

Федеральное агентство по образованию
Тверской государственный технический университет

*Посвящается юбилею
д.т.н., профессора
Александра Николаевича Болотова,
специалиста по использованию
магнитных явлений в трибологии*

**Механика и физика
процессов на поверхности
и в контакте твердых тел
и деталей машин**

Межвузовский сборник научных трудов

Выпуск 1

Тверь 2005

УДК 621.891

ББК

Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: Межвуз. сб. науч. тр. / Под ред. Н.Б. Демкина. Тверь: ТГТУ, 2005. 132 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: зав. кафедрой общей физики ТвГУ, д.х.н., профессор Ю.Д. Орлов; профессор кафедры физики ТГМА, доктор технических наук Ю.В. Богданов.

**МЕХАНИКА И ФИЗИКА ПРОЦЕССОВ НА ПОВЕРХНОСТИ
И В КОНТАКТЕ ТВЕРДЫХ ТЕЛ И ДЕТАЛЕЙ МАШИН**
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. 8,25

Тираж 100 экз.

Усл. печ. л. 7,67

Заказ №

Бумага писчая

Уч.-изд. л. 7,18

Цена руб. коп

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

ISBN

© Тверской государственный
технический университет, 2005

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 микрогеометрии и контактированию технических поверхностей, 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.

Статьи в сборнике расположены по тематическим разделам и по мере их поступления в редакционную коллегию.

МИКРОГЕОМЕТРИЯ И КОНТАКТИРОВАНИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

УДК 621. 891

Н.Б. Демкин
Тверской государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ МИКРОГЕОМЕТРИИ НА КОНТУРНУЮ ПЛОЩАДЬ И ЖЕСТКОСТЬ СТЫКОВ

При контактировании поверхностей, имеющих шероховатость и волнистость, контурная площадь образуется в результате упругой, пластической и упруго-пластической деформации микронеровностей и упругой деформации волн, на которых расположены эти микронеровности. Поэтому на величину контурной площади влияют характеристики как микронеровностей, так и волн [1 – 3].

Размер контурной площади в значительной мере определяет число выступов, участвующих в контактировании, а следовательно, влияет на трение и изнашивание узлов трения, тепловую, электрическую и магнитную проводимость контакта [4 – 6]. При наличии волн существенно меняется характер деформации выступов за счет изменения числа выступов, деформированных упруго и пластически. В связи со сложностью расчета контурной площади при наличии неровностей двух уровней и деформации контакта таких поверхностей этот вопрос в настоящее время исследован недостаточно.

Для анализа влияния различных факторов на контурную площадь и деформацию контакта шероховатых и волнистых поверхностей была разработана компьютерная модель, алгоритм которой составлен на основе выполненных ранее исследований.

Волны представляют собой сферические сегменты большого радиуса, на которых расположены микровыступы также в виде сферических сегментов малого радиуса. Радиусы вершин волн и микровыступов соответствуют радиусам, определенным экспериментально.

Деформация шероховатых сфер рассмотрена в работах [6, 7], при этом закон распределения микровыступов по высоте описывается бета-распределением с поправкой, вносимой сферической формой волны.

Расчеты выполнялись для контакта двух одинаковых образцов из закаленной стали, характеристики которых представлены в таблице.

Параметры контактирующих поверхностей

Номер образца	Твердость HB , МПа	Модуль упругости E , ГПа	Высота сглаживания R_p , мкм	Радиус выступов r , мкм	Параметр распределения v	Высота волн R_{pw} , мкм	Радиус волн r_w , мкм
1	2000	0,21	1	50	2	100	200
2	2000	0,21	10	50	2	100	200

Зависимость контурной площади A_c и деформации контакта Y_w от номинального давления P_a представлена на рис. 1. С увеличением давления контурная площадь растет почти линейно, увеличиваясь от давления в степени примерно 0,8 – 0,9. Это объясняется тем, что рост происходит главным образом за счет вступления в контакт выступов, расположенных на сферических поверхностях, причем одновременно, под влиянием нагрузки, увеличиваются радиусы сфер.

Сближение вначале быстро растет за счет деформации микровыступов и наиболее высоких волн, а затем замедляется по мере вступления в контакт остальных волн.

Влияние радиусов волн на рассматриваемые зависимости показано на рис. 2. Расчет выполнялся при номинальном давлении 2 МПа.

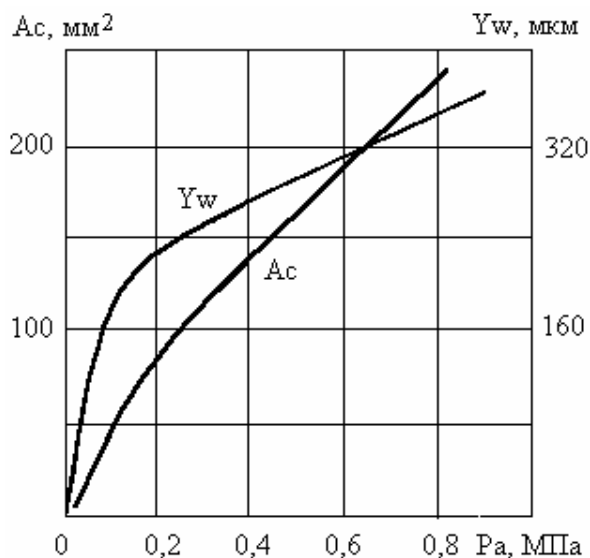


Рис. 1. Влияние номинального давления P_a на контурную площадь A_c и деформацию контакта Y_w

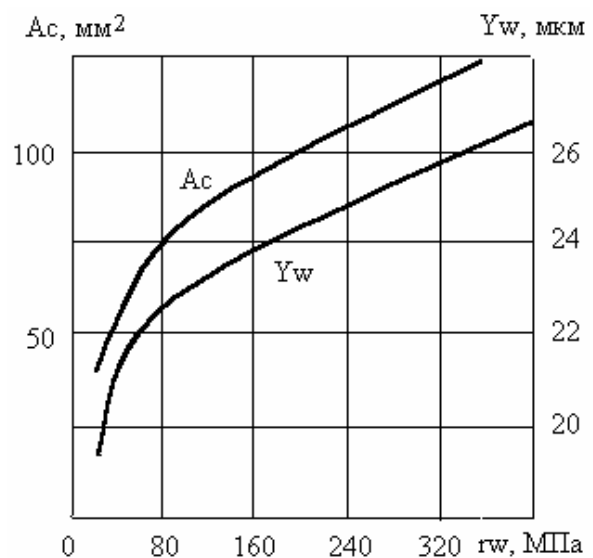


Рис. 2. Влияние радиусов волн r_w на контурную площадь A_c и деформацию контакта Y_w

С увеличением радиусов волн (см. рис. 2) величина A_c вначале быстро растет вследствие роста отдельных контурных пятен контакта, а затем существенно уменьшается, поскольку начинает убывать число контурных пятен контакта. Деформация контакта практически не зависит от величины радиусов волн, так, при изменении r_w в сорок раз Y_w увеличилось примерно на 6 мкм, при общей деформации 200 – 300 мкм

Зависимость контурной площади A_c и деформации контакта Y_w от высоты шероховатости, характеризуемой высотой сглаживания R_p , показана на рис. 3. Номинальное давление на контакт остается постоянным, равным 1 МПа. Как видно из графиков на рис. 3, вначале, когда поверхности сравнительно гладкие, A_c растет при увеличении высоты выступов за счет увеличения числа выступов, вступивших в контакт (см. рис. 1).

Величина деформации также растет, поскольку выступы деформируются значительно легче, чем волны.

При дальнейшем увеличении высоты микровыступов A_c начинает увеличиваться быстрее за счет увеличения площади отдельных пятен фактического контакта.

Влияние высоты микровыступов на сближение не слишком велико, его увеличение составляет около 10 мкм, при большой высоте микровыступов они сминаются и Y_w перестает зависеть от R_p .

Влияние высоты волн на свойства анализируемого контакта показано на рис. 4. Номинальное давление на контакт 1 МПа.

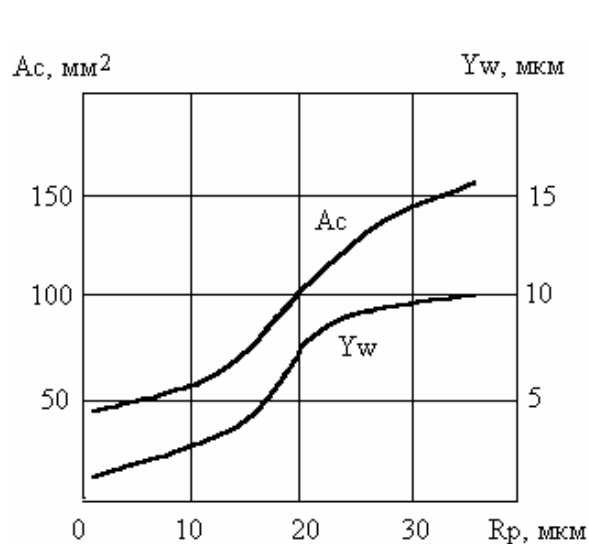


Рис. 3. Зависимость контурной площади A_c и деформации контакта Y_w от высоты сглаживания микровыступов R_p

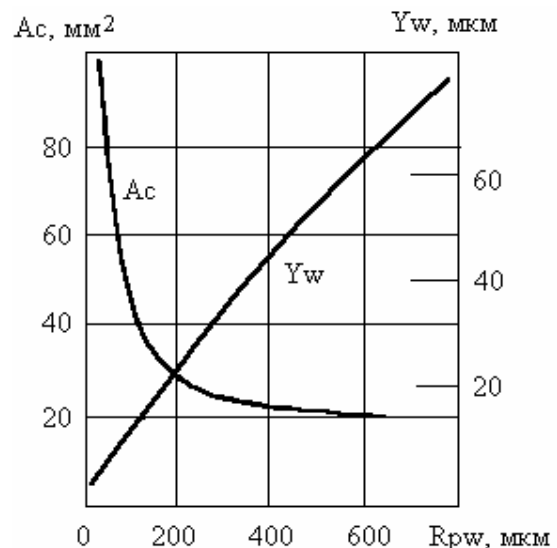


Рис. 4. Зависимость контурной площади A_c и деформации контакта Y_w от высоты волн R_w

Как видно из графиков на рис. 4, высота волн оказывает весьма сильное влияние на контурную площадь: когда высота волн стремится к нулю, контурная площадь, возрастая, стремится к номинальной площади. При большой высоте волн контурная площадь практически не меняется, поскольку контурное давление стабилизируется. При возрастании высоты волн деформация контакта несколько увеличивается, это связано с ростом деформации волн.

Результаты расчетов позволяют сделать выводы:

1. С увеличением номинального давления A_c растет почти линейно (в степени 0,9). Контурная площадь вначале растет быстро, а затем ее рост замедляется.

2. При возрастании радиуса волн A_c сначала быстро увеличивается, а затем растет медленнее. Величина Y_w почти не меняется с увеличением радиуса волн.

3. С ростом шероховатости A_c увеличивается, а Y_w вначале растет, затем стремится к некоторому пределу.

4. Высота волн очень сильно влияет на величину A_c . Y_w с увеличением высоты волн несколько возрастает.

Расчеты, выполненные на основе разработанной ЭВМ-модели, показали, что форма и высота микровыступов и волн могут оказывать существенное влияние на свойства контакта.

Библиографический список

1. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968;1981. – 243 с.
2. Трение, износ и смазка. – М.: Машиностроение, 2003. – 575 с.
3. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. – М.: Машиностроение, 1981. – 244 с.
4. Измайлов В.В., Гусев А.Ф. Температурная и временная зависимости твердости конструкционных материалов // Машиноведение. – 1986. – №2. – С. 100-104.
5. Болотов А.Н., Шевчук Л.Д. Моделирование силовых характеристик магнито-пассивных подшипников // Изв. вузов. Электромеханика. – 1989. – №10. – С. 71-75.
6. Миронов В.А., Ланков А.А. Деформирование упрочняющихся и неупрочняющихся сплошных сред. – Тверь: ТГТУ, 2003. – 91 с.
7. Демкин Н.Б., Коротков М.А., Алексеев В.М. Методика расчета характеристик фрикционного контакта // Расчет и моделирование режима работы тормозных и фрикционных устройств. – М.: Наука, 1974. – С. 10-17.
8. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. – М., 1986.

УДК 621.81.004

А.С. Иванов

Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана

ОБОСНОВАНИЕ ПРЕДЛАГАЕМЫХ РАСЧЕТОВ НА КОНТАКТНУЮ ЖЕСТКОСТЬ ПРИ КОНСТРУИРОВАНИИ МАШИН

Рассматривается контактная жесткость при повторном нагружении. Так как большинство машин – восстанавливаемые изделия и их соединения (резьбовые, шпонок с валами и ступицами и др.) подвергаются многократным сборкам и разборкам в период эксплуатации, а каждый элемент контактной поверхности соединения с натягом (применительно к соединению вал – ступица) в период эксплуатации циклически нагружается давлением, создаваемым внешними радиальной силой и опрокидывающим моментом, и, кроме того, соединение с натягом получают механической запрессовкой, то каждая микронеровность контактной поверхности подвергается многократному нагружению при последовательном осевом перемещении одной детали относительно другой в процессе получения такого соединения.

Контактное сближение поверхностей δ происходит за счет деформаций микронеровностей, волн и макроотклонений. Микронеровность можно характеризовать ее средней арифметической высотой Ra , волнистость – максимальной высотой волны W_{\max} , макроотклонения с учетом того, что волнистость поверхности обычно рассматривается как часть отклонения формы, – разностью допуска плоскостности Δ и максимальной высоты волны W_{\max} .

В исследованиях З.М. Левиной и Д.Н. Решетова [1] установлена связь контактного сближения с напряжением (номинальным) в контакте σ и масштабным фактором μ

$$\delta = c_1 \mu \sigma^{0,5}, \quad (1)$$

где c_1 – постоянный коэффициент.

По результатам исследований Э.В. Рыжова [2] можно заключить [3]*, что

$$\delta_{\text{ш}} + \delta_{\text{в}} = c_2 (\sigma/E)^m, \quad (2)$$

где $\delta_{\text{ш}}$, $\delta_{\text{в}}$ – упругие сближения, возникающие вследствие деформирования шероховатостей и волн; c_2 – постоянный коэффициент; E – модуль упругости материала; $m = 0,4 \dots 0,6$.

* Работа [3] докладывалась в июне 2004 г. в г. Твери на семинаре «Механика и физика фрикционного контакта и граничных слоев». В данной статье работа [3] получила дальнейшее развитие. При этом учтены предложения и замечания, высказанные на семинаре.

Н.Б. Демкин [4] приводит зависимость фактического давления $q_r = H(\sigma/\sigma_0)^{1/v}$ от микротвердости H и номинального напряжения в контакте σ_0 при первом нагружении, справедливую, если при первом нагружении имела место пластическая деформация и номинальное напряжение σ при повторном нагружении не превышало σ_0 . Здесь v – параметр кривой опорной поверхности. Эта зависимость может быть обоснована профилограммами [5], представленными на рис. 1.

Из профилограмм видно, что после первого нагружения поверхности увеличивается фактическая площадь контакта, причем тем больше, чем выше σ_0 . Очевидно, что с уменьшением твердости поверхности этот эффект будет еще заметнее. Но при увеличении фактической площади контакта снижаются и фактическое давление, и сближение. Экспериментально полученные Н.Б. Демкиным [5] контактные сближения для образцов, изготовленных из той же стали 10, представлены на рис. 2. При повторном нагружении сближение действительно меньше, чем при первом.

Увеличение фактической площади контакта, возрастающее с уменьшением твердости поверхности контакта, влечет за собой при повторном нагружении снижение сближения в контакте с уменьшением этой твердости. Описанное явление иллюстрирует рис. 3, на котором представлены полученные экспериментально [1, 2] сближения практически одинаковых материалов, обработанных одинаково (шлифование), но существенно различающихся первоначальной твердостью поверхностей.

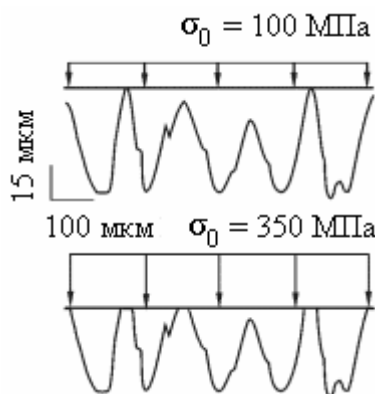


Рис. 1. Профилограммы стальной точеной поверхности (сталь 10, $Ra = 10$ мкм), снятые с одного и того же места после контактирования с гладкой поверхностью (гладкая поверхность – поверхность плитки Югансона) при контактных напряжениях σ_0

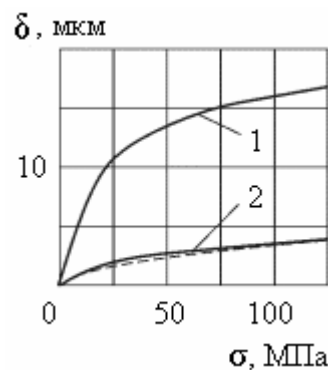


Рис. 2. Сближения точеных стальных образцов, изготовленных из стали 10, $Ra = 10$ мкм. Нагружения: 1 – первое; 2 – повторное; пунктир – расчет по формуле (6)

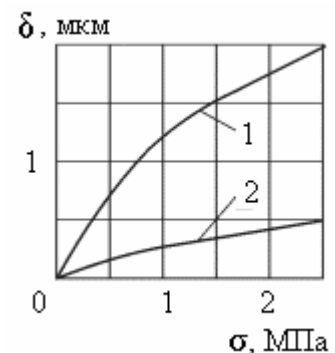


Рис. 3. Сближение при повторном нагружении при $Ra = 1,25$ мкм: 1 – сталь 20X-сталь 45, $H = 5000$ МПа; 2 – сталь 45-сталь 45, $H = 1700$ МПа

Н.Б. Демкин и П.Д. Нетягов [6, 7] для повторного нагружения стыка предложили формулу, связывающую твердость H , приведенный модуль упругости E и номинальное напряжение в контакте σ :

$$\delta = k_0 \frac{H \left\{ \left[(v_1 + v_2)^{2/3} - 1 \right] / (v_1 + v_2)^{2/3} \right\}}{E} \sigma^{1/(v_1+v_2)^{2/3}}, \quad (3)$$

где

$$k_0 = \frac{0,91 \pi^{3/2} r}{A_{rcp}^{1/2} b^{1/(v_1+v_2)^{2/3}}} R_{max},$$

r – радиус закругления вершин микронеровностей; A_{rcp} – средняя площадь фактического пятна касания; b , v_1 , v_2 – параметры кривой опорной поверхности; R_{max} – наибольшая высота профиля микронеровностей.

В работе [6] обосновывается формула (3): если при первом нагружении микронеровности деформируются упругопластически, то при повторном – упруго до тех пор, пока нагрузка не превысит приложенную первоначально. Несмотря на упругий характер деформации, на величину сближения влияет первоначальная твердость материала, поскольку она определяет формирование контакта при первом нагружении. Из формулы (3) следует вывод [6], что стык из более мягкого материала после обжатия может обладать большей жесткостью, чем из твердого.

