. табл.).

Таблица. Характер повреждений разъединителей на ВЛ

| | |
|---|------|
| Количество повреждений на 100 км ВЛ 6-10 кВ всего, шт | 0,7 |
| В том числе по характеру повреждений: | |
| перекрытие изоляторов, шт | 0,22 |
| повреждение контактов присоединения, шт | 0,31 |
| повреждение контакта ножей, шт | 0,08 |
| междуфазное перекрытие, шт | 0,03 |
| отказ привода (повреждение), шт | 0,02 |
| прочие повреждения, шт | 0,03 |

Наиболее повреждаемым узлом разъединителя является соединение шлейфа воздушной линии с конструкцией разъединителя. Основная причина повреждения соединения – излом (отгорание) проволок провода в результате колебаний от воздействия ветра и разнородности соединенных металлов.

Перекрытие изоляторов разъединителей происходит, как правило, в неблагоприятную погоду: во время грозы, дождя, выпадения мокрого снега и изморози.

Повреждение контакта ножей обусловлено отсутствием их периодического обслуживания, недолговечностью смазки из-за воздействия внешней среды.

Отказ привода (повреждение провода) обусловлен также отсутствием необходимой смазки трущихся частей. Опыт показывает, что уже после первого года установки разъединителя возникают затруднения с его отключением, отключения необходимо производить с предварительным раскачиванием (расхождением) трущихся частей привода.

В случае, если длительно разъединитель не отключался и не выключался, возможен отказ привода или его повреждение.

Ножи разъединителя не должны иметь перекосов к поверхностям неподвижных контактов. Во включенном положении ножи должны плотно и равномерно прилегать к пластинам.

Исправление перекосов достигается путем смещения изоляторов, не-

сущих неподвижных контактов (после ослабления болтов, крепящих эти изоляторы к раме) или поворотом изолятора вокруг его оси. Плотность прилегания разъемных контактов можно определить по наименьшему усилию, вытягивающему нож разъединителя, которое должно составлять при номинальном токе до 400, 600 и 1000 А соответственно 100, 200 и 400 Н (10, 20 и 40 кгс).

Правила эксплуатации определяют конкретные объемы работ по ремонту разъединителей. При проведении ремонта должны выполняться чистка изоляции, проверка целостности фарфоровых изоляторов и тяг, отсутствия трещин и сколов, повреждений глазури, прочности крепления изоляторов на штырях и арматуры на изоляторах, отсутствия трещин в замазке изоляторов, крепления конструкций, исправности контактных соединений, а также замена поврежденных деталей. Должно производиться регулирование механической части разъединителей:

- проверка одновременности включения ножей трехполюсного разъединителя;
- проверка отсутствия ударов при включении ножа:
 - а) о головку изолятора вследствие проскакивания,
 - б) о губку неподвижного контакта;
- проверка холостого хода (люфта) при оперировании разъединителем;
- проверка напряжения, воспринимаемого головкой изолятора от шины шлейфа или привода.

Учитывая, что разъединители в распределительных сетях установлены, как правило, в открытой местности на опорах воздушных линий, их ремонт, регулировка, наладка, испытания в полевых условиях крайне затруднены и производятся при возникновении явных дефектов или повреждений. Эти обстоятельства вынуждают предприятия электрических сетей отказываться от установки секционных разъединителей на открытом воздухе и по возможности переносить их размещение в закрытые трансформаторные подстанции.

Для обеспечения надежности работы разъединителей, устанавливаемых в распределительных сетях 6-10 кВ, необходимо разработать и внедрить систему смазки трущихся поверхностей аппаратов, в том числе контактов, способную длительно сохранять работоспособность на открытом воздухе без технического обслуживания.

УДК 621.315

В.Н. Забоин

Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

ОЦЕНКА ТЕПЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ НЕОДНОРОДНОГО СКОЛЬЗЯЩЕГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО КОНТАКТА*

Неоднородный по электрическим и теплофизическим параметрам сильноточный скользящий электрический контакт (СК) является важнейшим элементом конструкции твердощеточных систем токосъема (ТСТ) электрических машин различного назначения. От эффективности и надежности работы СК зависит эксплуатационная надежность электрических машин в целом, поэтому теоретические и экспериментальные исследования взаимосвязанных физических процессов и явлений в СК имеют большое значение для модернизации существующих и расчета вновь проектируемых ТСТ электрических машин.

Необходимость оценки тепловой напряженности элементов неоднородного и несимметричного скользящего электрического контакта, образованного электрической щеткой и контактным кольцом (КК), обусловлена прежде всего значительным тепловыделением $Q_{щ\ эл} = I^2 R_c$ в области стягивания тока в щетке к α -пятнам проводимости на поверхности ее непосредственного механического контакта A_b [1, 2] и наличием торцевого теплового потока трения $Q_{мех}$. Большая часть потока $Q_{мех}$ проходит в КК и отводится с его поверхности, так как теплопроводность кольца λ_k существенно больше теплопроводности щетки $\lambda_{щ}$, однако значительная часть внутреннего кондуктивного тепловыделения $Q_{щ\ эл}$ идет непосредственно на нагревание щетки и рассеивается с ее боковой поверхности, поскольку тепловое сопротивление между областью стягивания и контактным кольцом весьма велико. В результате не только температура внутри области стягивания тока в щетке, но и температура поверхности контактирования A_b могут превысить температуру размягчения щеточного материала и тем самым, оказать кардинальное влияние на электрические и механические характеристики контакта, а также на интенсивность износа его элементов. Именно поэтому решение задачи корректного расчета распределения температуры $\vartheta(x, y, z)$ по объему щетки или, по крайней мере, ее максимального значения ϑ_{max} внутри области стягивания тока в щетке и на поверхности контакти-

* Публикация по результатам выполнения гранта Минобразования РФ в области энергетики и электротехники в 2003-2004 гг.

рования ϑ_α необходимо для контроля и диагностики технического состояния элементов СК.

В самой общей постановке следует считать, что стационарное тепловое поле в щетке создается распределенными внутри нее по конкретному закону объемными источниками тепла различной мощности при выполнении на всех координатных поверхностях граничных условий третьего рода (условий Робена). Такое поле, как известно, описывается уравнением Пуассона, аналитическое решение которого возможно в виде сумм бесконечных тригонометрических рядов с трансцендентными сомножителями, подобно решению уравнения Лапласа для $U(x, y, z)$ [2] или полученному Карслоу [4] решению уравнения теплопроводности для параллелепипеда при граничных условиях Робена: левой части уравнения Пуассона при токе в щетке $I_{щ} = 0$ и наличии торцевого потока $Q_{мех}$. Именно поэтому аналитические решения дифференциальных уравнений Лапласа и Пуассона используют лишь для построения картины теплового поля, но, как справедливо отметил Карслоу [4], они «неудобны для численного решения и непригодны для определения термических констант».

Обычно, с целью нахождения практически значимых выражений для расчета ϑ , исходную задачу установившегося теплового баланса решают при ряде упрощений и допущений. Так, например, полагая, что температура распределена только вдоль оси неоднородного (по условиям нагревания и охлаждения) проводника и $\rho(\lambda, \alpha) = \text{const}$, вместо уравнения Пуассона можно получить легко интегрируемое неоднородное дифференциальное уравнение теплопроводности второго порядка (уравнение Верде – Кольрауша – Карслоу [3, 4]) в виде

$$\lambda \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} - \alpha \frac{p}{q} (\vartheta - \vartheta_0) + j^2 \rho = 0, \quad (1)$$

где q – поперечное сечение проводника; p – его периметр; $j^2 \rho$ – количество выделяемого в единице его объема тепла (объемная плотность источников тепла). На использовании результатов решения этого уравнения при различных начальных и граничных условиях основаны многие инженерные методики оценки тепловой напряженности элементов конструкции электрических аппаратов в предположении о равномерном (линейном) распределении теплового потока.