Подставляя в формулу (3) значения $v_1 = v_2 = 2$, получаем

$$\delta \approx k_0 \left(\frac{H}{E} \right)^{0,6} \left(\frac{\sigma}{E} \right)^{0,4}. \quad (4)$$

В исследованиях Аппала и Проберта [8, 9] установлена зависимость фактической площади контакта A_r от твердости:

$$\frac{\eta}{1-\eta} = k_1 \left(\frac{\sigma}{H} \right)^n,$$

где $\eta = A_r/A$ – относительная величина фактической площади контакта; k_1 – коэффициент пропорциональности; σ – номинальное контактное напряжение; $n = 0,3...0,65$ – показатель степени. Из этой формулы следует, что при $A_r \ll A$ и среднем значении $n = 0,5$

$$A_r = k_1 A (\sigma/H)^{0,5}. \quad (5)$$

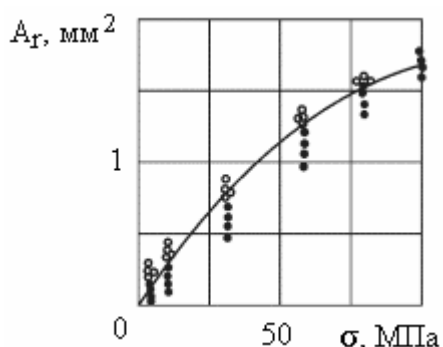


Рис. 4. Зависимость фактической площади контакта стальных образцов (сталь 10, $Ra = 10$ мкм) от номинального контактного напряжения: точки – первое нагружение; кружки – повторное нагружение; кривая – расчет по формуле (5)

$\varepsilon_0 = \sigma_r/E = (\sigma A/A_r)/E$. Подставляя в последнюю формулу выражение (5), получаем

$$\varepsilon_0 = \sigma A / [k_1 A(\sigma/H)^{0,5} E] = (1/k_1)(H \sigma)^{0,5}/E. \quad (6)$$

Аппроксимация результатов испытаний на контактную жесткость образцов, изготовленных из стали 10, формулой (6) (см. пунктирную линию на рис. 2) показала хорошее совпадение с экспериментом. При этом в формуле $\delta = \varepsilon_0 h$ принято, что $h = 0,56$ мм – высота деформируемого контактного слоя.

В работе [11] показано, что зависимости предпочтительно получать в форме произведения безразмерных инвариантов. С учетом этой рекомендации на основе формул (1)–(6) предлагается зависимость, связывающая сближение в плоском стыке при его повторном нагружении с параметрами, известными на стадии проектирования:

$$\frac{\delta}{Ra} = c_0 \left(\frac{H}{E_H} \right)^{0,5} \left(\frac{\sigma}{E} \right)^{0,5}, \quad (7)$$

где Ra – средняя арифметическая высота микронеровностей; $c_0 = f$ (вид обработки, направление следов обработки) – безразмерный параметр; H – твердость наиболее мягкой контактирующей поверхности; E_H – модуль упругости материала той контактирующей поверхности, у которой меньшая твердость; $E = 2E_1E_2/(E_1 + E_2)$ – приведенный модуль упругости; значения H , E_H , E – в МПа.

Существование зависимости фактической площади контакта от номинального напряжения вида $A_r = f(\sigma^{0,5})$ подтверждается графиком (рис. 4), построенным по результатам экспериментальных исследований Н.Б. Демкина [10] фактической площади контакта для образцов, изготовленных из стали 10, с номинальной площадью контакта $A = 19,7$ мм².

В стержневой модели шероховатости относительное сближение ε_0 будет пропорциональным фактическому контактному напряжению σ_r :

Заметим, что в зависимость (7) можно подставлять значения параметров Ra и H , полученные или до нагружения (первоначальные значения), или после первого (последующих) нагружения (ий): после нагружения вследствие сплющивания максимальных вершин микронеровностей параметр Ra уменьшается, а твердость H в результате наклепа возрастает. Уменьшение значения одного параметра в значительной степени компенсируется увеличением значения другого.

Зависимость (7) отличается от формулы (1) тем, что учитывает вид материала и коэффициент пропорциональности c_0 – безразмерная величина. От формулы (2) она отличается учетом твердости поверхностей. От формулы (3) ее отличают несколько большая простота и возможность использования для расчета при неизвестных радиусах закругления вершин r микронеровностей, средней площади $A_{ср}$ фактического пятна касания, параметров b и v кривой опорной поверхности.



Рис. 5. Плотности распределения параметра c_0 .

Поверхности обработаны: 1 – строганием;
 2 – точением, шлифованием или фрезерованием.
 Следы обработки параллельны

Значения параметра c_0 (следы обработки параллельны)

Вид обработки	Диапазон рассеяния с вероятностью 0,9	Среднее
Строгание	1500...3500	2600
Точение, шлифование или фрезерование	3500...8000	5000

Если следы обработки перпендикулярны друг другу, то значение c_0 увеличивают в 2 – 3 раза.

Отметим, что как в конструкторской документации, так и в большей части справочной литературы твердость материала по Бринеллю приводится либо без указания размерности, либо с размерностью кг/мм^2 . В формуле (7) твердость, модуль упругости, напряжение в контакте указывают в МПа, а сближение, среднюю высоту микронеровностей и др. – в мм.

Безразмерный параметр c_0 получен нами (рис. 5 и таблицу) систематизацией [4] экспериментальных данных по испытаниям на контактную жесткость.

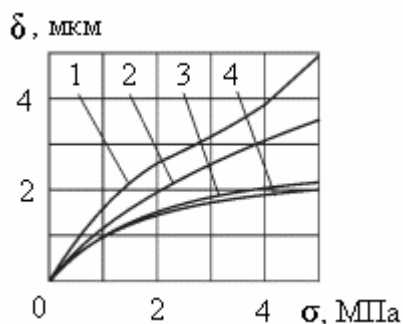


Рис. 6. Сближения, замеренные экспериментально при повторном нагружении ($Ra = 10$ мкм):
1 – сталь 40Х; 2 – сталь Ст3;
3 – сталь 10; 4 – сталь 45

Рассеяние значения параметра c_0 в значительной степени связано с тем, что различные материалы, имеющие приблизительно одинаковые значения H и E , все же деформируются по-разному (рис. 6) [2, 5]. Это объясняется несколько разными формами кривой их опорных поверхностей и разными значениями параметров b и v кривой опорной поверхности.

Сближение поверхностей с учетом их макроотклонений следует оценивать по формуле

$$\frac{\delta}{Ra} = c_0 \varepsilon \left(\frac{H}{E_H} \right)^{0,5} \left(\frac{\sigma}{E} \right)^{0,5}, \quad (8)$$

где $Ra = (Ra_1 + Ra_2)/2$ – средняя арифметическая высота микронеровностей контактирующих поверхностей; c_0 – безразмерный параметр, зависящий от вида обработки поверхностей (рис. 2, таблица); ε – коэффициент влияния масштаба [1, 3].

Если $\varepsilon < a$, то $\varepsilon = (3a)^{1/3}$; если $\varepsilon > a$, то $\varepsilon = 0,5a + (1 - a^2/12)^{0,5}$, $a = (\Delta - W_{\max})(E_H E)^{0,5} / [Ra c_0 (H \sigma)^{0,5}]$. Значения Δ приведены в справочнике [12], значения W_{\max} – в справочнике [4], ε – на рис. 7; H – твердость наиболее мягкой поверхности, МПа; E – приведенный модуль упругости, МПа.

Если $\Delta < W_{\max}$, что обычно имеет место при наибольшем размере контактирующей поверхности $d < 50$ мм, то принимают $\varepsilon = d/50$.

В зависимости (8) δ/Ra ; a ; H/E_H ; σ/E – это безразмерные параметры (инварианты, симплексы), характеризующие соответственно относительное сближение, размеры поверхности контакта, степень пластичности наиболее мягкой поверхности контакта и степень деформированности стыка.

Зависимость (8) связывает контактное сближение при повторном нагружении с параметрами, которые известны конструктору и которыми он может управлять при разработке им рабочих чертежей. Такими параметрами являются: средняя арифметическая высота микронеровностей контактирующих поверхностей; коэффициент влияния масштаба, определяе-

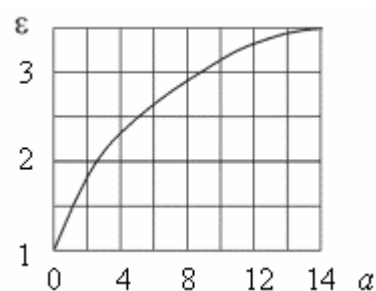


Рис. 7. Коэффициент влияния масштаба

мый разностью допуска плоскостности и высоты волны микронеровностей; приведенный модуль упругости материала деталей; твердость поверхности контакта; номинальное контактное напряжение.

После замены

$$c = Ra c_0 [H/(E_H E)]^{0,5}$$

зависимость (8) принимает вид

$$\delta = c \varepsilon \sigma^{0,5},$$

удобный для решения задач контактной жесткости, связанных с расчетом соединений с натягом [13], резьбовых соединений [14, 15] и др.

Библиографический список

1. Левина З.М., Решетов Д.Н. Контактная жесткость машин. – М.: Машиностроение, 1971. – 264 с.
2. Рыжов Э.В. Контактная жесткость деталей машин. – М.: Машиностроение, 1966. – 196 с.
3. Иванов А.С. Расчеты на контактную жесткость при конструировании машин // Механика и физика фрикционного контакта и граничных слоев: Межвуз. сб. научн. тр. – Тверь: ТГТУ, 2004. – С. 49-58.
4. Трение, изнашивание и смазка: Справочник: В 2 кн. / Под ред. И.В. Крагельского и В.В. Алисина. – М.: Машиностроение, 1978. – Кн. 1. – 400 с.
5. Демкин Н.Б. Контактное шероховатых поверхностей. – М.: Наука, 1970. – 227 с.
6. Демкин Н.Б., Нетягов П.Д. Контактная жесткость при повторном нагружении стыка деталей машин // Жесткость в машиностроении: Тез. докл. к всесоюз. науч.-техн. конф. – Брянск, 1971. – С. 300-305.
7. Демкин Н.Б., Э.В. Рыжов. Качество поверхности и контакт деталей машин. – М.: Машиностроение, 1981. – 224 с.
8. Uppal A.H., Probert S.D. The Plastic Contact Between a Rough and a Flat Surface // Wear. – 1973. – V. 23. – N 2. – P. 173-184.
9. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.
10. Демкин Н.Б. Фактическая площадь касания твердых поверхностей. – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – 110 с.
11. Дроздов Ю.Н., Павлов В.Г., Пучков В.Н. Трение и износ в экстремальных условиях: Справочник. – М.: Машиностроение, 1986. – 226 с.
12. Палей М.А., Романов А.Б., Брагинский В.А. Допуски и посадки: Справочник: В 2 ч. – СПб.: Политехника, 2001. – Ч. 1. – 576 с.
13. Иванов А.С., Воронцов А. В., Терехин С.А. Расчет соединения с натягом на несдвигаемость с учетом контактной жесткости сопрягаемых поверхностей // Вестник машиностроения. – 2003. – № 2. – С. 19-22.
14. Иванов А.С. Учет контактной податливости стыка при расчете резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом // Вестник машиностроения. – 2003. – № 6. – С. 31-34.
15. Иванов А.С., Байков Б.А., Щеголев Н.А. Уточнение распределения нагрузки резьбового соединения по виткам резьбы путем учета их контактной жесткости // Вестник машиностроения. – 2004. – № 4. – С. 20-23.

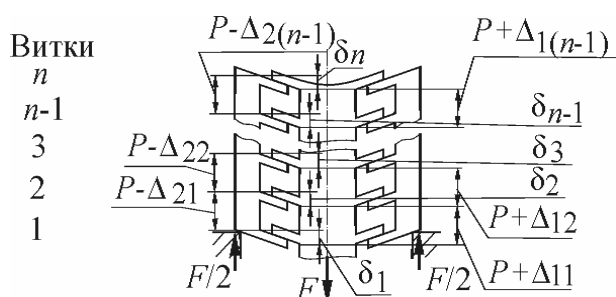
УДК 621.882-192.539.37

А.С. Иванов, Б.А. Байков, И.И. Шаталина
 Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана

ВЛИЯНИЕ КОНТАКТНОЙ ЖЕСТКОСТИ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАГРУЗКИ ПО ВИТКАМ РЕЗЬБЫ

Задаче о распределении нагрузки по виткам резьбы уже более 100 лет [1]. Она и в настоящее время остается актуальной в связи с постоянной потребностью машиностроительных предприятий в уточнении рекомендаций по конструированию резьбовых соединений, которое способствовало бы снижению массы и стоимости машин, а также повышению их надежности.

Н.Е. Жуковский, решая эту задачу, полагал, что винт под действием осевой силы F растягивается, гайка сжимается, а витки резьбы винта и гайки на длине свинчивания деформируются (рис. 1). При этом он предположил, что сближение δ_i в i -м витке пропорционально нагрузке F_i на виток. Им составлены условие равновесия и условия совместности перемещений:



$$F = F_1 + \dots + F_i + \dots + F_n;$$

$$\delta_1 - \delta_2 = \Delta_{11} + \Delta_{21};$$

$$\dots$$

$$\delta_i - \delta_{i+1} = \Delta_{1i} + \Delta_{2i};$$

$$\dots$$

$$\delta_{n-1} - \delta_n = \Delta_{1(n-1)} + \Delta_{2(n-1)},$$

Рис. 1. Математическая модель
 винт-гайка сжатия

где n – число витков гайки;

$\Delta_{1i} = P \sum_{i+1}^n F_i / (EA_1)$ – удлинение тела

винта между i -м и $i+1$ витками; $\Delta_{2i} = P \sum_{i+1}^n F_i / (EA_2)$ – укорочение тела

гайки между i -м и $i+1$ витками; P – шаг резьбы; E – модуль упругости материалов винта и гайки; A_1, A_2 – площади поперечного сечения винта и гайки. Решая систему уравнений (1), он получил распределение нагрузки по виткам, представляющее собой убывающую геометрическую прогрессию.

И.А. Биргер [2] полагал, что сближение δ_i в i -м витке возникает вследствие как прогиба витков винта и гайки под действием силы F_i , так и поперечной деформации стержня винта и тела гайки, вызванной тем, что профиль резьбы треугольный. Решая подобную (1) систему уравнений, он установил, что нагрузка от первого к последнему витку убывает по закону гиперболического косинуса, т.е. неравномерность нагрузки по виткам бо-

лее выражена по сравнению с неравномерностью, полученной Н.Е. Жуковским. Для резьбы М24 расчетом получено, что первый из шести витков воспринимает 33,1 % всей нагрузки на винт.

При решении этой задачи методом конечных элементов [3, 4] неравномерность нагружения витков получена несколько большей (на 2 – 10 %), чем в работе [2]. При расчете напряженного состояния использован принцип Сен-Венана, предполагающий равномерное распределение нагрузки в сечении, достаточно удаленном от поверхности контакта. Предположено, что витки резьбы имеют кольцевую форму. Силы трения в резьбе не учитываются. Контактная податливость витков в расчет не принималась.

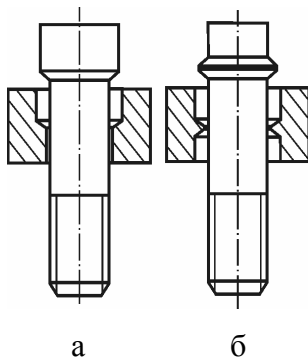


Рис. 2. Образцы, предназначенные для исследования контактной податливости резьбы

В.Б. Куклин [5] под руководством Д.Н. Решетова экспериментально исследовал податливость метрической резьбы. Были изготовлены образцы, предназначенные для определения контактной податливости (рис. 2а) рабочей поверхности одного витка резьбы винта и гайки и суммарной податливости (рис. 2б) витка резьбы и гайки с учетом контактных сближений и прогиба витков.

Испытания проведены с образцами резьбы М18 и М30 при нескольких значениях шероховатости рабочих поверхностей. В результате получено, что при средней арифметической высоте микронеровностей $Ra \approx 1,6$ мкм (обработка поверхности наждачным порошком) возникает суммарное перемещение $\delta_{\Sigma} = 0,00098\sigma_{см}^{0,5}$ мм, где $\sigma_{см}$ – напряжение смятия (давление), МПа, в витке резьбы, а вызванное прогибом витков $\delta_{из} = 0,000012\sigma_{см}$. Это соответствует значениям $\delta_{\Sigma} = 0,0088$ мм и $\delta_{из} = 0,00096$ мм при $\sigma_{см} = 80$ МПа и $\delta_{\Sigma} = 0,012$ мм и $\delta_{из} = 0,0018$ мм при $\sigma_{см} = 150$ МПа, т.е. контактное сближение в 5 – 8 раз превышает перемещение, вызванное прогибом витков, при средней арифметической высоте микронеровностей их рабочей поверхности $Ra = 1,6$ мкм.

Обычно средняя арифметическая высота микронеровностей рабочей поверхности резьбы $Ra \geq 1,6$ мкм. Поэтому можно полагать, что контактная податливость резьбы, которая ранее не учитывалась в расчетах, имеет превалирующее значение для распределения нагрузки по виткам резьбы.

Будем решать систему из n уравнений (1), предположив, что сближение δ_i в i -м витке вызвано только контактной податливостью рабочей поверхности резьбы. В работе [6] было получено выражение, связывающее контактное сближение δ с контактным напряжением (давлением) σ :

$$\frac{\delta}{Ra} = c_0 \varepsilon \left(\frac{H}{E_H} \right)^{0,5} \left(\frac{\sigma}{E} \right)^{0,5}, \quad (2)$$

где $Ra = (Ra_1 + Ra_2)/2$ – средняя арифметическая высота микронеровностей контактирующих поверхностей; c_0 – безразмерный параметр, зависящий от вида обработки поверхностей; ε – коэффициент влияния масштаба, зависящий от допуска плоскостности и волнистости контактирующей поверхности; H – твердость наиболее мягкой поверхности; E_H – модуль упругости материала, имеющего меньшую твердость контактной поверхности; $E = 2 E_1 E_2 / (E_1 + E_2)$ – приведенный модуль упругости.

После замены

$$c = Ra c_0 [H/(E_H E)]^{0,5}$$

зависимость (2) принимает вид

$$\delta = c \varepsilon \sigma^{0,5}. \quad (3)$$

Поэтому сближение в i -м витке

$$\delta_i = c \varepsilon (F_i/A_p)^{0,5}, \quad (4)$$

где A_p – площадь опорной поверхности витка.

Нелинейная система уравнений (1), (4) решена в операционной системе MathCAD. Для резьбы М12 ($\varepsilon = 50/d = 0,24$) получены следующие результаты (материал винта и гайки – сталь, $H = 2170$ МПа). Если точением ($c_0 = 5000$) обеспечена шероховатость $Ra = 1,6$ мкм, то доли нагрузки на первый и последний витки составляют: 31,9 и 9,2 % при $F = 5000$ Н; 36,5 и 7,6 % при $F = 10000$ Н; 39,6 и 6,7 % при $F = 15000$ Н. Растягивающие напряжения в опасном сечении винта получены соответственно 66, 131 и 197 МПа. Напряжения смятия и среза на первом витке составили 49, 113, 184 и 38, 88, 142 МПа.

Увеличение числа витков до 20 приводит к тому, что доли нагрузки на первый и последний витки получают значения: 29,2 и 0,57 % при $F = 5000$ Н; 38,3 и 0,28 % при $F = 15000$ Н. Если при этом вместо крупного шага $P = 1,75$ мм использовать мелкий шаг $P = 0,5$ мм, то названные соотношения соответственно составят 10,0 и 3,0 % при $F = 5000$ Н; 13,1 и 2,3 % при $F = 15000$ Н. При этом напряжения смятия и среза на первом витке окажутся соответственно равными 50, 37 и 198, 146 МПа.

Увеличение шероховатости приводит к снижению неравномерности нагружения витков резьбы, а именно: при $n = 6$, $P = 1,75$ мм и $F = 5000$ Н доли нагрузки на первый и последний витки оказываются равными: 58,7 и 2,6 % при $Ra = 0,32$ мкм; 31,9 и 9,2 % при $Ra = 1,6$ мкм; 25,1 и 12,1 % при

$Ra = 3,2$ мкм; 21,2 и 14,0 % при $Ra = 6,3$ мкм. Некоторые результаты расчетов представлены графиками на рис. 3.