В случае нелинейного распределения источников тепла уравнение (1) обычно решают для локальных объемов, заключенных между изотермическими поверхностями, с последующей припасовкой решений, применяя методы итераций и суперпозиций [1, 4].

Для любого объема V_n внутри области стягивания, ограниченного двумя, отстоящими друг от друга на dn изотермическими поверхностями

S_n и $S_{n+dn} = S_n + (\partial S_n / \partial n) \cdot dn$, можно, пренебрегая величинами второго порядка малости ($dn \cdot dn$), уравнение установившегося теплового баланса получить в виде

$$\lambda \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial n^2} + \frac{\lambda}{S} \frac{\partial \vartheta}{\partial n} \cdot \frac{\partial S}{\partial n} = - \frac{I^2 R_n}{S dn} = -j^2 \rho, \quad (2)$$

где R_n – электрическое сопротивление объема между S_n и S_{n+dn} , а $S \cdot dn \approx V_n = 0,5 \cdot (S_n + S_{n+dn}) dn$.

Решая (2) при различных физических условиях и используя соотношение $R_n / W_n = \rho \lambda$ между электрическим R_n и тепловым W_n сопротивлениями объема V_n , а также принимая общепринятые допущения о постоянстве ρ и λ , можно получить не только все известные в практике инженерных расчетов выражения для оценки максимального значения температуры в контакте, но и рассчитать ее распределение по его элементам.

Однако если ставится задача определения лишь значения ϑ_{max} , то, полагая, что изотермическая поверхность S_0 с ϑ_{max} делит объем области стягивания тока в щетке на два объема с тепловыми сопротивлениями $W'_{cщ} = c \cdot W_{cщ}$ и $W''_{cщ} = (1 - c) \cdot W_{cщ}$, достаточно только проинтегрировать по dn граничное условие К. Неймана на поверхности:

$$S_n - \lambda_{щ} S_n \frac{d\vartheta}{dn} = I_{щ}^2 \cdot \Delta R'_{cщ} + Q_{щ, мех},$$

где $\Delta R'_{cщ} = \Delta W'_{cщ} \cdot \rho_{щ} \lambda_{щ}$ – электрическое сопротивление рассматриваемого объема. В результате можно получить, что

$$\vartheta_{max} = W_{cщ} \left[\frac{(1 + k_{\lambda\rho})^2}{1 + k_\rho} \cdot \frac{Q_{эл}}{8} + \frac{1 + k_{\lambda\rho}}{1 + k_\lambda} \cdot \frac{Q_{мех}}{2} \right] + \vartheta_\infty; \quad (3)$$

$$\vartheta_\alpha = \frac{W_{cщ}}{1 + k_\lambda} \left(\frac{Q_{эл}}{2} + Q_{мех} \right) + \vartheta_\infty = W_{ск} \frac{k_\lambda}{1 + k_\lambda} \left(\frac{Q_{эл}}{2} + Q_{мех} \right) + \vartheta_\infty, \quad (4)$$

где $k_\lambda = \lambda_\kappa / \lambda_{щ}$ и $k_\rho = \rho_\kappa / \rho_{щ}$ – соответственно коэффициенты тепловой и электрической неоднородности, а $k_{\lambda\rho} = (1 + k_\rho) / (1 + k_\lambda)$ – коэффициент электротеплонеоднородности контактной пары.