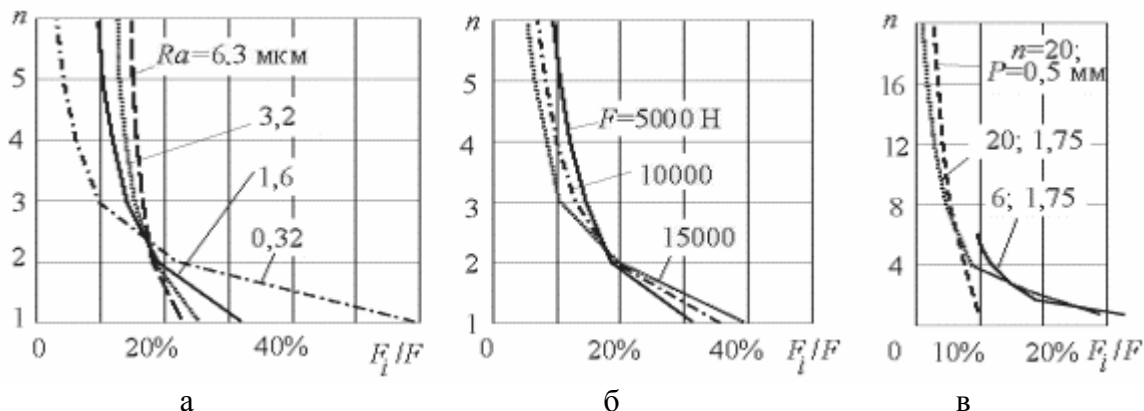


Рис. 3. Распределение нагрузки F_i по виткам резьбы М12:
а – в зависимости от Ra при $F = 5000$ Н;
б – от F при $Ra = 1,6$ мкм; в – от n при $Ra = 1,6$ мкм и $F = 5000$ Н

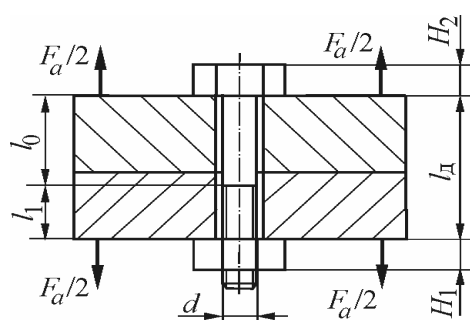


Рис. 4. Затянутое соединение, нагруженное отрывающей силой F_a

Для оценки распределения нагрузки от внешней отрывающей силы F_a по виткам резьбы в затянутом резьбовом соединении (рис. 4) следует сначала решить систему уравнений (1), (4) и определить силы F_i , нагружающие каждый виток и создаваемые силой $F = F_{\text{зат}}$; затем решить следующую систему из $n + 1$ уравнений:

$$\begin{aligned}
 F_{\text{зат}} + \chi F_a &= F_{1\Sigma} + \dots + F_{i\Sigma} + \dots + F_{n\Sigma}; \\
 \delta_{1\Sigma} - \delta_{2\Sigma} &= \Delta_{11\Sigma} + \Delta_{21\Sigma}; \\
 &\dots \\
 \delta_{i\Sigma} - \delta_{(i+1)\Sigma} &= \Delta_{1i\Sigma} + \Delta_{2i\Sigma}; \\
 &\dots \\
 \delta_{(n-1)\Sigma} - \delta_{n\Sigma} &= \Delta_{1(n-1)\Sigma} + \Delta_{2(n-1)\Sigma},
 \end{aligned} \tag{5}$$

$$\begin{aligned}
 \frac{l_\partial (1 - \chi) F_a}{E_\partial A_\partial} + c_\partial \varepsilon_\partial \left[\left(\frac{F_{\text{зат}} + (1 - \chi) F_a}{A_\partial} \right)^{0,5} - \left(\frac{F_{\text{зат}}}{A_\partial} \right)^{0,5} \right] = \\
 = \frac{4\chi F_a}{\pi E} \left(\frac{l_0 + 0,5H_2}{d^2} + \frac{l_1}{d_1^2} \right) + c\varepsilon \left[\left(\frac{F_{1\Sigma}}{A_p} \right)^{0,5} - \left(\frac{F_1}{A_p} \right)^{0,5} \right],
 \end{aligned}$$

где χ – коэффициент основной нагрузки, характеризующий долю внешней нагрузки, приходящуюся на винт; χF_a – нагрузка на винт, создаваемая силой F_a ; $F_{i\Sigma}$ – суммарная нагрузка на i -й виток; $\delta_{i\Sigma}$ – сближение в i -м витке под действием этой нагрузки; $\Delta_{1i\Sigma}$, $\Delta_{2i\Sigma}$ – удлинение тела винта и укорочение тела гайки между i -м и $i+1$ витками; l_d – высота деталей; E_d – модуль упругости материала деталей; A_d – площадь поверхности контакта деталей; ε_d – коэффициент влияния масштаба контактирующих поверхностей деталей; c_d – коэффициент влияния шероховатости контактирующих поверхностей деталей; d – диаметр винта; d_1 – внутренний диаметр резьбы винта; l_0 – длина гладкой части винта; H_1 , H_2 – высота гайки и головки винта; l_1 – длина нарезанной нагруженной части винта.

Первое уравнение в системе (5) – уравнение равновесия, последнее – уравнение совместности перемещений винта, гайки и деталей, остальные уравнения – уравнения совместности перемещений витков винта и гайки. Уравнение совместности перемещений винта, гайки и деталей получено из условия, что укорочение деталей (с учетом контактного сближения в стыке деталей, которое связано с контактным напряжением зависимостью (3)) при изменении на них нагрузки от $F_{\text{зат}}$ до $[F_{\text{зат}} - (1 - \chi)F_a]$ равно сумме удлинения тела винта и сближения вследствие контактных деформаций под первым витком при изменении нагрузки на винт от $F_{\text{зат}}$ до $(F_{\text{зат}} + \chi F_a)$. При выводе уравнения принято, что стягиваемые винтом детали деформируются по всей площади стыка, так как при средней арифметической высоте микронеровностей поверхности стыка $Ra > 0,4$ мкм и достаточной толщине деталей контактное напряжение от затяжки винтов распределяется [7] по всей ее поверхности в значительной степени равномерно.

Нелинейные системы уравнений (1), (4) и (4), (5) совместно решены в операционной системе MathCAD. Для стальных деталей при $d = 12$ мм и $A_d = 3000$ мм² ($\varepsilon = 0,24$, $\varepsilon_d = 1,1$, $c_0 = 5000$, $H = H_d = 2170$ МПа), суммарной высоте стягиваемых деталей $l_d = 60$ мм, средней арифметической высоте микронеровностей их контактирующих поверхностей после фрезерования $Ra_d = 3,2$ мкм, при средней арифметической высоте микронеровностей рабочей поверхности резьбы после точения M12 $Ra = 1,6$ мкм и нормальной высоте гайки получены следующие результаты (рис. 5).

Если резьба крупная ($P = 1,75$ мм, $z = 6$), то нагрузки, создаваемые внешней силой, на первый $(F_{1\Sigma} - F_1)/(\chi F_a)$ и последний $(F_{n\Sigma} - F_n)/(\chi F_a)$ витки, отнесенные ко всей внешней нагрузке, приходящейся на винт, при $F_a = 3000$ Н равны: 38,2 и 6,9 % при $F_{\text{зат}} = 5000$ Н; 43,9 и 5,2 % при $F_{\text{зат}} = 10000$ Н; 47,6 и 4,4 % при $F_{\text{зат}} = 15000$ Н. Значения $\chi = F_a/F$ составили соответственно 0,126, 0,104, 0,092.

Если резьба мелкая ($P = 0,5$ мм, $z = 20$), то нагрузки, создаваемые внешней силой, на первый $(F_{1\Sigma} - F_1)/(\chi F_a)$ и последний $(F_{n\Sigma} - F_n)/(\chi F_a)$ витки, отнесенные ко всей внешней нагрузке, приходящейся на винт, при

$F_a = 3000$ Н равны: 12,5 и 2,7 % при $F_{зат} = 5000$ Н; 14,6 и 2,5 % при $F_{зат} = 10000$ Н; 16,2 и 2,2 % при $F_{зат} = 15000$ Н. Значения $\chi = F_a/F$ составили соответственно 0,145, 0,120, 0,107.

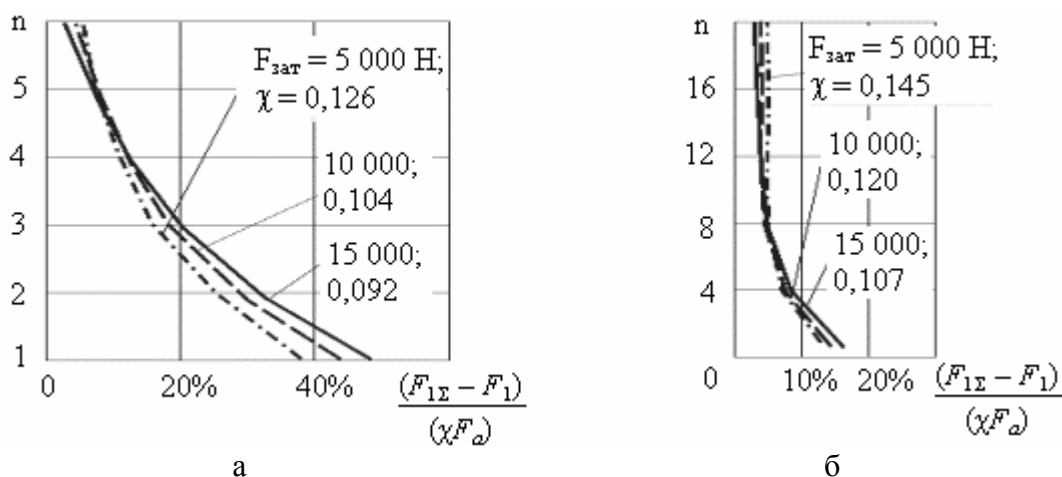


Рис. 5. Распределение нагрузки χF_a по виткам резьбы М12 в затянутом и нагруженном внешней силой F_a резьбовом соединении при $Ra = 6,3$ мкм и $l_d = 30$ мм в зависимости от $F_{зат}$. Шаг резьбы: а – 1,75 мм; б – 0,5 мм

Из анализа графиков видно, что применение мелкой резьбы в значительной степени снижает неравномерность распределения нагрузки по виткам резьбы. Из сопоставления данных, полученных расчетом, по величинам χ и $(F_{1\Sigma} - F_1)/(\chi F_a)$ следует, что с увеличением силы затяжки винта нагрузка $F_{1\Sigma} - F_1$ на первый виток гайки, создаваемая внешней нагрузкой F_a , несколько снижается. Это указывает на то, что увеличением силы затяжки винта можно повысить его усталостную прочность.

Выводы:

- Увеличение шероховатости рабочей поверхности резьбы благоприятно сказывается на распределении нагрузки по ее виткам.
- Применение мелкой резьбы при стандартной высоте гайки способно существенно повысить равномерность распределения нагрузки по виткам резьбы, практически не снижая прочности резьбы на срез и смятие.
- Увеличение силы затяжки винта снижает долю внешней нагрузки, приходящуюся на первый виток резьбы гайки. Поэтому увеличение силы затяжки винта в ряде случаев может рассматриваться как метод повышения усталостной прочности резьбового соединения.

Библиографический список

1. Жуковский Н.Е. Распределение давлений в нарезках винта и гайки // Бюллетень Политехнического общества. – 1902. – № 1. – С. 1-3.
2. Биргер И.А. Расчет резьбовых соединений. – М.: Оборонгиз, 1959. – 252 с.

3. Иосилевич Г.Б. Концентрация напряжений и деформаций в деталях машин. – М.: Машиностроение, 191. – 224 с.

4. Исследование болтового соединения с использованием метода конечных элементов / М. Танака, Х. Мияцава, Ф. Асаба и др. // Детали машин. ВИНТИ. – 1982. – № 35. – С. 1-16.

5. Куклин В.Б. Исследование жесткости и уточнения расчетов резьбовых соединений: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – М.: МВТУ им. Н.Э. Баумана, 1957. – 16 с.

6. Иванов А.С. Обоснование предлагаемых расчетов на контактную жесткость при конструировании машин // Механика и физика фрикционного контакта и граничных слоев: Межвуз. сб. научн. тр. – Тверь: ТГТУ, 2005. – С. 8-14.

7. Иванов А.С. Учет контактной податливости стыка при расчете резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом // Вестник машиностроения. – 2003. – № 6. – С. 31-34.

УДК (621.82:621.753.2).001.24

А.С. Иванов¹, Б.А. Попов²

¹Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана

²ОАО «Демиховский машиностроительный завод»

УЧЕТ КОНТАКТНОЙ ЖЕСТКОСТИ СОПРЯГАЕМЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ РАСЧЕТЕ СОЕДИНЕНИЯ С НАТЯГОМ

По существующей методике расчет соединения с измеренным натягом N , мм, при средних арифметических высотах микронеровностей охватываемой и охватывающей поверхностей Ra_1 , мм, и Ra_2 , мм, производят по формуле

$$p_{б.к} = \delta_p / [d (C_1/E_1 + C_2/E_2)], \quad (1)$$

где $p_{б.к}$ – давление в стыке, вычисленное без учета контактной жесткости сопрягаемых поверхностей, МПа; d – диаметр сопрягаемых поверхностей, мм; δ_p – расчетный натяг, мм,

$$\delta_p \approx N - 5(Ra_1 + Ra_2); \quad (2)$$

C_1, C_2 – коэффициенты вала и отверстия,

$$C_1 = [1 + (d_1/d)^2] / [1 - (d_1/d)^2] - \mu_1; \quad (3)$$

$$C_2 = [1 + (d/d_2)^2] / [1 - (d/d_2)^2] + \mu_2, \quad (4)$$

d_1 – диаметр отверстия (если оно есть) в охватываемой детали; d_2 – наружный диаметр охватывающей детали; μ_1, μ_2 – коэффициенты Пуассона материалов охватываемой и охватывающей деталей; E_1, E_2 – модули упругости материалов охватываемой и охватывающей деталей, МПа.

З.М. Левиной и Д.Н. Решетовым [1] было рекомендовано измеренный натяг N , мм, представлять как сумму двух слагаемых: диаметрального натяга δ_1 гладких цилиндрических деталей и удвоенной величины контактного радиального сближения δ_2 , нелинейно связанного с давлением в стыке p_k , вычисленного с учетом контактной жесткости сопрягаемых поверхностей. На основе этой рекомендации и с учетом результата работы [2] предлагается формула для расчета соединения с натягом:

$$N = \delta_1 + 2\delta_2 = p_k d (C_1/E_1 + C_2/E_2) + 2 Ra c_0 \varepsilon [H/(E_H E)]^{0,5} p_k^{0,5}, \quad (5)$$

где d – диаметр сопрягаемых поверхностей; C_1, C_2 – коэффициенты вала и отверстия, вычисляемые по формулам (3), (4); $Ra = (Ra_1 + Ra_2)/2$ – средняя арифметическая высота микронеровностей контактирующих поверхностей; c_0 – безразмерный параметр, зависящий от вида обработки поверхностей; ε – коэффициент влияния масштаба: если $\varepsilon \leq a$, то $\varepsilon = (3a)^{1/3}$, а если $\varepsilon > a$, то $\varepsilon = 0,5a + (1 - a^2/12)^{0,5}$, где $a = (\Delta - W_{\max})(E_H E)^{0,5} / [Ra c_0 (H \sigma)^{0,5}]$; Δ – допуск плоскостности; W_{\max} – максимальная высота волны шероховатой поверхности; E_H – модуль упругости материала контактирующей поверхности, имеющей меньшую твердость, МПа; $E = 2E_1E_2/(E_1 + E_2)$ – приведенный модуль упругости, МПа; E_1, E_2 – модули упругости материалов охватываемой и охватывающей деталей; H – твердость наиболее мягкой поверхности, МПа.

Отметим, что в предлагаемой формуле не используется понятие расчетного натяга. Решая уравнение (5) относительно p_k , МПа, получаем

$$p_k = \left[\frac{\sqrt{(c\varepsilon)^2 + NS} - c\varepsilon}{S} \right]^2, \quad (6)$$

где N – измеренный натяг, мм; $c = Ra c_0 H^{0,5} / (E_H E)^{0,5}$ – параметр, характеризующий качество обработки контактных поверхностей и механические свойства материалов деталей, $\text{мм}^2/\text{Н}^{0,5}$; $S = d[(C_1/E_1) + (C_2/E_2)]$ – коэффициент, $\text{мм}^3/\text{Н}$.

В работе [3] приведены результаты экспериментального исследования конического соединения с натягом. Сопрягаемые поверхности выполнены с конусностью 1:50 (рис. 1). Материал вала и втулки – улучшенная сталь 40Х.

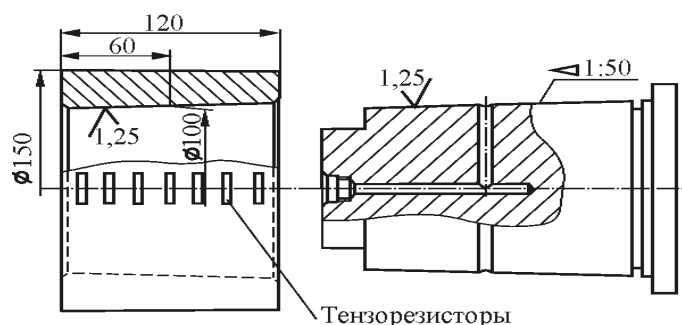


Рис. 1. Коническое соединение с натягом

Сравнивали прочность соединений при трех способах сборки: тепловом (с нагревом втулки в электропечи до 180 °С); гидропрессовом; с охлаждением вала в жидком азоте до –196 °С. Сопрягаемые поверхности образцов окончательно обрабатывали шлифованием ($Ra = 1,25$ мкм). Шероховатость контролировали профилографом-профилометром модели 201 в шести точках: по две точки в трех продольных сечениях. После изготовления все образцы измеряли. Предельные отклонения как профиля продольного сечения, так и от круглости соответствовали шестой степени точности по СТ СЭВ 636 – 77. Диаметральный натяг N в соединении создавали за счет осевого натяга S . Кроме того, контролировали с помощью тензорезисторов окружные напряжения σ_t на наружном диаметре втулки и эти напряжения с помощью формулы

$$p_{оп} = \sigma_t \frac{[1 - (d/d_2)^2]}{2(d/d_2)^2}$$

пересчитывали на давления в сопряжении $p_{оп}$, полученные опытным путем.

Разница между $p_{б.к}$ и $p_{оп}$ для всех образцов составила 1,9 – 19,5 МПа, что равносильно неточности в оценке натяга 16 – 24 мкм, а шестая степень точности отклонения профиля продольного сечения и от круглости соответствует допуску 10 мкм. Так как неточность в оценке натяга значительно больше допуска на отклонение формы, то можно заключить, что отклонение формы не обосновывает получающуюся погрешность.

В коническом соединении, описанном выше, сопрягаемые детали многократно собирали друг с другом и разбирали. Поэтому можно считать, что каждую реализацию соединения с натягом получали после нескольких нагружений контактирующих поверхностей, и для их расчета пригодны формулы (5), (6).

По формуле (1), зная $p_{б.к}$, был вычислен расчетный натяг δ_p , а по нему найдены с помощью формулы (2) измеренный натяг N и далее по формуле (6) значения p_k . Отношения $p_{б.к}/p_{оп}$ и $p_k/p_{оп}$, характеризующие степень совпадения давлений, рассчитанных по существующей и предлагаемой методикам с опытными данными, даны на графиках (соответственно рис. 2а и б). На рисунке обозначено: кружками – тепловая сборка; точками – сборка с охлаждением; квадратиками – гидропрессовая сборка.

Из анализа данных (см. рис. 2) следует, что при средних и высоких натягах расчет по существующей методике завышает давление в сопряжении на 15 – 20 %, а расчет по предлагаемой методике практически совпадает с экспериментальными данными (погрешность расчета 5 – 10 %). Отсюда можно заключить, что погрешность расчета существующей методики объясняется пренебрежением контактными деформациями сопрягаемых поверхностей и расчет целесообразно проводить по предлагаемой методике.