Вводя в рассмотрение плотность теплового потока $q_{мех} = Q_{мех} / S_b$ и учитывая, что $W_{cщ} = 1 / (n \sqrt{\pi S_n} \cdot \lambda_{щ})$ [2], можно (3) при $\vartheta_\infty = 0$ представить в виде

$$\vartheta_{max} = \frac{k_v \cdot U^2}{8 \cdot \lambda_{щ} \rho_{щ}} \cdot \frac{(1 + k_{\lambda\rho})^2}{(1 + k_\rho)^2} + \frac{\sqrt{S_b}}{\sqrt{n\pi}} \cdot \frac{1 + k_{\lambda\rho}}{\lambda_{щ} + \lambda_\kappa} \cdot \frac{k_v \cdot q_{мех}}{2}, \quad (5)$$

где $S_b = n \cdot S_n$ – суммарная площадь поверхности A_b , воспринимающей усилие нажатия на щетку; n – число равновеликих по площади S_n пятен про-

водимости α на A_b ; k_v – коэффициент, учитывающий скорость их перемещения по рабочей (расчетной, кажущейся) поверхности контактирования A_a .

Полученное выражение (5), наряду с (3), следует считать одной из обобщающих форм записи уравнения для расчета максимальной температуры внутри элемента с меньшей теплопроводностью в *любой контактной паре*. При $k_p = k_\lambda = k_{\lambda p} = 1$ ($\vartheta_{\max} = \vartheta_\alpha$) первое слагаемое в (5) является классическим уравнением Кольрауша – Хольма [1, 3] для определения ϑ_{\max} в однородном линейном проводнике или неподвижном электрическом контакте ($k_v = 1$), а второе слагаемое – уравнением Егера для расчета ϑ_{\max} на поверхности источника тепла, движущегося по полубесконечной поверхности [1].

Для входящего в (5) k_v Егер и Хольм установили [1] функционально-графические зависимости $k_v = f(z_v)$, где $z_v = \pi\lambda / 2cav$ – безразмерный параметр, пропорциональный отношению t_v к постоянной времени нагревания контакта. По существу, z_v обобщает теплофизические параметры контакта (теплопроводность λ и теплоемкость c), его геометрические размеры (радиус a) и скорость скольжения v . Расчетные исследования, выполненные автором с учетом реальных значений скорости износа щеток v_h и стабильности их контактирования, позволяют считать, что для металлографитных и электрографитированных щеток наиболее вероятным диапазоном значений $f(z_v) = k_v$ является $0,8 \div 0,9$, а для контактных колец – $0,5 \div 0,7$. Причем, меньшие значения k_v характерны для высокоскоростных систем токобъема ($V_k > 80 \div 100$ м / с) с контактными кольцами из нержавеющей стали.

Непосредственное использование (5) в практике инженерных расчетов маловероятно из за неопределенности в выборе n и возможности ошибок при расчете S_b , однако в этом и нет необходимости, так как «механическая» составляющая в (3) и (4) может быть выражена через «электрическую» составляющую: через электрическое сопротивление стягивания контакта R_c . Заменяя тепловые сопротивления соответствующими электрическими и учитывая, что $R_c = R_{cu} + R_{ск} = U^2 / Q_{эл}$, можно (3) и (4) представить в ином виде:

$$\vartheta_{\max} = \frac{k_v \cdot U^2}{8 \cdot \lambda_{уц} \rho_{уц}} \cdot \frac{(1 + k_{\lambda p})^2}{(1 + k_p)^2} + \frac{k_v \cdot U^2}{2 \cdot \lambda_{уц} \rho_{уц} (1 + k_p)} \cdot \frac{1 + k_{\lambda p}}{1 + k_\lambda} \cdot k_Q, \quad (6)$$

$$\vartheta_\alpha = \frac{k_v \cdot U^2}{2 \cdot \lambda_{уц} \rho_{уц}} \cdot \frac{1 + 2 \cdot k_Q}{(1 + k_p) \cdot (1 + k_\lambda)}, \quad (7)$$

где $k_Q = Q_{мех} / Q_{эл}$ – коэффициент соотношения потерь в контакте.

Наглядное представление о распределении температур и потерь по элементам различных контактных пар дают приведенные в табл. результа-

ты расчетов по (6) и (7), полученные с использованием реальных значений $Q_{эл} = 150$ Вт и $Q_{мех} = 120$ Вт в единичной контактной паре ЭГ2АФ – нержавеющая сталь системы токосъема турбогенератора ТВВ-320-2 – при $U = 1,15$ В.