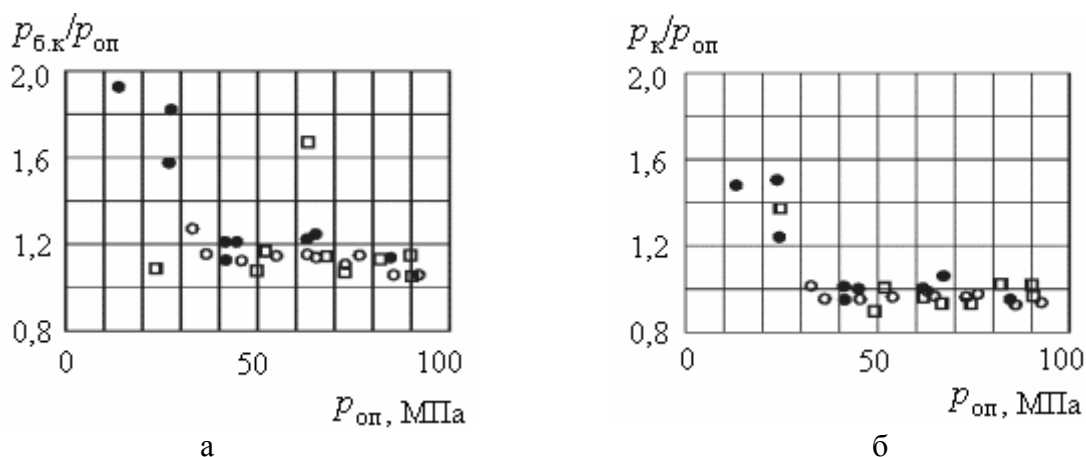


Рис. 2. Сравнение расчетных и опытных данных:
а – без учета контактной жесткости, б – с учетом контактной жесткости

Напрессовку можно рассматривать как процесс повторного нагружения каждой микронеровности, происходящий при последовательном перемещении микронеровностей одной поверхности относительно другой в процессе относительного осевого перемещения сопрягаемых деталей.

В работе [4] исследовано соединение (рис. 3а) внутреннего кольца подшипника №7311 с валом червячного редуктора ($E_1 = E_2 = 2,1 \cdot 10^5$ МПа, $H = 2500$ МПа). Посадочная поверхность вала обработана шлифованием. Часть соединений получали механической напрессовкой, часть – с помощью гидропрессовой сборки. Авторами работы экспериментально получены измеренный натяг N и осевая сила F_a , а также вычислено по формуле (1) давление $p_{б.к}$. Значения давления в сопряжении p_k рассчитаны по формуле (6). Все эти данные приведены на рис. 4 (кривые 1 и 2).

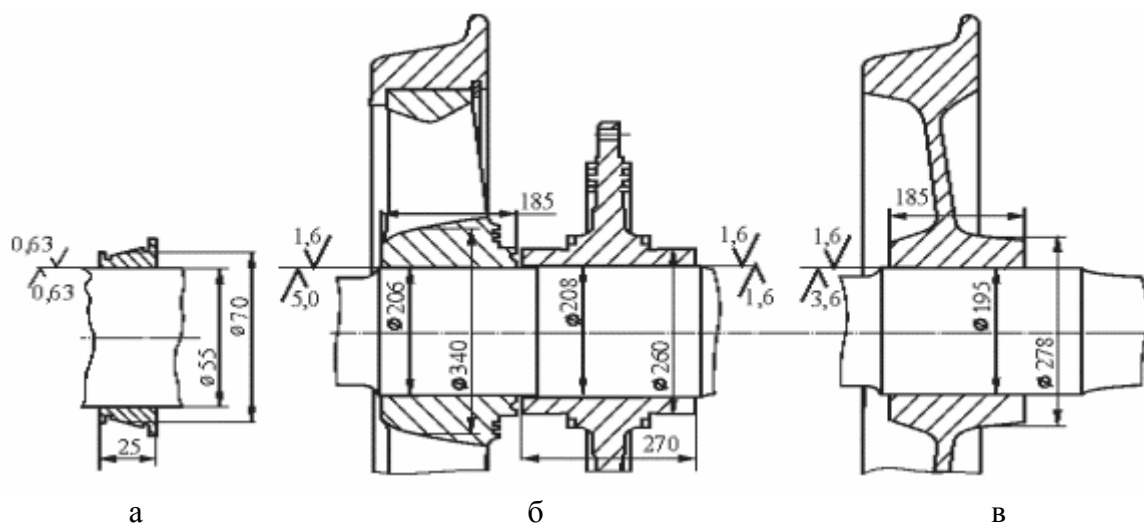


Рис. 3. Исследованные соединения с натягом:
а – соединение внутреннего кольца подшипника №7311 с валом червячного редуктора;
б – соединение колес моторного вагона с осью;
в – соединение колеса прицепного вагона с осью

В ОАО «Демиховский машиностроительный завод», занимающемся изготовлением железнодорожного мотор-вагонного подвижного состава, напрессовывают на оси колесных пар моторного вагона центры зубчатых колес и железнодорожные колеса (рис. 3б); прицепного вагона железнодорожные цельнокатаные колеса (рис. 3в). Материал центра зубчатого колеса – сталь 20Л по ГОСТ 977 – 88; ступицы железнодорожного колеса моторного вагона – сталь 25ЛК20 по ГОСТ 977 – 88; цельнокатаного колеса – сталь марки 1 по ГОСТ 10791 – 89; осей – сталь осевая по ГОСТ 4728 – 96. Перед сборкой замеряют посадочные диаметры осей и растачивают отверстия охватывающих деталей до диаметров, при которых обеспечивается сила напрессовки центра зубчатого колеса – 560 – 845 кН; ступицы железнодорожного колеса моторного вагона – 735 – 980 кН; цельнокатаного колеса – 750 – 1050 кН.

Результаты измерений (измеренные натяги N и силы напрессовки F_a), проведенных в процессе сборки колесных пар (рассматривается выборка результатов, полученных при сборке 16 – 22 января 2004 г.), а также значения $p_{б.к}$ и p_k , рассчитанные на основе этих экспериментальных данных, приведены в таблице.

Параметры колесных пар

Соединение	N , мм	F_a , кН	$p_{б.к}$, МПа	p_k , МПа	$p_{б.к}/p_k$
1	2	3	4	5	6
Ось – центр зубчатого колеса	0,13	860	20,38	18,04	1,12
	0,14	590	22,16	19,66	1,12
	0,14	710	22,16	19,66	1,12
	0,13	730	20,38	18,04	1,12
	0,13	730	20,38	18,04	1,12
	0,13	640	20,38	18,04	1,12
	0,14	770	22,16	19,66	1,12
	0,14	700	22,16	19,66	1,12
	0,13	620	20,38	18,04	1,12
	0,13	750	20,38	18,04	1,12
Ось – железно- дорожное колесо моторного вагона	0,25	960	69,80	59,10	1,18
	0,23	820	63,36	53,55	1,18
	0,25	810	69,80	59,10	1,18
	0,24	790	66,58	56,32	1,18
	0,25	960	69,80	59,10	1,18
	0,23	790	63,36	53,55	1,18
	0,26	960	73,04	61,89	1,18
	0,25	910	69,80	59,10	1,18
	0,23	940	63,36	53,55	1,18
	0,25	840	69,80	55,10	1,18

Продолжение таблицы

1	2	3	4	5	6
Ось – железно- дорожное колесо прицепного вагона	0,23	800	55,30	47,34	1,16
	0,23	900	55,30	47,34	1,16
	0,24	1090	58,03	49,74	1,16
	0,24	1010	58,03	49,74	1,16
	0,24	840	58,03	49,74	1,16
	0,24	960	58,03	49,74	1,16
	0,24	980	58,03	49,74	1,16
	0,24	900	58,03	49,74	1,16
	0,23	960	55,30	47,34	1,16
	0,23	1030	55,30	47,34	1,16

Величины натягов близки посадкам: центра зубчатого колеса на ось Н7/с6; железнодорожного колеса моторного вагона на ось Н7/у6; железнодорожного колеса прицепного вагона на ось Н7/у6. Из анализа таблицы видно, что значения $p_{б.к}$, вычисленные по существующей методике расчета, больше значений p_k , вычисленных по предлагаемой методике расчета, причем с возрастанием полусуммы средних арифметических высот шероховатостей $(Ra_1 + Ra_2)/2$ от 1,6 до 2,9 – 3,5 мкм величина увеличения изменяется от 12 до 16 – 18 %.

Рассчитанное по формуле (6) давление p_k принимаем, согласно вышеизложенному выводу, за близкое к истинному. Поэтому отношение $p_{б.к}/p_k$ будет характеризовать погрешность существующего расчета в оценке давления в сопряжении. На рис. 4а представлены отношения $p_{б.к}/p_k$ давлений в зависимости от измеренного натяга N и введены обозначения соединений: 1 – вал – кольцо подшипника (механическая напрессовка); 2 – вал – кольцо подшипника (гидропрессовая сборка); 3 – ось – центр зубчатого колеса; 4 – ось – железнодорожное колесо моторного вагона; 5 – ось – железнодорожное колесо прицепного вагона.

Из анализа графиков на рис. 4а следует, что при натягах 20 – 30 мкм (кривые 1 – 2), соответствующих посадкам Н7/к6, расчет по существующей методике дает значения $p_{б.к}$, меньшие приблизительно на 40 % значений p_k , вычисленных по предлагаемой методике расчета. При натягах, больших 60 мкм (кривые 1 – 5), соответствующих посадкам Н7/р6 и более тугим, значения $p_{б.к}$, вычисленные по существующей методике расчета, больше на 10 – 20 % значений p_k , вычисленных по предлагаемой методике расчета.

Коэффициент трения в соединении f связан, как известно, с осевой силой F_a , приводящей к сдвигу контактирующих поверхностей, давлением p в стыке и длиной сопряжения l формулой

$$f = \frac{F_a}{p \pi d l}. \quad (7)$$

Экспериментальные данные позволили вычислить по формуле (7) значения коэффициента трения $f_{б.к}$ (рис. 4б) и f_k (рис. 4в) при давлении в соединении соответственно $p_{б.к}$ и p_k . Обозначения соединений – те же, что и на рис. 4а. Анализ графиков позволяет отметить, что в то время, как значения $f_{б.к}$ убывают с увеличением натяга, значения f_k практически не зависят от его величины. Кроме того, коэффициент трения f_k чувствителен к средней арифметической высоте микронеровностей. Для пары трения сталь – сталь при $(Ra_1 + Ra_2)/2$, равной 0,63 – 1,6; 2,9; 3,5 мкм, средний коэффициент трения f_k соответственно составил 0,21 (кривые 1 и 3); 0,28 (кривая 4); 0,13 (кривая 5). Гидропрессовая сборка (кривая 2) повышает коэффициент трения по сравнению с механической запрессовкой (кривая 1) приблизительно в 1,5 раза (от 0,21 до 0,31).

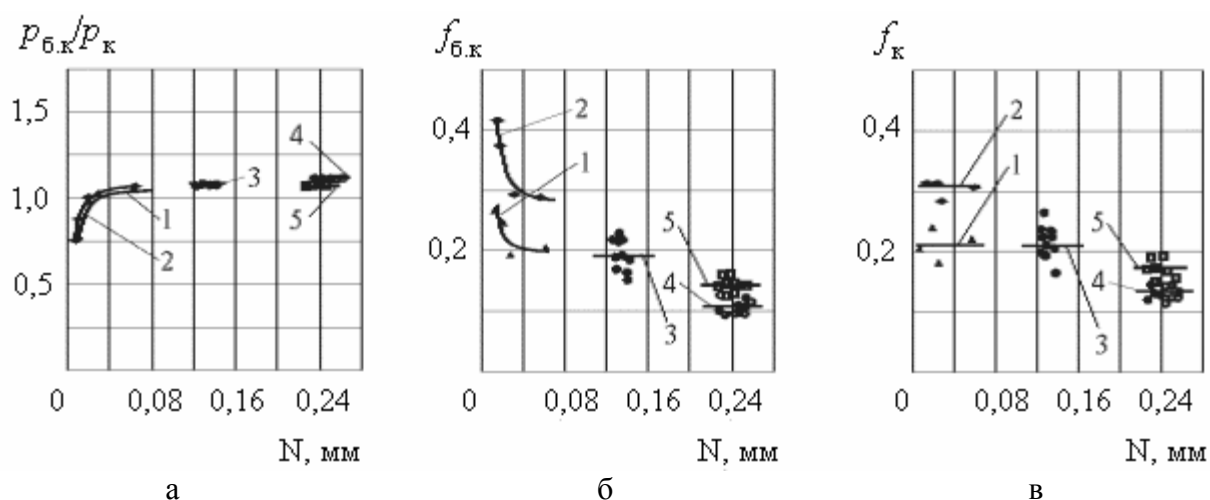


Рис. 4. Исследуемые величины в зависимости от натяга N :
 а – относительное давление в контакте; б – коэффициент трения без учета контактной жесткости; в – коэффициент трения с учетом контактной жесткости

Отметим, что ранее М.А. Саверин проводил экспериментальные исследования [5], при которых механически напрессовывали на вал втулку. Детали имели размеры $d_1 = 0$, $d = 40$ мм, $d_2 = l = 60$ мм. Испытаны три комбинации материалов: вал – сталь 45, втулка – сталь 45; вал – сталь 45, втулка – чугун Сч21; вал – бронза ОЦС 6-6-3, втулка – чугун Сч21. Посадочные поверхности характеризовались чистотой обработки: втулки – $Ra_2 = 1,0 \dots 1,25$ мкм (точение), валы – в первом случае $Ra_1 = 1,0 \dots 1,25$ мкм (шлифование), во втором случае $Ra_1 = 3,2 \dots 4,0$ мкм (точение). Для первой комбинации материалов получены коэффициенты трения при провороте соответственно 0,125 и 0,12 (при $p_{б.к} = 200$ МПа), для второй комбинации – 0,1 и 0,08 (при $p_{б.к} = 100$ МПа), для третьей комбинации – 0,1 и 0,08 (при $p_{б.к} = 20$ МПа).

Таким образом, вывод о чувствительности коэффициента трения к средней арифметической высоте микронеровностей подтверждается результатами исследований М.А. Саверина.

Выводы:

- По результатам экспериментального исследования доказана достаточная точность расчета (погрешность расчета 5 – 10 %) контактного давления по предлагаемой формуле, учитывающей контактную жесткость сопрягаемых поверхностей.

- Показано, что существующая методика расчета при натягах 20 – 30 мкм, соответствующих посадкам Н7/к6, занижает давление приблизительно на 40 %, а при натягах, больших 60 мкм, соответствующих посадкам Н7/р6 и более тугим, завышает давление на 10 – 20 %. Расчет рабочего радиального зазора в подшипниках качения, если используется существующая методика, занижает изменение этого зазора. Наоборот, в соединениях с большим натягом из условия обеспечения прочности ступицы можно допускать величину измеренного натяга на 10 – 15 % большей, чем принимают в настоящее время.

- Коэффициент трения практически не зависит от натяга в соединении. Его значения различны для разных пар трения: 0,11 – 0,27 для пары трения сталь – сталь; 0,085 – 0,13 для пары трения бронза – чугун. Кроме того, при механической напрессовке он снижается с увеличением полу-суммы $(Ra_1 + Ra_2)/2$. Гидропрессовая сборка повышает коэффициент трения по сравнению с механической напрессовкой.

Библиографический список

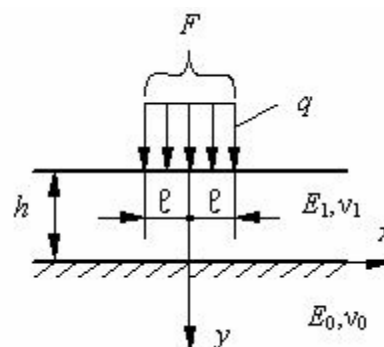
1. Левина З.М., Решетов Д.Н. Контактная жесткость машин. – М.: Машиностроение, 1971. – 264 с.
2. Иванов А.С. Обоснование предлагаемых расчетов на контактную жесткость при конструировании машин // Механика и физика фрикционного контакта и граничных слоев: Межвуз. сб. научн. тр. – Тверь: ТГТУ, 2005. – С. 8-14.
3. Гречищев Е.С., Ильященко А.А. Соединения с натягом. – М.: Машиностроение, 1981. – 247 с.
4. Федоров Б.Ф., Поляков В.М., Федоров В.Б. К вопросу прочности посадки тонкостенных деталей, образованных гидропрессовым методом // Вопросы совершенствования технологических процессов в машиностроении. Вып. 5. – Ижевск, 1974. – С. 28-33.
5. Саверин М.А., Саверин М.М. Соединение деталей с гарантированным натягом // Детали машин: Сборник материалов по расчету и конструированию: В 2 кн./ Под ред. Н.С. Ачеркана. - М.: Машгиз, 1953 – Кн. 1. – С. 52-66.

УДК 539.3

В.П. Потележко
Белгородский государственный технологический университет
им. В.Г. Шухова

ЗАДАЧА ФЛАМАНА ДЛЯ ДВУХСЛОЙНОЙ ПОЛУПЛОСКОСТИ

Теоретической основой расчета деталей машин на контактную прочность и жесткость являются решения задачи Фламана-Буссинеска для упругого, однородного и изотропного твердого тела. В данной статье рассматривается развитие задачи Фламана для случая действия сосредоточенной силы на полуплоскость, верхняя часть которой толщиной h имеет упругие постоянные E_1, ν_1 (модуль упругости и коэффициент Пуассона), а остальная часть – упругие постоянные E_0, ν_0 (см. рис.). Насколько известно автору, задача в такой постановке рассматривается впервые.



Расчетная схема

Представим сосредоточенную силу F как предельный случай действия равномерно распределенной нагрузки q на отрезке $[-\ell, \ell]$ при $\ell \rightarrow 0$ и $2\ell q \rightarrow F$ (см. рис.).

Как известно [1], решение плоской задачи теории упругости сводится к определению бигармонической функции Φ , через которую выражаются компоненты перемещений и напряжений по формулам:

$$\begin{aligned}
 u &= -\frac{\lambda + \mu}{\mu} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y}; & v &= \frac{\lambda + 2\mu}{\mu} \Delta \Phi - \frac{\lambda + \mu}{\mu} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}; \\
 \sigma_x &= \lambda \Delta \frac{\partial \Phi}{\partial y} - 2(\lambda + \mu) \frac{\partial^3 \Phi}{\partial x^2 \partial y}; & \sigma_y &= (3\lambda + 4\mu) \Delta \frac{\partial \Phi}{\partial y} - 2(\lambda + \mu) \frac{\partial^3 \Phi}{\partial y^3}; \\
 \tau &= (\lambda + 2\mu) \Delta \frac{\partial \Phi}{\partial x} - 2(\lambda + \mu) \frac{\partial^3 \Phi}{\partial y^2 \partial x}, & &
 \end{aligned} \tag{1}$$

где Δ – оператор Лапласа; u и v – проекции вектора перемещения на оси x и y ; λ и μ – постоянные Ламе, определяемые по формулам

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)}.$$

Бигармоническую функцию Φ представим в виде

$$\begin{aligned}\Phi &= \int_0^{\infty} (Ae^{-\xi y} + Be^{\xi y} + Cy e^{-\xi y} + Dy e^{\xi y}) \cos(\xi x) d\xi, \quad -h \leq y \leq 0, \\ \Phi &= \int_0^{\infty} (Ae^{-\xi y} + Cy e^{-\xi y}) \cos(\xi x) d\xi, \quad 0 \leq y,\end{aligned}\quad (2)$$

где A, B, C, D – функции параметра ξ , определяемые из граничных условий на «дневной» поверхности полуплоскости ($y = -h$) и на границе раздела материалов ($y = 0$).

В дальнейшем все величины, относящиеся к материалу с упругими постоянными E_1 и ν_1 , будем обозначать с индексом 1, а относящиеся к материалу с упругими постоянными E_0 и ν_0 – с индексом 0.