Таблица. Результаты расчетов

| | | ЭГ2АФ стальные КК | ЭГ2АФ медные КК | МГСО стальные КК | МГСО медные КК |
|----------------------|----|-------------------------|-----------------------|------------------------|----------------------|
| $Q_{эл}$ | Вт | 150 | 150 | 26 | 26 |
| $Q_{мех}$ | Вт | 120 | 120 | 120 | 120 |
| Q_{Σ} | Вт | 270 | 270 | 146 | 146 |
| ϑ_{max} | °С | 462 | 189 | 226 | 57 |
| ϑ_{α} | °С | 513 | 122 | 300 | 72 |
| $Q_{ц. эл}$ | % | 70 | 55 | 69 | 54 |
| $Q_{ц. мех}$ | % | 40 | 10 | 40 | 10 |
| $Q_{ц\Sigma}$ | % | 57 | 35 | 45 | 18 |
| $Q_{эл}$ | Вт | 150 | 150 | 26 | 26 |
| $Q_{мех}$ | Вт | – | – | – | – |
| Q_{Σ} | Вт | 150 | 150 | 26 | 26 |
| ϑ_{max} | °С | 269 | 164 | 40 | 24 |
| ϑ_{α} | °С | 220 | 52 | 33 | 8 |
| $Q_{эл}$ | Вт | – | – | – | – |
| $Q_{мех}$ | Вт | 120 | 120 | 120 | 120 |
| Q_{Σ} | Вт | 120 | 120 | 120 | 120 |
| ϑ_{max} | °С | – | – | – | – |
| ϑ_{α} | °С | 315 | 75 | 270 | 65 |

Как видно из табл., эта контактная пара является наиболее напряженной в тепловом отношении, что обусловлено низкой теплопроводностью стальных контактных колец $\lambda_{к} = 50 \div 70$ Вт/м·К, соизмеримой с теплопроводностью щеток (ЭГ2АФ и 611ОМ) $\lambda_{щ} = 30 \div 50$ Вт / м·К. В результате доля отводимых с боковой поверхности щетки потерь составляет 57 % от суммарных потерь в контакте, включая 70 % электрических и 40 % механических потерь.

Наилучшими в тепловом отношении являются, конечно, контактные пары, образованные медно-графитовыми щетками (МГСО, МГ) с медными контактными кольцами, однако они не могут быть применены в высокоскоростных системах токосъема по механическим ограничениям. Уменьшить тепловую

напряженность турбогенераторных контактных пар можно, например, нанесением (напылением или переносом щеточного материала) на стальную поверхность контактных колец тонкого слоя меди.

Библиографический список

1. Хольм Р. Электрические контакты. М.: Изд. иностр. лит., 1961. 464 с.
2. Забоин В.Н. Определение сопротивления стягивания неоднородного скользящего электрического контакта / Scientific proceedings of Riga technical university. Power and electrical engineering, 2002. С. 77-82.
3. Kohlrausch F. Statioarer Temperaturzustand // Ann. Phys. Lpz. № 1. 1990. С. 134-158.
4. Карслоу Х.С. Теория теплопроводности. М.: Гостехиздат, 1947. 288 с.