Тогда граничные условия можно записать в виде

$$\begin{aligned}\tau_1(x, -h) &= 0; & \sigma_{1y}(x, -h) &= \begin{cases} -q, & x < |\ell|, \\ 0, & x \geq |\ell|; \end{cases} \\ u_1(x, 0) &= u_0(x, 0); & v_1(x, 0) &= v_0(x, 0); \\ \sigma_{1y}(x, 0) &= \sigma_{0y}(x, 0); & \tau_1(x, 0) &= \tau_0(x, 0).\end{aligned}$$

Выразим формулы (1) через бигармонические функции (2). Получим: при $-h \leq y \leq 0$

$$\begin{aligned}u_1 &= \frac{\lambda_1 + \mu_1}{\mu_1} \int_0^{\infty} [-\xi A_1 e^{-\xi y} + \xi B_1 e^{\xi y} + (1 - \xi y) C_1 e^{-\xi y} + (1 + \xi y) D_1 e^{\xi y}] \sin(\xi x) \xi d\xi; \\ v_1 &= \frac{\lambda_1 + 2\mu_1}{\mu_1} \int_0^{\infty} 2(-C_1 e^{-\xi y} + D_1 e^{\xi y}) \cos(\xi x) \xi d\xi - \\ &- \frac{\lambda_1 + \mu_1}{\mu_1} \int_0^{\infty} [\xi A_1 e^{-\xi y} + \xi B_1 e^{\xi y} - (2 - \xi y) C_1 e^{-\xi y} + (2 + \xi y) D_1 e^{\xi y}] \cos(\xi x) \xi d\xi; \\ \sigma_{1x} &= 2\lambda_1 \int_0^{\infty} (C_1 e^{-\xi y} + D_1 e^{\xi y}) \cos(\xi x) \xi^2 d\xi + \\ &+ 2(\lambda_1 + \mu_1) \int_0^{\infty} [-\xi A_1 e^{-\xi y} + \xi B_1 e^{\xi y} + (1 - \xi y) C_1 e^{-\xi y} + (1 + \xi y) D_1 e^{\xi y}] \cos(\xi x) \xi^2 d\xi; \\ \sigma_{1y} &= 2(3\lambda_1 + 4\mu_1) \int_0^{\infty} (C_1 e^{-\xi y} + D_1 e^{\xi y}) \cos(\xi x) \xi^2 d\xi - \\ &- 2(\lambda_1 + \mu_1) \int_0^{\infty} [-\xi A_1 e^{-\xi y} + \xi B_1 e^{\xi y} + (3 - \xi y) C_1 e^{-\xi y} + (3 + \xi y) D_1 e^{\xi y}] \cos(\xi x) \xi^2 d\xi;\end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \tau_1 = & 2(\lambda_1 + 2\mu_1) \int_0^\infty (C_1 e^{-\xi y} - D_1 e^{\xi y}) \sin(\xi x) \xi^2 d\xi + \\ & + 2(\lambda_1 + \mu_1) \int_0^\infty [\xi A_1 e^{-\xi y} + \xi B_1 e^{\xi y} - (2 - \xi y) C_1 e^{-\xi y} + (2 + \xi y) D_1 e^{\xi y}] \sin(\xi x) \xi^2 d\xi; \end{aligned} \quad (3)$$

при $y \geq 0$

$$\begin{aligned} u_0 = & -\frac{\lambda_0 + \mu_0}{\mu_0} \int_0^\infty [\xi A_0 - (1 - \xi y) C_0] \xi e^{-\xi y} \sin(\xi x) d\xi; \\ v_0 = & -\frac{\lambda_0 + \mu_0}{\mu_0} \int_0^\infty \left[\xi A_0 + \left(\frac{2\mu_0}{\lambda_0 + \mu_0} + \xi y \right) C_0 \right] \xi e^{-\xi y} \cos(\xi x) d\xi; \\ \sigma_{0x} = & -2(\lambda_0 + \mu_0) \int_0^\infty \left[\xi A_0 - \left(\frac{2\lambda_0 + \mu_0}{\lambda_0 + \mu_0} - \xi y \right) C_0 \right] \xi^2 e^{-\xi y} \cos(\xi x) d\xi; \\ \sigma_{0y} = & 2(\lambda_0 + \mu_0) \int_0^\infty \left[\xi A_0 + \left(\frac{\mu_0}{\lambda_0 + \mu_0} + \xi y \right) C_0 \right] \xi^2 e^{-\xi y} \cos(\xi x) d\xi; \\ \tau_x = & 2(\lambda_0 + \mu_0) \int_0^\infty \left[\xi A_0 - \left(\frac{\lambda_0}{\lambda_0 + \mu_0} - \xi y \right) C_0 \right] \xi^2 e^{-\xi y} \sin(\xi x) d\xi. \end{aligned} \quad (4)$$

Разлагая нормальное напряжение на «дневной» поверхности полуплоскости в интеграл Фурье – Бесселя

$$\sigma_{1y}(x, -h) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \cos(\xi x) d\xi \int_0^\infty \sigma_{1y}(x', -h) \cos(\xi x') dx'$$

и удовлетворяя граничным условиям, определим функции параметра ξ :

$$\begin{aligned} A_1 \xi = & -\frac{\varphi(\xi)}{\pi \xi^2} \frac{\psi(\xi)}{\Omega(\xi) \theta(\xi)}; & B_1 \xi = & \frac{\varphi(\xi)}{\pi \xi^2 \Omega(\xi)} \left(e_1 - \frac{\psi(\xi)}{\theta(\xi)} e_0 \right); \\ C_1 = & -\frac{\varphi(\xi)}{\pi \xi^2 \Omega(\xi)}; & D_1 = & -\frac{\varphi(\xi)}{\pi \xi^2 \Omega(\xi)} \left(f_1 + \frac{\psi(\xi)}{\theta(\xi)} f_0 \right); \\ C_0 = & 2\xi B_1 \frac{\lambda_1 + \mu_1}{\lambda_0 + 3\mu_0} \cdot \frac{\mu_0}{\mu_1} + C_1 \frac{\lambda_1 + 3\mu_1}{\lambda_0 + 3\mu_0} \cdot \frac{\mu_0}{\mu_1} + D_1 \frac{\lambda_1 - \mu_1}{\lambda_0 + 3\mu_0} \cdot \frac{\mu_0}{\mu_1}; \\ \xi A_0 = & C_0 - \frac{\mu_0}{\mu_1} \cdot \frac{\lambda_1 + \mu_1}{\lambda_0 + \mu_0} (-\xi A_1 + \xi B_1 + C_1 + D_1), \end{aligned} \quad (5)$$

где

$$\begin{aligned}
\varphi(\xi) &= q \frac{\sin(\xi \ell)}{\xi}; & \psi(\xi) &= \left[e_1 - f_1 \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \mu_1} - \xi h \right) \right] e^{-\xi h} + \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \mu_1} + \xi h \right) e^{\xi h}; \\
\Omega(\xi) &= \left[\frac{\Psi(\xi)}{\theta(\xi)} (\lambda_1 + \mu_1) + \mu_1 - (\lambda_1 + \mu_1) \xi h \right] e^{\xi h} + \\
&+ \left\{ (\lambda_1 + \mu_1) \left(e_1 + \frac{\Psi(\xi)}{\theta(\xi)} e_0 \right) + [\mu_1 + (\lambda_1 + \mu_1) \xi h] \left(f_1 + \frac{\Psi(\xi)}{\theta(\xi)} f_0 \right) \right\} e^{-\xi h}; \\
\theta(\xi) &= e^{\xi h} - \left[e_0 - f_0 \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \mu_1} - \xi h \right) \right] e^{-\xi h}; \\
e_0 &= \frac{a_0 d_1 - a_1 d_0}{b_0 d_1 - d_0 b_1}; & f_0 &= \frac{a_0 b_1 - a_1 b_0}{b_0 d_1 - d_0 b_1}; & e_1 &= \frac{c_0 d_1 - c_1 d_0}{b_0 d_1 - d_0 b_1}; & f_1 &= \frac{c_0 b_1 - c_1 b_0}{b_0 d_1 - d_0 b_1}; \\
a_0 &= (\lambda_1 + \mu_1) \left(1 - \frac{\mu_0}{\mu_1} \right); & b_0 &= -(\lambda_1 + \mu_1) \left(\frac{\mu_0}{\mu_1} \cdot \frac{\lambda_0 + \mu_0}{\lambda_0 + 3\mu_0} + 1 \right); \\
c_0 &= \mu_1 + \frac{\mu_0}{\mu_1} \left[\lambda_1 + \mu_1 - \frac{\lambda_1 + 3\mu_1}{\lambda_0 + 3\mu_0} (\lambda_0 + 2\mu_0) \right]; \\
d_0 &= \mu_1 + \frac{\mu_0}{\mu_1} \left[\lambda_1 + \mu_1 - \frac{\lambda_1 - \mu_1}{\lambda_0 + 3\mu_0} (\lambda_0 + 2\mu_0) \right]; \\
a_1 &= a_0; & b_1 &= b_0; & c_1 &= -\lambda_1 + \frac{\mu_0}{\mu_1} \left[\lambda_1 + \mu_1 - \frac{\lambda_1 + 3\mu_1}{\lambda_0 + 3\mu_0} \mu_0 \right]; \\
d_1 &= \lambda_1 + \frac{\mu_0}{\mu_1} \left[\lambda_1 + \mu_1 - \frac{\lambda_1 - \mu_1}{\lambda_0 + 3\mu_0} \mu_0 \right]. \tag{6}
\end{aligned}$$

Переходя к пределу при $\ell \rightarrow 0$, получим:

$$\lim_{\ell \rightarrow 0} (2\ell q) = F; \quad \lim_{\ell \rightarrow 0} \frac{\sin(\xi \ell)}{\xi \ell} = 1; \quad \varphi(\xi) = \frac{F}{2}. \tag{7}$$

Формулы (3) – (7) представляют решение задачи о действии сосредоточенной силы на двухслойную полуплоскость, поскольку позволяют определить перемещения и напряжения в любой точке полуплоскости с координатами x и y . Несобственные интегралы могут быть вычислены с помощью ЭВМ по стандартным программам.

Покажем, что для одинаковых материалов ($\lambda_1 = \lambda_0 = \lambda$; $\mu_1 = \mu_0 = \mu$) формулы (3) – (7) определяют напряжения в упругой однородной полуплоскости на глубине h .

В этом случае $a_0 = a_1 = c_0 = c_1 = e_0 = e_1 = f_0 = f_1 = 0$,

$$\psi(\xi) = \left(\frac{\lambda}{\lambda + \mu} + \xi h \right) e^{\xi h}; \quad \theta(\xi) = e^{\xi h}; \quad \Omega(\xi) = (\lambda + \mu) e^{\xi h};$$

$$A_1 \xi = -\frac{F}{2\pi(\lambda + \mu)} \frac{e^{-\xi h}}{\xi^2} \left(\frac{\lambda}{\lambda + \mu} + \xi h \right); \quad C_1 = -\frac{F}{2\pi(\lambda + \mu)} \frac{e^{-\xi h}}{\xi^2}; \quad B_1 = D_1 = 0.$$

Из выражений (3) при $y = 0$ получим

$$\begin{aligned} \sigma_x &= -\frac{F}{\pi} \int_0^\infty (1 - \xi h) e^{-\xi h} \cos(\xi x) d\xi; & \sigma_y &= -\frac{F}{\pi} \int_0^\infty (1 + \xi h) e^{-\xi h} \cos(\xi x) d\xi; \\ \tau &= -\frac{Fh}{\pi} \int_0^\infty \xi e^{-\xi h} \sin(\xi x) d\xi. \end{aligned} \quad (8)$$

Несобственные интегралы в этих формулах выражаются через элементарные функции [2]:

$$\begin{aligned} \int_0^\infty \xi e^{-\xi h} \cos(\xi x) d\xi &= \frac{h^2 - x^2}{(h^2 + x^2)^2}; & \int_0^\infty \xi e^{-\xi h} \sin(\xi x) d\xi &= \frac{2xh}{(h^2 + x^2)^2}. \\ \int_0^\infty e^{-\xi h} \cos(\xi x) d\xi &= \frac{h}{h^2 + x^2}; \end{aligned}$$

Подставляя эти значения несобственных интегралов в формулы (8), получим:

$$\sigma_x = -\frac{2F}{\pi r^4} x^2 h; \quad \sigma_y = -\frac{2F}{\pi r^4} h^3; \quad \tau = -\frac{2F}{\pi r^4} x h^2, \quad (9)$$

где $r = \sqrt{h^2 + x^2}$.

Формулы (9) совпадают с известным решением Фламана, что подтверждает правильность изложенного выше решения.

Библиографический список

1. Marguerre K. Spannungsverteilung und Wellenausbreitung in der Kontinuierlich Gestutzten Platte // Ingenieur – Archiv. – Bd.4. – Heft 4. – 1933.
2. Градштейн И.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. – М.: Физматгиз, 1963. – 1100 с.

УДК 621.81:539.4; 621.01:539.4

П.А. Сорокин, В.С. Дронов, Г.В. Селиверстов, А.С. Толоконников
Тульский государственный университет

ИЗМЕНЕНИЕ ОПТИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ МАЛОЙ ОБЛАСТИ МЕТАЛЛОКОНСТРУКЦИИ

Стальные конструкции грузоподъемных кранов и некоторые другие конструкции, интенсивно эксплуатируемые при нагрузках, близких к номинальным, рассчитывают по предельному состоянию на выносливость с нормативным ресурсом $10^6 - 10^7$ циклов. Однако в период эксплуатации конструкции часто имеют место усталостные отказы, объективно обнаруживаемые на различных стадиях роста трещин.

Как показывает практика, усталостные трещины возникают в зонах концентрации напряжений. Концентраторами напряжений являются места изменения формы и размеров элементов конструкций, включая сварные швы и дефекты сварных швов (непровары и т.п.). Для сварных соединений характерно и то, что на зоны концентрации напряжений дополнительно накладываются поля структурной неоднородности и остаточных напряжений и деформаций, вызванные термическим циклом нагрева и охлаждения. Концентрация напряжений образует некоторую малую область конструкции, где напряжения достигают значения предела текучести. Учитывая, что конструкция образована тонкостенными, листовыми элементами, циклическое нагружение вызывает упругопластическое деформирование этой зоны при плосконапряженном состоянии. В этих условиях развитие процессов циклической пластической деформации и определение размеров деформированной области хорошо наблюдаются в экспериментах на плоских образцах [1 – 6].

Объект исследования – металлоконструкция машины представляется в виде некоторого упругого плоского массива, имеющего упругопластические области, которые являются потенциальными зонами развития трещин.

Процесс накопления усталости можно условно представить двумя стадиями: рассеянной повреждаемости и локальной повреждаемости. Учитывая, что эксплуатация грузоподъемных кранов с трещинами в несущих металлоконструкциях запрещена, наибольший интерес вызывает диагностика момента окончания стадии рассеянной повреждаемости (образования макротрещины).

Для оценки накопленной поврежденности широко применяется степенное уравнение, позволяющее аналитически описать кривую многоциклового усталости. Степенное уравнение Мэнсона – Коффина устанавливает зависимость между размахом пластической деформации $\Delta\varepsilon_n$ и числом циклов до образования трещины N_{op} (или числом циклов до разрушения N_p) [1]:

$$\Delta\varepsilon_n N_{op}^k = C, \quad (1)$$

где k и C – экспериментально определяемые коэффициенты.

Также применяется уравнение, аналогичное (1), но связывающее амплитуду действующих напряжений σ_a и число циклов до образования трещины N_{op} :

$$b^{\sigma_a} N_{op} = C,$$

где b и C – параметры уравнения [1].

Проведенные автором [1] исследования позволяют сделать вывод о том, что рассеяние чисел циклов до разрушения (при статистической обработке результатов экспериментов), имеющее место при многоцикловом испытании материалов индивидуальных образцов одной и той же партии, значительно ниже при представлении результатов испытаний в координатах $\lg\Delta\varepsilon_n - \lg N_{op}$, чем при представлении в координатах $\sigma_a - N_{op}$, т.е. численные значения неупругой (пластической) деформации за цикл $\Delta\varepsilon_{ni}$ характеризует долговечность индивидуальных образцов при постоянном уровне напряжений.

Величина неупругой деформации $\Delta\varepsilon_n$ представляет собой ширину петли механического гистерезиса и определяется с помощью тензометрирования при проведении испытаний материалов на образцах. Определение амплитуды неупругой деформации (или, например, накопленной неупругой деформации) элемента реальной конструкции, возникающей в процессе эксплуатации, с целью установления возможного числа циклов нагружения до появления макротрещины в месте ее возможного возникновения оказывается трудно осуществимым, в то время как при испытаниях образцов невозможно реализовать всю историю нагружения конструкции.

Однако если рассмотреть процесс накопления повреждений в период зарождения макротрещины, то можно отметить, что наиболее интенсивно он протекает в поверхностных и приповерхностных слоях и проходит ряд стадий [2]:

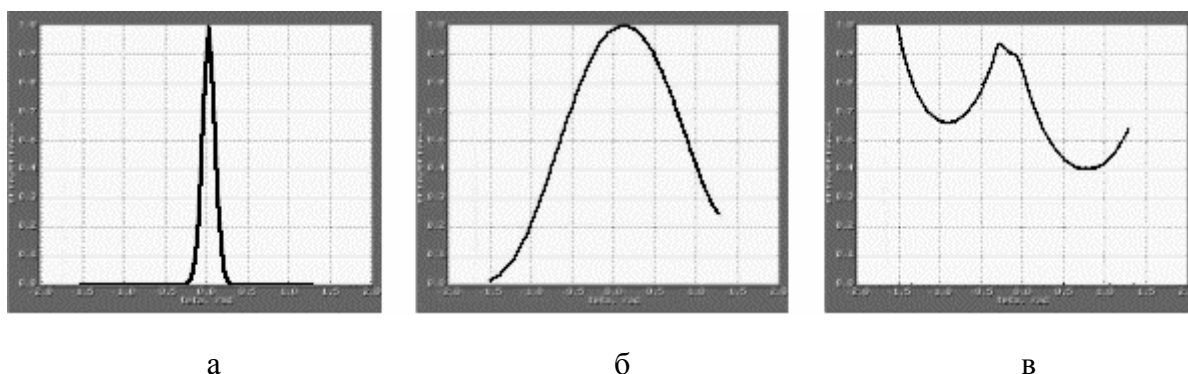
- стадия циклической микротекучести; характеризуется упрочнением границ зерен;
- стадия циклической текучести; характеризуется распространением пластически деформированных зон с подвижными дислокациями; образуются прямолинейные скопления дислокаций, которые при дальнейшем нагружении способствуют образованию усталостных полос скольжения;
- стадия циклического упрочнения (разупрочнения); завершается достижением линии необратимых повреждений; в поверхностном слое металла развиваются отдельные устойчивые полосы скольжения, в которых к окончанию этой стадии развиваются экструзии, интрузии и первые субмикроскопические усталостные трещины.

Существует определенная корреляция между изменением профиля поверхности металла, подверженного циклическому нагружению, и числом циклов N_{op} до появления макротрещины.

Изменение профиля поверхности материала существенно влияет на изменение его оптических свойств. Интегральным показателем оптических свойств контролируемой поверхности служит индикатрисса рассеяния [3].

Информативными параметрами, характеризующими дефектность поверхности, являются параметры формы индикатриссы рассеяния. Аномалии поверхности проявляются через отклонения параметров процесса отражения от начальных углов падения ψ излучения подсвета и отражения θ рассеянного поверхностно излучения (крупные дефекты), коэффициентов яркости $\beta(\theta, \psi)$ (мелкие дефекты), определяющих индикатриссу рассеяния контролируемой поверхности. Яркость рассеянного поверхностно излучения внутри индикатриссы рассеяния является функцией параметров: σ – среднеквадратическое отклонение высот микронеровностей поверхности и a – корреляционный интервал, величина, характеризующая угол наклона граней микронеровностей, зависящих и от наличия на контролируемой поверхности дефектов.

Форма индикатрисс показывает, что с увеличением числа полос скольжения, микротрещин и размеров усталостной макротрещины происходит перераспределение энергии рассеянного излучения внутри индикатриссы, что проявляется в изменении соотношений между значениями относительных коэффициентов яркости зеркальной β_s / β_{max} и диффузной β_d / β_{max} составляющих индикатриссы. Индикатриссы рассеяния поверхности контрольных площадок показаны на рисунке. В процессе накопления повреждений величина корреляционного интервала a меняет свое значение от 35 до 5 мкм, а среднеквадратическое отклонение высот микронеровностей σ – от 0,04 до 53,4 мкм.



Индикатриссы рассеяния контрольных площадок:
 а – до нагружения ($a = 35$ мкм; $\sigma = 0,04$ мкм);
 б – образца, отработавшего $0,304 N_{op}$ ($a = 15$ мкм; $\sigma = 0,52$ мкм);
 в – образца, отработавшего $0,99 N_{op}$ ($a = 5$ мкм; $\sigma = 53,4$ мкм)

Для диагностики трещинообразования в материале реальных металлоконструкций по изменению его оптических свойств наиболее перспективными следует считать оптические рефлектометрические методы, реализующие принципы регистрации параметров рассеянного контролируемой поверхностью оптического излучения и позволяющие с высокой надежностью определить момент образования трещины [4].

Библиографический список

1. Трощенко В.Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении – Киев: Наук.думка, 1981. – 344 с.
2. Терентьев В.Ф. Усталостная прочность металлов и сплавов. – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 288 с.
3. Селиверстов Г.В. Метод и технические средства автоматизированного мониторинга металлоконструкций грузоподъемных кранов: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Тула: ТулГУ, 2002. – 20 с.
4. Пат. РФ №2170923, G01N21/88, G01B11/30. Способ диагностики работоспособности металлоконструкций / П.А. Сорокин, В.С. Дронов, Г.В. Селиверстов, А.В. Григорьев // 2001. – №20.
5. Гурьев А.В., Митин В.Я. Особенности развития локальных микронеоднородных деформаций и накопление усталостных повреждений в углеродистых сталях // Проблемы прочности. – 1978. – № 11. – С. 19-23.
6. Гурьев А.В., Богданов Е.П. Закономерности перехода микропластической деформации в макропластическую для структурно-неоднородных металлов // Проблемы прочности. – 1968. – С. 35-51.

УДК 539.43: 621.791

Г.В. Селиверстов
Тулльский государственный университет

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОВЕРХНОСТИ ЦИКЛИЧЕСКИ НАГРУЖАЕМОГО МАТЕРИАЛА

В конструкциях, выполненных из малоуглеродистых сталей, при циклических напряжениях с уровнем действующих напряжений близким, к пределу текучести, в зонах концентрации напряжений теоретические максимальные напряжения превышают предел текучести.

В результате с первого полуцикла нагружения в зоне концентрации напряжений возникает макропластическая деформация, проявляющаяся в виде единичных полос скольжения.

Последующее повторное нагружение сопровождается как увеличением числа полос, так и расширением зоны пластичности перед концентратором.

Рассматривая деформацию материала на макроуровне, можно отметить, что зона пластичности перед концентратором расширяется под действием циклических нагрузок практически до момента образования макротрещины. В зависимости от ряда факторов – величина концентрации, свойства материала, действующие нагрузки и т.д. будут варьироваться и размеры зоны пластичности, при достижении которых произойдет образование макротрещины. Эти размеры назовем критическими размерами зоны упругопластических деформаций. Зоны пластичности для образца, выработавшего 0,063, 0,164, 0,354 и 0,4 от своего общего ресурса, показаны на рис. 1.

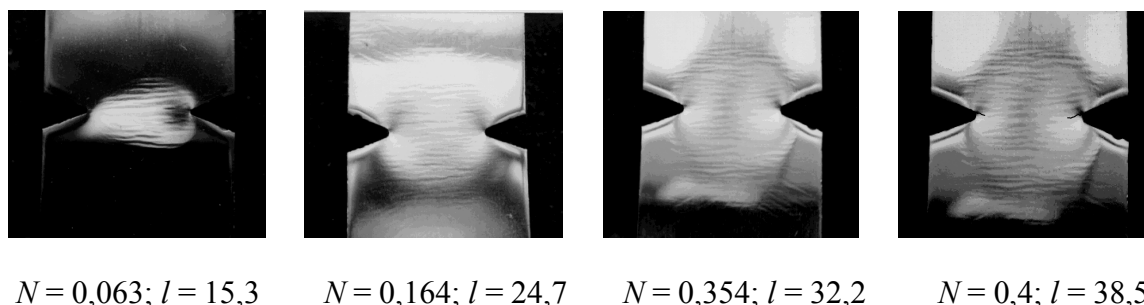


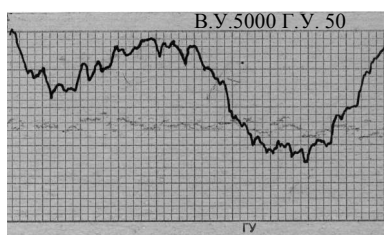
Рис. 1. Развитие зон упругопластической деформации
около концентратора напряжений

Геометрические размеры зоны вдоль направления действия растягивающего усилия составили соответственно 15,3; 24,7; 32,2; 38,5 мм, или 0,4; 0,64; 0,84; 1 (относительные величины) от критических размеров зоны.

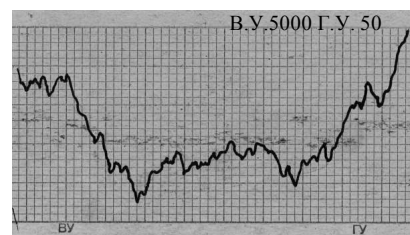
Одновременно с деформацией на макроуровне происходят и микропреобразования рельефа поверхности материала. Увеличивается среднеквадратическое отклонение высот микронеровностей σ относительно подстилающей поверхности, а также уменьшается корреляционный интервал a , характеризующий угол наклона граней микронеровностей.

На профилограммах, приведенных на рис. 2, показан рельеф поверхности образца вблизи концентрации напряжений. Образец, выработал такой же ресурс, как и образец, представленный на рис. 1. Анализ профилограмм показывает, что рост микронеровностей также наблюдается до определенного критического значения.

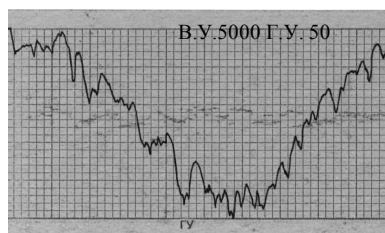
При оценке изменений на макроуровне параметром, характеризующим степень поврежденности, является размер зоны пластичности l . Параметрами, характеризующими изменения, происходящие на микроуровне, являются среднеквадратическое отклонение высот микронеровностей σ и корреляционный интервал a . Величины корреляционного интервала a для поверхности образца до нагружения и в момент достижения трещиной своих критических размеров составляют соответственно 0,035 и 0,005 мм. Значение среднеквадратического отклонения высот микронеровностей σ – 0,00004 и 0,0534 мм.



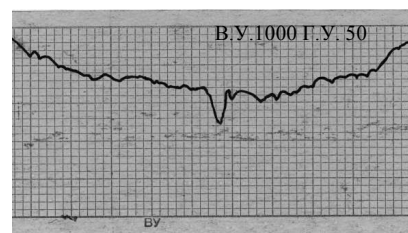
$$\sigma = 0,00014 \text{ мм}; a = 0,03 \text{ мм}$$



$$\sigma = 0,00024 \text{ мм}; a = 0,027 \text{ мм}$$



$$\sigma = 0,00053 \text{ мм}; a = 0,017 \text{ мм}$$



$$\sigma = 0,002 \text{ мм}; a = 0,01 \text{ мм}$$

Рис. 2. Профиль поверхности образца вблизи концентратора напряжений

Оценка степени поврежденности материала на основе перечисленных параметров позволяет объективно оценивать выработанный или остаточный ресурс узла металлоконструкции, предельными состояниями которой, являются усталость или истощение трещиностойкости.

УДК 621.81:539.4

А.С. Толоконников¹, Р.А. Испирян²¹Тульский государственный университет²Калужский филиал Московского государственного технического университета им. Н.Э.Баумана

АВТОМАТИЗАЦИЯ ОБРАБОТКИ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЯ НАКОПЛЕННОЙ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ ПОВЕРХНОСТИ МЕТАЛЛА

В настоящее время хорошо известно, что в подавляющем числе случаев зарождение усталостных трещин начинается в поверхностных или приповерхностных слоях металла. При этом характеризовать накопленную поврежденность поверхности металла можно такими параметрами, как высота микронеровностей рельефа поверхности, геометрический размер зоны упругопластической деформации, увеличение значений которых предшествует моменту зарождения усталостной трещины.

Наиболее сложной представляется оценка накопленной поврежденности металлических конструкций, работающих на пределе выносливости с большим числом циклов ввиду малых размеров зоны деформирования и незначительного изменения профиля поверхности в местах зарождения усталостных трещин (см. рис.).

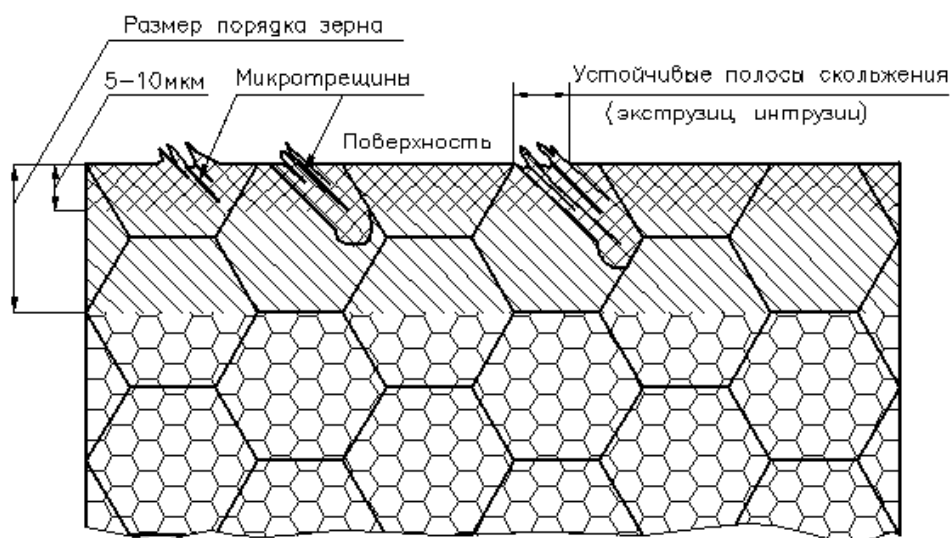


Схема изменения структурного состояния приповерхностного слоя
на пределе выносливости

Одним из перспективных и достаточно точных методов оценки указанных выше характеристик поверхности следует считать метод оптической рефлектометрии. Однако при использовании данного метода возника-

ет вопрос об обработке сигнала, считываемого с оптических датчиков, и разработке соответствующего программного обеспечения, призванного обрабатывать полученную в процессе исследования поверхности металла информацию, давать количественную оценку накопленной поврежденности и прогнозировать процесс зарождения усталостной трещины.

Создание программного обеспечения можно производить в среде программирования Delphi, ориентированной на работу в операционной системе Windows. Данная среда программирования позволяет быстро создавать приложения различной степени сложности – от простейших программ до профессиональных, и что особенно важно, является оптимальной для работы с базами данных и табличными данными.

Исходными данными для разрабатываемого программного обеспечения является файл формата *.wav, который можно представить в виде совокупности чисел, отражающих амплитуду сигнала, считываемого с оптического датчика. При прохождении датчика над деформированной поверхностью металла величина сигнала будет варьироваться в зависимости от изменения микропрофиля поверхности. Исходя из вышесказанного задачу определения размеров зоны упругопластического деформирования с целью оценки степени поврежденности металла можно решить двумя способами:

1. Непосредственным анализом *.wav файла, определив значительное увеличение величины сигнала в нескольких точках измерения, находящихся в непосредственной близости друг относительно друга, что исключит случайные неровности поверхности, при этом можно задать регулируемый порог срабатывания для деталей с различным качеством диагностируемой поверхности.

2. Переводом *.wav файла в таблицу базы данных с целью использования мощного инструментария для работы с базами данных, такого как, например, сортировка таблицы по значению какого-либо поля, или фильтрация данных таблицы, соответствующих какому-либо выражению, что значительно ускорит процесс поиска и позволит получить дополнительную информацию об исходном сигнале без больших вычислительных затрат.

Выбор способа зависит от оптимального времени работы программы, т.е. какой из программных кодов будет выполняться быстрее, и необходимости получения дополнительной информации о сигнале.

Результатом работы программы, независимо от выбранного способа, будет являться прогноз оценки остаточного ресурса до момента появления макротрещины в исследуемом узле металлоконструкции.

УДК 531.43:621.891

А.А. Ланков
Тверской государственный технический университет

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ФАКТИЧЕСКОЙ ПЛОЩАДИ КОНТАКТА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ И ВОЗМОЖНОСТЬ ДОСТИЖЕНИЯ ПЛАСТИЧНОСТИ

Неровности шероховатых поверхностей, возникшие в результате механической обработки, могут обладать разнообразной формой. Чтобы рассчитать параметры контакта, их моделируют в виде конусов, пирамид, сферических сегментов и других геометрических фигур [1, 2]. Моделирование правильными фигурами, законы деформирования которых заведомо известны, позволяет хотя бы в первом приближении рассчитать все необходимые параметры контакта.

Воспользуемся сферической моделью неровностей, для которой известны законы упругой [3], пластической [4] и упругопластической с упрочнением [5-7] деформаций. Также остановимся на физической природе пластичности упрочняющихся сред, обобщение экспериментальных разработок которых приведено в работе [8].

Пластичность не является изначальным свойством среды, как например, упругость. Пластическое состояние возникает в среде в процессе ее нагружения. Многие исследователи считают, что состояние пластичности достигается при давлении, равном числу твердости Бринелля [1, 2]. В работах [5, 6] показано, что деформирование упрочняющейся среды по мере возрастания нагрузки приводит к изменению напряженного состояния в последовательности: упругое, переходное от упругого к упрочнению (ОО-УП), и к состоянию упрочнения (ОРУП), в котором давление постепенно возрастает, стремясь достичь своего предельного значения H , характерного для конкретной среды.

Для области деформационного упрочнения (ОРУП, в диапазоне степеней нагружения $1 < k < k^*$) давление на упрочняющийся материал определяется величиной степени нагружения k [5-7]

$$p = H / (1 + 1/k^{1/2}).$$

При $k = \infty$ давление достигает предельной величины $p = H = \text{const}$, где H – характерная константа для данной среды. В процессе нагружения для $k > 1$ материал постепенно увеличивает свое противодействие внешнему усилию, которое в процессе упрочнения в пределе стремится к пластическому (при $k = \infty$, $p = \text{const}$). В этом состоянии противодействие материала является максимальным.

В действительности достижение бесконечно большого значения k невозможно и ограничено величиной k^* , зависящей от относительного диаметра d/D и произведения механических свойств $J \cdot H$, входящих в комплекс $d/(J \cdot H \cdot D)$:

$$k^* = 0,5 + 0,18 \cdot \left(\frac{d}{J \cdot H \cdot D} \right)^2 - \sqrt{0,25 + 0,18 \cdot \left(\frac{d}{J \cdot H \cdot D} \right)^2}.$$

Для сталей средней твердости $J \cdot H = 0,04$ при типичном внедрении шероховатостей, соответствующих $d/D \approx 0,5$, имеем $k^* \approx 23,3$. Это означает, что материал деформируемого тела принципиально не может достичь состояния пластичности ($k = \infty$) таких сталей.

Формирование площади контакта (ФПК) осуществляется не совсем так, как принято [1, 2].

Обычно под ФПК понимается площадь, соответствующая расчету по Герцу при упругой деформации, или площадь сечения лунки при пластическом деформировании. В действительности в ООУП и ОРУП ФПК всегда меньше указанных величин, что должно сказываться на протекании многих процессов.

При малых нагрузках (до $k < 0,05$) формируется исчезающий при восстановлении деформации отпечаток, не видимый глазом. При $k = 0,05$ (еще при упругой объемной деформации) на поверхности возникает тонкий слой измененной пластическими сдвигами структуры, наблюдаемый визуально. С этого момента с ростом нагрузки до $k = 1$ начинает увеличиваться центральная область пятна, формируемая упругими напряжениями. Эта область выдерживает внешнюю нагрузку, но одновременно возникает и окаймляющий ее поясик пластической деформации, требующий теоретического объяснения. При нагружении в процессе слабого упрочнения растет центральная часть, растет и поясик, пока при $k = 1$ их площади не становятся равными. В промежутке $0,05 < k < 1$ наблюдаемый диаметр отпечатка

$$d_{\text{ооуп}} = 1,41 \cdot d_{\text{упр}} \cdot k^{0,117},$$

а на границе с ОРУП при $k = 1$ $d_{\text{ооуп}} = 1,41 \cdot d_{\text{упр}}$ (рис. 1).

Отношение сближений для ОРУП ($k > 1$)

$$\frac{\alpha_{nl}}{\alpha} = \frac{1 - \frac{1}{k^{1/2}}}{1 + \frac{1}{k^{1/2}}} \quad (1)$$

зависит от степени нагружения и при $k \rightarrow \infty$ стремится к единице.

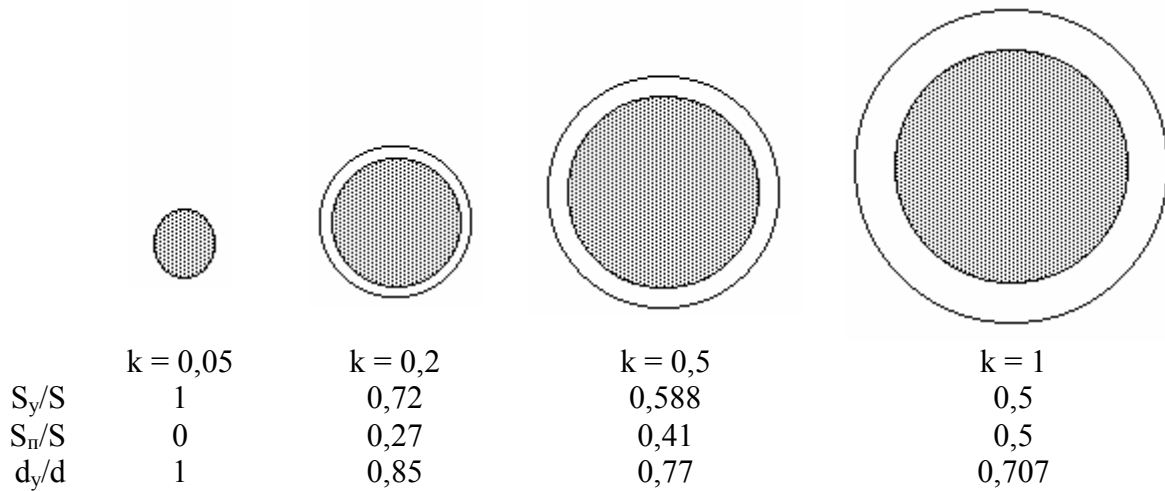


Рис. 1. Увеличение активной центральной части контактной площадки с ростом степени нагружения k в диапазоне $0,05 < k < 1$ ООУП

Увеличение площади, сформированной упругими силами в ОРУП, (заштрихованная площадь) при возрастании степени нагружения k ($1 < k < 100$) показано на рис 2.