СОДЕРЖАНИЕ

| | |
|---|----|
| Предисловие | 3 |
| ФРИКЦИОННЫЕ ПРОЦЕССЫ В КОНТАКТЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИИ | |
| Н.Б. Демкин. Свойства контакта шероховатых поверхностей при повторном приложении нагрузки | 4 |
| Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина. Особенности контактирования заготовок и транспортирующих шипов подающих вальцов деревообрабатывающего оборудования и оптимизация их геометрической формы | 8 |
| С.С. Грядун, М.В. Коньшаков. Особенности изнашивания хромованадиевых сплавов | 16 |
| А.Н. Болотов. Магнитные смазочные масла | 24 |
| Е.А. Мотова, О.В. Кретинин, А.Н. Крылов. Изучение влияния присадок на процесс разрушения конструкционных материалов при фрикционном контакте | 29 |
| В.В. Новиков, Д.А. Зоренко, О.О. Новикова. Установка для нанесения износостойких керамических покрытий методом микродугового оксидирования на внутренние сквозные поверхности алюминиевых деталей | 32 |
| Р.А. Ростовцев. Расчет коэффициентов трения при взаимодействии стеблей льна-долгунца с различными материалами | 35 |
| Д.А. Зоренко. Влияние мелкодисперсных частиц твердой смазки, входящих в состав композиционных анодно-искровых покрытий, на износ стального контртела | 40 |
| Ю.И. Морозова. Управление фрикционным взаимодействием гибкой связи с контртелом | 44 |
| В.Л. Хренов, В.В. Мешков, Р.С. Вареца, А.В. Волянский. О современных методах исследования шероховатости и трения на наноуровне | 46 |
| А.С. Иванов. Расчеты на контактную жесткость при конструировании машин | 49 |
| А.Н. Болотов, И.В. Горлов. Формирование полимерной плёнки на восстановленной поверхности трения | 58 |
| МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ | |
| Ю. Б. Егорова, Н.С. Зубков, Л.В. Давыденко, Л.Е. Афанасьева. Влияние структуры титановых сплавов ВТ6 и ВТ23 на их обрабатываемость резанием | 63 |

| | |
|---|----|
| В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Электропроводность как диагностический инструмент при изготовлении порошкового материала ... | 66 |
| С.И. Янукович, А.В. Семенов. Примеры корректной постановки краевых задач теории прессования дисперсных материалов | 70 |
| В.В. Измайлов, Д.А. Левыкин, М.В. Новоселова. Моделирование процесса прессования двухкомпонентного дисперсного металлического материала | 74 |

ФИЗИКА ПОВЕРХНОСТИ И ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ

| | |
|---|-----|
| И.Е. Новиков, А.Р. Новоселов. О размерной зависимости краевого угла при теоретическом анализе технологических процессов | 79 |
| Е.Ф. Новиков. К расчету поверхностного натяжения жидких смесей | 85 |
| В.М. Самсонов, А.А. Румянцев, В.А. Хашин. Применение термодинамической теории возмущений к расчету избыточной свободной энергии и расклинивающего давления в смачивающем слое неполярной жидкости | 92 |
| А.Р. Новоселов. Избыточная свободная энергия микрогетерогенных систем со сферической и цилиндрической геометрией | 100 |
| Н.Ю. Сдобняков, Е.В. Сидорова. Размерная зависимость поверхностного натяжения нанок капель инертных газов и металлических расплавов в широком температурном интервале | 103 |

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТЫ

| | |
|--|-----|
| М.С. Калинин, В.Ю. Рычагов, Ю.А. Филиппов. Сильноточные скользящие контактные соединения с упругой деформацией | 110 |
| М. Браунович. Фреттинг в силовых электрических контактах ... | 115 |
| А.П. Васильев, М.С. Калинин. Надежность разъединителей в распределительных электрических сетях 6-10 кВ | 126 |
| В.Н. Забоин. Оценка тепловой напряженности элементов неоднородного скользящего электрического контакта | 129 |

МЕХАНИКА И ФИЗИКА
ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА И ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ

Межвузовский сборник научных трудов

Ответственный редактор Н.Б. Демкин

Редактор Е.В. Маняшина

Корректор

Технический редактор Г.В. Комарова

Подписано в печать

Формат 60×84/16

Физ. печ. л.

Тираж 100 экз.

Усл. печ. л.

Заказ №

Бумага писчая

Уч.-изд. л.

С. – 136

Издательство и типография

Тверского государственного технического университета

170026, Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22