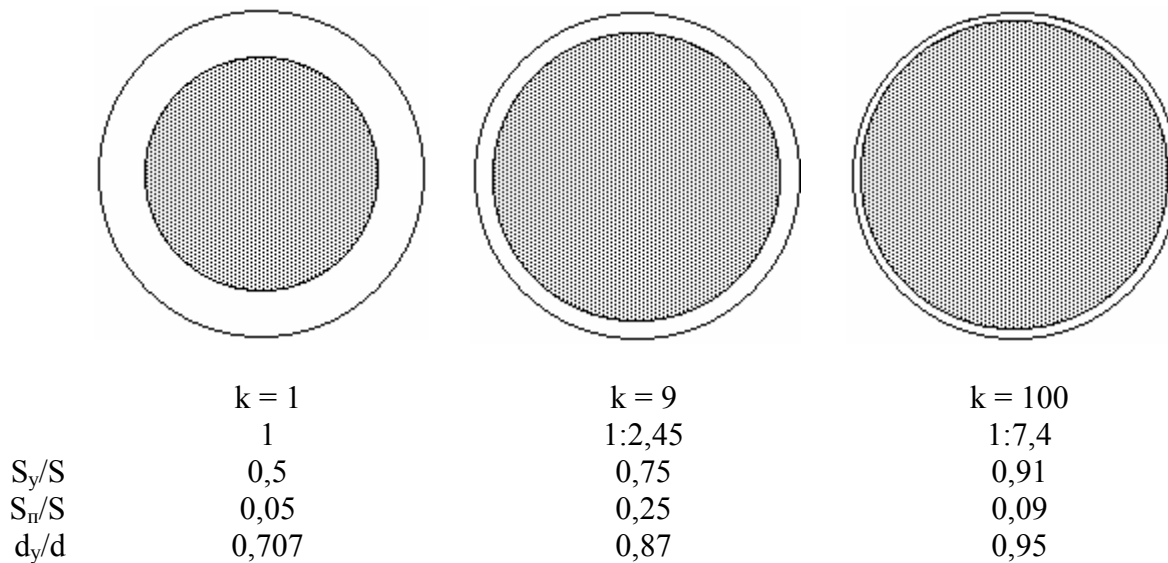


Рис. 2. Увеличение активной центральной части площадки контакта с ростом степени нагружения k в ОРУП, соответствующее возрастанию степени пластичности упрочняющегося конструкционного материала при снятии нагрузки

В левой колонке (см. рис. 1 и 2) приводятся параметры: S_y/S – отношение площади центральной части площадки, сформированной упругими напряжениями и дефектами кристалла, к общей видимой площади отпе-

чатка; S_n/S – отношение площади пластического пояска общей видимой площади отпечатка; d_y/d – отношение диаметра центральной части к диаметру всего отпечатка.

Из вышеизложенного следует, что площадка контакта формируется в процессе нагружения под действием упругих напряжений, которые инициируют размножение числа дефектов и возникновение пластического ядра под пятном контакта, способствующие отсутствию восстановления. Так как из (1) видно, что пластическая деформация ($k \rightarrow \infty$) стремится к полной, то восстановление отпечатка практически полностью отсутствует.

В металлах, в которых существует кристаллическая решетка, упругое противодействие осуществляется кристаллической решеткой, вплоть до достижения пластичности. Рост упругих напряжений приводит к инициированию размножения дефектов решетки, главным образом дислокаций, являющихся признаком зарождения пластических свойств в материале. Наибольшим упругим напряжениям соответствует наибольшее развитие пластических свойств под штампом. Этот участок соответствует упрочнению материала, в конце которого наступает пластичность. Не учитывать влияние упругих напряжений на становление пластичности в теории пластичности нельзя. Отсутствие участка упрочнения возможно только в кристаллических структурах, подверженных текучести под воздействием давления, например, во льду, мерзлых неминеральных грунтах (мерзлом торфяном грунте и пр.).

Библиографический список

1. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М., 1977. – 525 с.
2. Демкин Н.Б. Исследование контакта двух шероховатых поверхностей // Трение и износ. – 1990. – Т.11. – №6. – С.1002-1006.
3. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости. – М.: Наука, 1975. – 576 с.
4. Ишлинский А.Ю. Осесимметричная задача теории пластичности и проба Бригелля // Прикл. матем. и механика. – 1944. – Т.8. – С.201-224.
5. Ланков А.А., Миронов В.А. Упругость, упругопластичность, пластичность в конструктивных средах. – Тверь: ТГТУ, 1997. – 130 с.
6. Нетягов П.Д., Измайлов В.В. Упруго-пластический контакт единичной неровности // Изв. вузов. – 1975. – №5. – С.16-20.
7. Миронов В.А., Ланков А.А., Деформирование упрочняющихся и неупрочняющихся тел. – Тверь: ТГТУ, 2003. – 91 с.
8. Полухин П.И., Горелис С.С., Воронцов В.К. Физические основы пластической деформации. – М.: Металлургия, 1982. – 584 с.
9. Миронов В.А., Ланков А.А., Рогозин Г.И. Расчет сил трения сопряженных деталей в соединениях с натягом. – Тверь: ТГТУ, 2004. – 120 с.

ФРИКЦИОННЫЕ ПРОЦЕССЫ В КОНТАКТЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

УДК 621.82

А.Н. Болотов
Тверской государственный технический университет

ТРЕНИЕ ПРИ СКОЛЬЖЕНИИ СТРУКТУРИРОВАННОЙ МАГНИТНОЙ ЖИДКОСТИ ПО ТВЕРДОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Высокий момент трения, возникающий при страгивании в магнито-жидкостных узлах триботехнического назначения, негативно влияет на их качество и ограничивает область применения. Например, из-за этого снижается точность измерительных приборов; повышается неустойчивость движения космических и других объектов; возникает необходимость в использовании высокомоментных приводных электродвигателей.

Причиной высокого статического трения является образование прочной структурной сетки в магнитной жидкости (МЖ). Известные способы снижения трения сводятся к предварительному разрушению структуры в МЖ с помощью вибрации или повышенной температуры. Но реализация этих способов не всегда возможна из-за усложнения конструкции узлов и необходимости подвода электроэнергии. Поэтому было предложено достичь того же результата принципиально другим способом: за счет усиления эффекта скольжения МЖ по сопряженной поверхности в момент страгивания.

В классической гидродинамике традиционно принималось как аксиома прилипание жидкости к твердой поверхности. Многие ученые высказывали сомнение в справедливости этого утверждения, но лишь Д.В. Толстой [1, 2] теоретически и экспериментально доказал существование эффекта скольжения жидкости по твердой поверхности. Было установлено, что скорость скольжения экспоненциально зависит от разности работ когезии и адгезии жидкости и только в особых условиях достигает существенных значений.

Дисперсные системы также могут скользить по твердой поверхности [1], причем величина эффекта значительно выше, чем для жидкостей. Механизм скольжения дисперсных систем по своей физической природе достаточно сложен и многогранен и раскрыть его полностью пока не удалось. Есть только некоторая ясность в понимании механизма скольжения материалов, обладающих способностью к синерезису [3]. Такое положение послужило причиной проведения детальных исследований закономерностей трения при скольжении МЖ по различным твердым поверхностям.

Величина эффекта и особенности его проявления. Априорно предполагалось, что скольжение структурированной магнитной жидкости сопровождается внешним трением на межфазной поверхности. Режим внешнего трения сохраняется до тех пор, пока сдвиговое напряжение, необходимое для разрыва адгезионных связей МЖ с твердой поверхностью, меньше напряжения разрушения структурной сетки в МЖ.

Учитывая эмпирические закономерности внешнего трения [4] для того, чтобы снизить его величину, следует стремиться уменьшить работу адгезии поверхностей твердой и жидкой фаз. Значит величина межфазной поверхностной энергии должна быть близкой к сумме поверхностных энергий каждой из фаз в отдельности [5]. Это условие выполняется, когда жидкость контактирует с поверхностью, обладающей лиофобными свойствами. В то же время работа адгезии тем меньше, чем меньше поверхностная энергия контактирующих фаз. Это важно учитывать потому, что абсолютно лиофобную поверхность получить затруднительно.

Магнитные жидкости триботехнического назначения можно отнести к слабополярным жидкостям, поскольку они содержат неполярную дисперсную среду с небольшим количеством полярного ПАВ – стабилизатора. Контактующие с МЖ традиционные металлические поверхности также являются слабополярными и поэтому не обладают по отношению к ней лиофобными свойствами.

Для придания лиофобных свойств твердой поверхности ее необходимо модифицировать так, чтобы повысить полярность. С этой целью широко используется нанесение граничного адсорбционного слоя из молекул ПАВ. Полярная группа адсорбированных молекул ПАВ должна быть обращена в сторону жидкости. Согласно правилу уравнивания полярностей, сформулированному Ребиндером, для модифицирования поверхности этим методом следует использовать адсорбцию ПАВ из высокополярной жидкости.

Для практического получения модифицированных поверхностей применялись водные растворы ПАВ, относящиеся к различным классам. Структурные формулы и некоторые физико-химические свойства используемых ПАВ приведены в таблице. Концентрация ПАВ в водном растворе во всех случаях превышала критическую концентрацию мицеллообразования.

Лиофобизация поверхностей осуществлялась посредством выдержки их в водном растворе в течение нескольких часов. Этого времени было достаточно для формирования на поверхности равновесного по толщине полимолекулярного адсорбционного слоя. Предварительно поверхности тщательно очищались от различных загрязнений по отработанным методикам [4].

Физико-химические свойства ПАВ

Наименование ПАВ и класс соединений	Химическая формула	ККМ	$\delta \cdot 10$, Н/м	θ ПА, град	θ ПЭ, град	T_k , °C
Карбонокс (неионогенные оксиэтилированные кислоты)	$\text{RCOO}(\text{CH}_2\text{CH}_2\text{O})_5\text{H}$ $\text{R}=\text{C}_{10}-\text{C}_{15}$	–	33,4	11	28	250
Лаурилсульфат (анионоактивный алкилсульфат)	$\text{C}_{15}\text{H}_{25}\text{OSO}_3\text{N}(\text{CH}_2\text{CH}_2\text{OH})_3$	0,012 кмоль/м ³	36	11	10	190
Альфанокс (анионоактивный алкилфосфат)	$\begin{array}{c} \text{O} \\ \parallel \\ [\text{RO}(\text{CH}_2\text{CH}_2\text{O})_3]\text{-P-OK} \\ \parallel \\ \text{O} \end{array}$	0,25%	31	0	15	270
Соламин (катионоактивные жирные кислоты)	$\begin{array}{c} \text{CH}_3 \\ \\ [\text{RCOOCH}_2\text{CH}_2\text{NCH}_2]\text{Cl} \\ \\ \text{CH}_3 \end{array}$	0,5%	24	–	–	150
Синтанол (неионогенный оксиэтилированный спирт)	$\text{RO}(\text{CH}_2\text{CH}_2\text{O})_4\text{H}$, $\text{R}=\text{C}_{10}-\text{C}_{18}$	–	42,8	13	9	240

Примечания: ККМ – критическая концентрация мицеллообразования; δ – коэффициент поверхностного натяжения; θ ПА, θ ПЭ – краевой угол смачивания на полиамиде и полиэтилене; T_k – температура начала разложения.

Результаты исследований трения структурированной МЖ по чистой и модифицированной поверхностям различных металлов представлены на рисунке. Данные получены на приборе ПИМТ-6, описанном в [6].

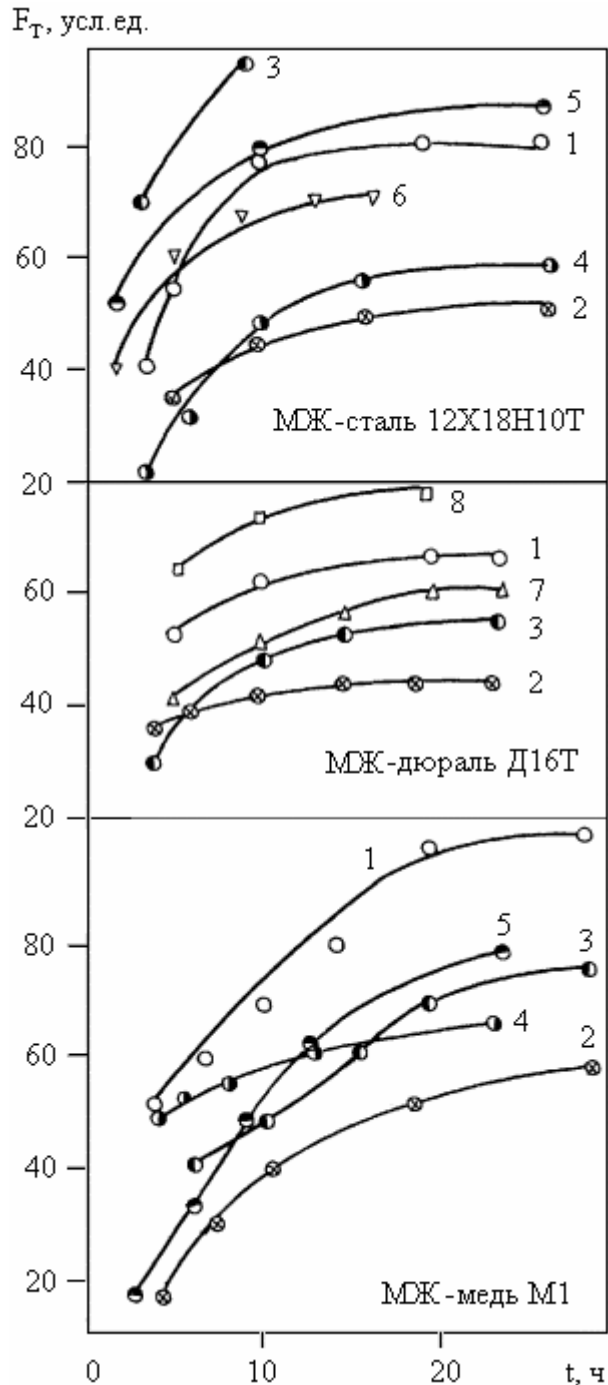
Указанные на графиках значения силы трения соответствуют моменту начала движения (в процессе движения сила менялась слабо). На поверхности, прошедшей через слой МЖ, не осталось ее видимых следов или следов дисперсной фазы. Все это подтверждает, что в основном преобладал режим внешнего трения без разрушения структуры МЖ.

Сила трения для всех поверхностей растет с увеличением выдержки МЖ в магнитном поле и стремится к насыщению через 20 – 30 часов. С одной стороны, такие изменения связаны с процессами упорядочения структуры МЖ, а с другой – с процессами формирования межфазного граничного слоя.

Для всех исследованных поверхностей получено снижение трения за счет их модифицирования поверхностно активными веществами. Этот результат важен потому, что подтверждает возможность управления трением МЖ, изменяя свойства граничного межфазного слоя.

Сила трения МЖ по модифицированной поверхности снижается до двух раз.

Лучшие результаты получены на всех поверхностях, покрытых альфаноксом. По-видимому, альфанокс, адсорбируясь на твердой поверхности в виде мицелл плоской формы, образует толстый граничный слой с четным



Трение МЖ по различным поверхностям:
1 – чистая; 2 – альфанокс; 3 – синтанол;
4 – карбонокс; 5 – лаурилсульфат; 6 – соламин;
7 – фторопласт; 8 – с насечками

числом мономолекулярных слоев, причем в верхнем слое молекулы обращены наружу полярными группами.

Модифицированная поверхность не со всеми ПАВ дает снижение трения. Так, например, модифицированная синтанолом поверхность стали 12Х18Н9Т увеличивает трение. Вполне вероятно, что это связано с увеличением межфазной поверхностной энергии из-за ориентации молекул внешнего адсорбционного слоя неполярным радикалом в сторону МЖ.

Оказалось, что трение МЖ по очищенной твердой поверхности очень чувствительно к ее составу (см. рис.). Наименьшая величина силы трения получена на дюрале. Положительную роль в данном случае, вероятно, сыграло то, что поверхность дюраля покрыта пассивирующими пленками окиси алюминия.

Среди твердых материалов существуют материалы, относящиеся к полимерам, которые сами обладают лиофобными свойствами. Такие свойства особенно ярко выражены у фторопласта, поверхностная энергия которого одна из наиболее низких. Однако его применение в качестве покрытия для снижения трения не дает существенного эффекта (см. рис.).

Проверялась возможность адсорбционного модифицирования поверхности трения поверхностно активным веществом, находящимся в составе магнитной жидкости. Использовалась гетерогенная смесь альфанокса с МЖ, полученная механическим перемешиванием и устойчивая благодаря относительно высокой вязкости МЖ. Получено некоторое снижение трения (см. рис.), однако эффективность этого метода ниже, по сравнению с методом адсорбционной модификации из водного раствора.

Для понимания механизма трения между МЖ и поверхностью представлены некоторые данные по влиянию на этот процесс микрогеометрии поверхности. На рисунке приведены для сравнения данные, полученные на полированной поверхности ($R_a = 0,1$ мкм) и поверхности с нанесенными на нее рисками глубиной несколько микрометров, образующими при пересечении прямоугольную сетку с периодом 2 мм. Изменение рельефа поверхности привело к увеличению трения в результате сдвиговой деформации объемной структуры МЖ.

Известно [1], что при скольжении некоторых дисперсных систем, склонных к синерезису, по твердой поверхности реализуется не режим внешнего трения, а режим внутреннего трения в жидком пристенном слое, состоящем из дисперсионной среды. Отсутствие следов дисперсионной среды на поверхности трения, сильная зависимость трения от микрогеометрии поверхности не подтверждают предположения о наличии пристенного жидкого слоя в данном случае. Кроме того, образованию такого слоя препятствуют магнитные силы, действующие на дисперсные частицы.

Временная стабильность эффекта снижения трения зависит от устойчивости граничного адсорбированного слоя ПАВ. Устойчивость граничного слоя ПАВ оценивалась качественно по его наличию после длительного

контакта с МЖ. Методом отражательной ИК-спектроскопии установлено, что адсорбированный слой сохраняется в течение всего срока испытаний, продолжавшихся около 250 часов.

Библиографический список

1. Толстой Д.М. Об эффекте пристенного скольжения дисперсных систем // Коллоидный журнал. – 1948. – №2. – С. 133-147.
2. Толстой Д.М. Об эффекте пристенного скольжения дисперсных систем // Коллоидный журнал. – 1947. – №6. – С. 450-461.
3. Белкин И.М., Виноградов Г.В., Леонов А.Н. Ротационные приборы измерения вязкости и физико-механических характеристик материалов. – М., 1968. – 272 с.
4. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения. – М.: Физматгиз, 1963. – 471 с.
5. Щукин Е.Д., Перцев А.В., Амелин Е.А. Коллоидная химия. – М.: Изд-во Моск. ун-та, 1982. – 348 с.
6. Болотов А.Н. Триботехника магнитопассивных и магнитожидкостных подшипниковых опор. Дис. ... докт. техн. наук. – М., 1993. – 550 с.

УДК 621.891.001.57

Р.С. Вареца, В.В. Мешков
Тверской государственный технический университет

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВНЕДРЕНИЯ ДВУХ АБРАЗИВНЫХ ЧАСТИЦ В ПОВЕРХНОСТНЫЙ СЛОЙ ТЕРМОПЛАСТА

Вопросы моделирования изнашивания материалов под воздействием находящихся между трущимися поверхностями скольжения свободных абразивных частиц изучены недостаточно. В значительной степени это относится к термопластам, обладающим ярко выраженными пластичными свойствами. Моделированию поведения абразивной частицы в зазоре сопряжения посвящены работы [1 – 4]. Во многих работах рассматривается физическое моделирование процесса абразивного изнашивания. Однако проведение натуральных испытаний требует значительных трудовых и финансовых затрат.

Математическое моделирование абразивного изнашивания подшипника скольжения из термопласта связано с большими трудностями, среди которых: учет больших пластических деформаций поверхностного слоя полимера, выбор критерия разрушения и удаления поверхностного слоя. Многие исследователи пытались решить данные задачи с помощью различных моделей изнашивания: аналитических [1, 5], численных [6], физических [4, 3]. Эти модели обладают как преимуществами, так и недостатками. Так, при более точном и полном описании изнашивания аналитическим способом усложняется сам расчет изнашивания. Построение физических моделей связано с большими материальными расходами и длительным временем испытаний.

Численные методы, например (МКЭ), позволяют получать лишь частные решения. Основную сложность в этом случае представляют построение геометрической и конечно-элементной моделей, задание начальных и граничных условий.

Отмечалось [7], что численное моделирование абразивного изнашивания целесообразно начать с описания внедрения единичной абразивной частицы в поверхностный слой материала, а затем, рассчитав величины критических напряжений и деформаций в слое при внедрении нескольких частиц, определить условия его разрушения и изнашивания. Предварительная оценка поведения абразивной частицы в сопряжении стальной вал – подшипник из термопластичного материала показала, что под действием существующей нагрузки она полностью погрузится в термопластичный слой и тем самым потеряет свою абразивную способность.

В работе [8] высказано предположение: при определенной концентрации абразивных частиц в поверхностном слое подшипника эквивалентные напряжения могут превысить разрушающие напряжения материала, что в совокупности с тангенциальными напряжениями приведет к удалению поверхностного слоя. Эта концентрация частиц будет определяться рядом факторов: свойствами материала поверхности, размером частиц, скоростью скольжения и другими.

Для определения критического уровня насыщения абразивными частицами поверхностного слоя полимера необходимо провести моделирование внедрения в него одновременно двух частиц и осуществить расчет напряженного состояния микрообъема термопласта между ними.

Основные допущения, принятые при моделировании:

- втулка подшипника скольжения состоит из металлического корпуса с тонким (0,3 – 0,4 мм) полимерным покрытием;
- для упрощения геометрической модели и сокращения времени вычисления задача решалась в плоской постановке;
- поскольку геометрические размеры втулки и полимерного покрытия на несколько порядков больше, чем размеры частицы, то полимерное покрытие моделируем как полупространство;
- так как твердость абразивных частиц на несколько порядков превышает твердость термопласта, они могут быть представлены абсолютно жесткими сферическими телами с эффективным радиусом 2,5 мкм [8] (геометрию частицы можно приблизить к естественной – сложный многогранник, однако это существенно увеличит время вычисления при незначительном увеличении точности решения);
- влияние температурного поля на внедрение частиц в слой не учитывается вследствие небольшой скорости скольжения (~ 0,1 м/с) и малой толщины полимерного слоя, которая способствует эффективному отводу тепла;
- действие смазочного слоя на процесс внедрения частиц в поверхностный слой не учитывается, так как при реальных условиях работы сопря-

жения наблюдаются масляное голодание [8] и нарушение абразивными частицами сплошности смазочного слоя, расчетная толщина которого не превышает радиуса частицы.

Твердость стеклянной абразивной частицы принималась 12 ГПа. В качестве материала поверхностного слоя подшипника с внутренним диаметром 36 мм использовали полиамид ПА-6 ($\sigma_p = 65 \dots 85$ МПа, $\sigma_{сж} = 100$ МПа). Механические свойства термопласта задавались зависимостью между напряжениями и деформациями в виде кусочно-линейной кривой с изотропным упрочнением и условием текучести по критерию Мизеса (рис. 1).

Для решения данной задачи было проведено моделирование погружения двух абразивных частиц в слой термопласта методом конечных элементов в программной среде ANSYS.

Установлено, что при расстоянии между частицами более 6,5 мкм эквивалентные напряжения, возникающие в микрообъеме термопласта между частицами, меньше 50 МПа и не способны превысить разрушающие напряжения материала.

Однако при уменьшении расстояния между частицами от 6,5 до 2,5 мкм $\sigma_{эқв}$ превышает предел прочности при растяжении материала (рис. 2). Если расстояние между частицами будет менее 2,5 мкм, то между ними возникнет область, где напряжения $\sigma_{эқв}$ превышают предел прочности при сжатии (рис. 3), что создает предпосылки для разрушения этого объема материала.

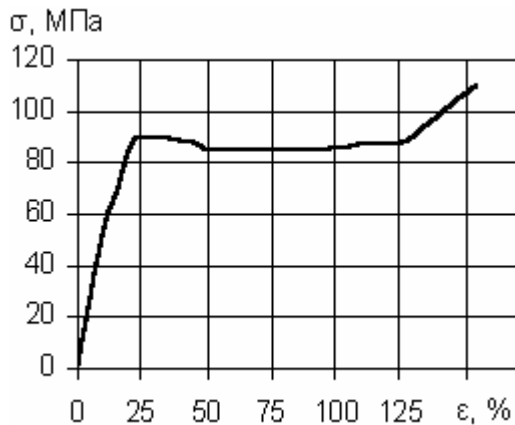


Рис. 1. Зависимость напряжение σ – деформация ε для полиамида ПА-6

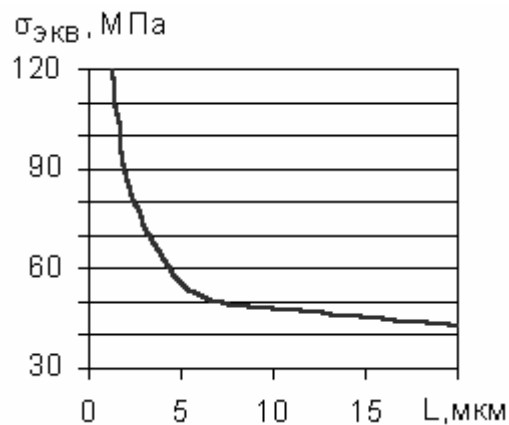


Рис. 2. Зависимость эквивалентного напряжения $\sigma_{эқв}$ между внедрившимися в термопласт абразивными частицами от расстояния L между ними

При одновременном внедрении двух абразивных частиц полимерный слой находится в сложном напряженном состоянии. Так как для данного термопласта предел прочности при растяжении меньше предела прочности при сжатии, то случай, когда $\sigma_{эқв}$ превысят предел прочности при сжатии, можно трактовать как разрушение материала. То есть при выполнении со-

отношения $\sigma_{сж}/\sigma_{экр} < 1$ будет происходить разрушение областей термопласта между внедрившимися абразивными частицами.

Опираясь на описанные выше расчеты и рассуждения, можно количественно обосновать предельную концентрацию частиц в поверхностном полимерном слое, приводящую к его разрушению и удалению. Для рассматриваемого случая поверхностный слой термопласта может быть удален, когда эквивалентные напряжения превысят предел прочности при сжатии, что будет достигнуто при расстоянии между частицами менее 2 мкм.

В результате моделирования внедрения двух частиц в поверхностный слой термопласта установлена зависимость величины эквивалентных напряжений в области между частицами от расстояния между ними. Определены условия разрушения полимерного слоя в зависимости от концентрации абразивных частиц.

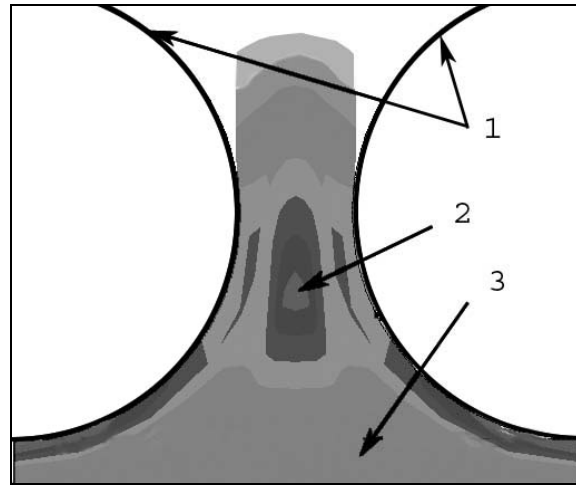


Рис. 3. Напряженно-деформированное состояние области между двумя абразивными частицами:

- 1 – контуры абразивных частиц;
- 2 – зона максимальных напряжений;
- 3 – поверхностный слой полимерного покрытия

Библиографический список

1. Икрамов У.А. Расчетные методы оценки абразивного износа. – М.: Машиностроение, 1987. – 288 с.
2. Моделирование трения и изнашивания в машинах / Э.Д. Браун и др. – М.: Машиностроение, 1982. – 191 с.
3. Тененбаум М.М. Сопротивление абразивному изнашиванию. – М.: Машиностроение, 1976. – 271 с.
4. Хрущов М.М., Бабичев М.А. Абразивное изнашивание. – М.: Наука, 1970. – 251 с.
5. Абразивное изнашивание / В.Н. Виноградов, Г.Н. Сорокин, М.Г. Колокольников. – М.: Машиностроение, 1990. – 224 с.
6. Chen Q., Li D.Y. Computer Simulation of Solid-particle Erosion of Composite Materials // *Wear*. – V. 255. – I. 1-6. – August-September 2003. – P. 78-84.
7. Вареца Р.С., Мешков В.В. О моделировании взаимодействия абразивной частицы с вязко-упругим материалом // *Перспективы развития Волжского региона: Материалы Всероссийской заочной конференции*. – Вып.6 – Тверь: ООО «Буквица», 2004. – С. 50-51.
8. Мешков В.В., Вареца Р.С., Афанасьева Л.Е. Моделирование взаимодействия единичной абразивной частицы с поверхностью втулки // *Перспективы развития Волжского региона: Материалы Всероссийской заочной конференции*. – Вып. 5 – Тверь: ООО «Буквица», 2003. – С. 124-128.

УДК 621.941.539

Г.С. Фукс-Рабинович¹, Л.Ш. Шустер², М.Ш. Мигранов², Р.И. Ахметшин²

¹Университет «Мак Мастер», Канада, г. Онтарио

²Уфимский государственный авиационный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ДУПЛЕКСНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

Сравнительно недавно дуплексные покрытия стали одним из наиболее эффективных способов повышения износостойкости режущих инструментов из быстрорежущей стали. Дуплексные покрытия включают в себя физически осажденные слои из нитрида титана, нанесенные на заранее ионно-азотированный нижний слой на поверхности быстрорежущей стали. Режущие инструменты из быстрорежущей стали с дуплексными покрытиями сочетают в себе высокую износостойкость поверхности и высокую вязкость основы. Но при нестабильных условиях трения, когда происходит повреждение поверхности (главным образом во время приработочной стадии износа), эффективность твердых покрытий снижается [1].

Твердые покрытия хрупкие и подвержены значительному повреждению поверхности во время приработки. Часто большая часть твердого покрытия разрушается во время этой фазы износа, т.е. еще до начала нормальной стадии износа. Повреждение первоначальной поверхности часто приводит к значительному снижению износостойкости всего покрытия. По этой причине верхний слой с высокими антифрикционными свойствами является критическим компонентом, который может быть использован для защиты всего твердого покрытия. Определение состава и нанесение таких компонентов являются одними из наиболее важных задач получения износостойких покрытий на режущих инструментах, работающих при низких и умеренных скоростях резания, а также для обработки труднообрабатываемых материалов, где преобладает адгезионный износ. Этого можно достичь путем применения самосмазывающихся многослойных покрытий. При этом верхние слои имеют много сложных микроструктурных особенностей, которые способствуют рассеиванию энергии (например, TiAlN-MoS₂ покрытия). Одним из наиболее эффективных покрытий такого типа является многослойное TiAlN/WC-C покрытие с твердой смазкой, созданное фирмой «Balzers». Главное преимущество такого покрытия состоит в очень низкой интенсивности первоначального износа инструмента в процессе резания, что ведет к значительному повышению износостойкости инструмента [2].

Другой тип антифрикционного поверхностного слоя, успешно применявшийся для твердого покрытия, – это Z-DOL слой [3]. Z-DOL – это 0,5%-ный раствора перфторполиэфирной кислоты ($R_f\text{-CH}_2\text{OH}$) в фреоне 113.

Целью данной работы является изучение трибологических свойств режущего инструмента с дуплексным ФОП-покрытием, дополнительно улучшенным применением антифрикционного верхнего слоя из перфторполиэфира (Z-DOL).

Дуплексные ФОП-покрытия наносились в 2 этапа. Материал с основой из быстрорежущей стали сначала подвергался азотированию с помощью метода тлеющего разряда. Быстрорежущая сталь основного материала была типа Р6М5 и содержала: 0,8 – 0,88 % С (углерода); 5,0 – 5,5 % W (вольфрама); 5,0 – 5,5 % Мо (молибдена); остальное – Fe (железо). Ионно-азотированный нижний слой был затем покрыт слоем TiN с помощью метода ФОП.

Ионное азотирование нижнего слоя из быстрорежущей стали проводилось в специально предназначенном устройстве путем комбинированного нагревания (нагревание с помощью тлеющего разряда и обычных элементов нагревания). Параметры обработки: плотность тока в тлеющем разряде 3 А/м²; время азотирования 0,5 ч; давление газа 266 Па; состав газа – 25 % N₂ + 75 % H₂ (разложенный аммоний); температура 500 °С.

Твердое покрытие наносилось с помощью плазмы дугового разряда катода (ПДРК). Параметры нанесения покрытия: давление газа – реагента (азот) – $3 \cdot 10^{-1}$ Па; ток дугового разряда 100 А; напряжение смещения 200 В; фокусирующий ток в катушке 0,2 А; температура нанесения 500 °С.

До нанесения покрытия поверхностный (загрязненный) слой был удален с помощью специальной короткой по времени обработкой в устройстве тлеющего разряда (для того чтобы улучшить адгезию ФОП покрытия с нижним слоем).

Перфторполиэфиры постоянно используются как смазочные вещества в промышленности. Эти жидкости привлекательны как смазочные вещества из-за их высокой теплостойкости, низкой температуры испарения и химической инертности. Перфторполиэфир применяется как антифрикционный верхний слой на поверхности твердых покрытий. Жидкая смазка представляет собой 0,5%-ный раствор перфторполиэфира Z-DOL в фреоне 113. Перфторполиэфир имеет химическую структуру: HO – CH₂ – CF₂O – (C₂F₄O)₆ – (CF₂O)₂₀ – CF₂ – CH₂ – OH. Пленка из перфторполиэфира наносилась путем погружения образцов с покрытиями в раствор при температуре точки кипения.

Износостойкость покрытых режущих инструментов и температурно-силовые параметры процесса исследовались при точении и фрезеровании стали 40Х. Режущие инструменты подвергались испытанию при резании с использованием охлаждающей жидкости 5%-ной эмульсии и без нее. Была исследована износостойкость четырехгранных быстросменных пластинок из быстрорежущей стали с многослойными покрытиями. Проведено не менее 8 испытаний при резании в условиях точения (исследовались по 2 пластины) и не менее 3 испытаний при фрезеровании для каждого вида покрытий. Расхождение при измерении величины износа по задней поверхности инструмента составляло менее 10 %. Выбранные условия проведения испытаний могут привести к интенсивному износу с повреждением поверхности режущего инструмента, так как известно [3], что адгезионный износ преобладает на поверхностях режущего инструмента во время резания на низких и умеренных скоростях. Адгезионный износ вызывается формированием «мостиков» сварки шероховатостей на поверхностях обрабатываемой детали, стружки и инструмента. Последующий разрыв этих соединений, вызываемый сдвигом, ведет к появлению микроскопических фрагментов изношенного материала инструмента.

Параметры трения определялись с помощью специально сконструированного прибора, описанного в [4]. Вращающийся индентор с покрытием устанавливался между двумя отполированными образцами, изготовленными из обрабатываемой стали 40Х. Чтобы смоделировать условия трения режущего инструмента, образцы нагревались электроконтактным способом в диапазоне температур от 150 до 550 °С. Нормальная сжимающая сила 2400 Н обеспечивала пластическую деформацию в контактной зоне. Для оценки антифрикционных свойств слоя использовалась адгезионная составляющая коэффициента трения. В основном именно этот компонент отвечает за адгезионный износ инструментов из быстрорежущей стали (когда имеют место истирание и задиры металла). Величина адгезионной составляющей коэффициента трения определялась как отношение прочности $\tau_{\text{ин}}$ на срез адгезионных связей между инструментом и обрабатываемой деталью и нормального контактного напряжения p_{rn} , возникающим на контактирующей поверхности при температуре испытаний ($\tau_{\text{ин}}/p_{rn}$).

Данные стойкостных испытаний режущих инструментов приведены на рис. 1. Из графиков видно, что верхний (антифрикционный) слой уменьшает интенсивность износа инструмента на первоначальной (прирабочей) стадии износа, т.е. повреждение поверхности уменьшается и износостойкость резца увеличивается значительно.

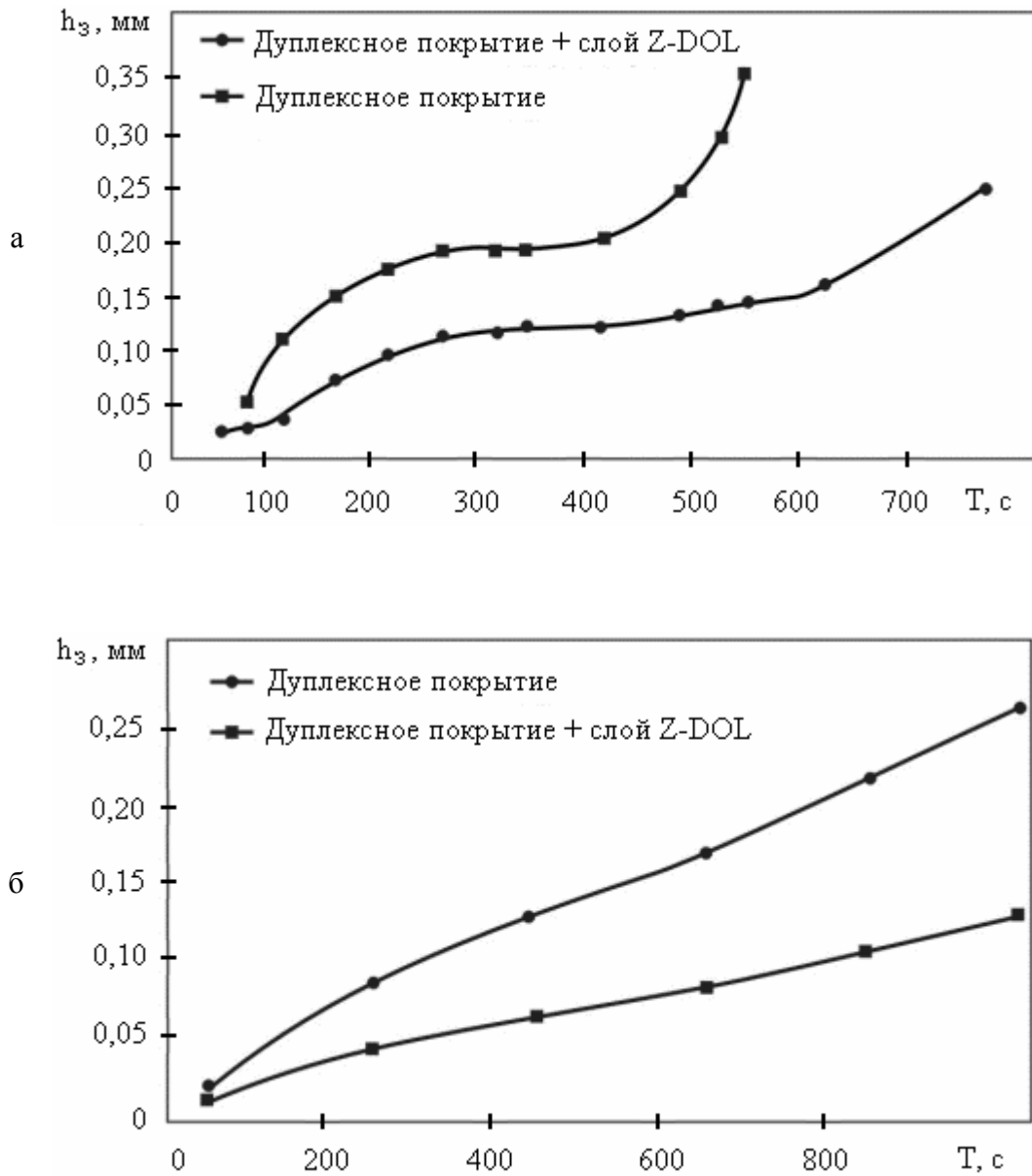


Рис. 1. Влияние времени обработки на износ инструмента по задней поверхности:
 а – точение (обрабатываемый материал – сталь 40Х;
 скорость резания 70 м/мин; глубина 1,0 мм; подача 0,28 мм/об;
 режущий инструмент – быстрорежущие пластины из быстрорежущей стали Р6М5
 с дуплексным покрытием; резание с охлаждающей жидкостью);
 б – фрезерование (обрабатываемый материал – сталь 40Х;
 скорость резания 21 м/мин; глубина 3,0 мм; ширина 5 мм; подача 63 мм/мин;
 режущий инструмент – концевые фрезы с дуплексными покрытиями;
 обработка с охлаждающей жидкостью)

Результаты исследования влияния температуры на триботехнические параметры многослойных покрытий, состоящих из ФОП твердого покрытия TiN с верхним слоем из Z-DOL в контакте с сталью 40X, приведены на рис. 2.

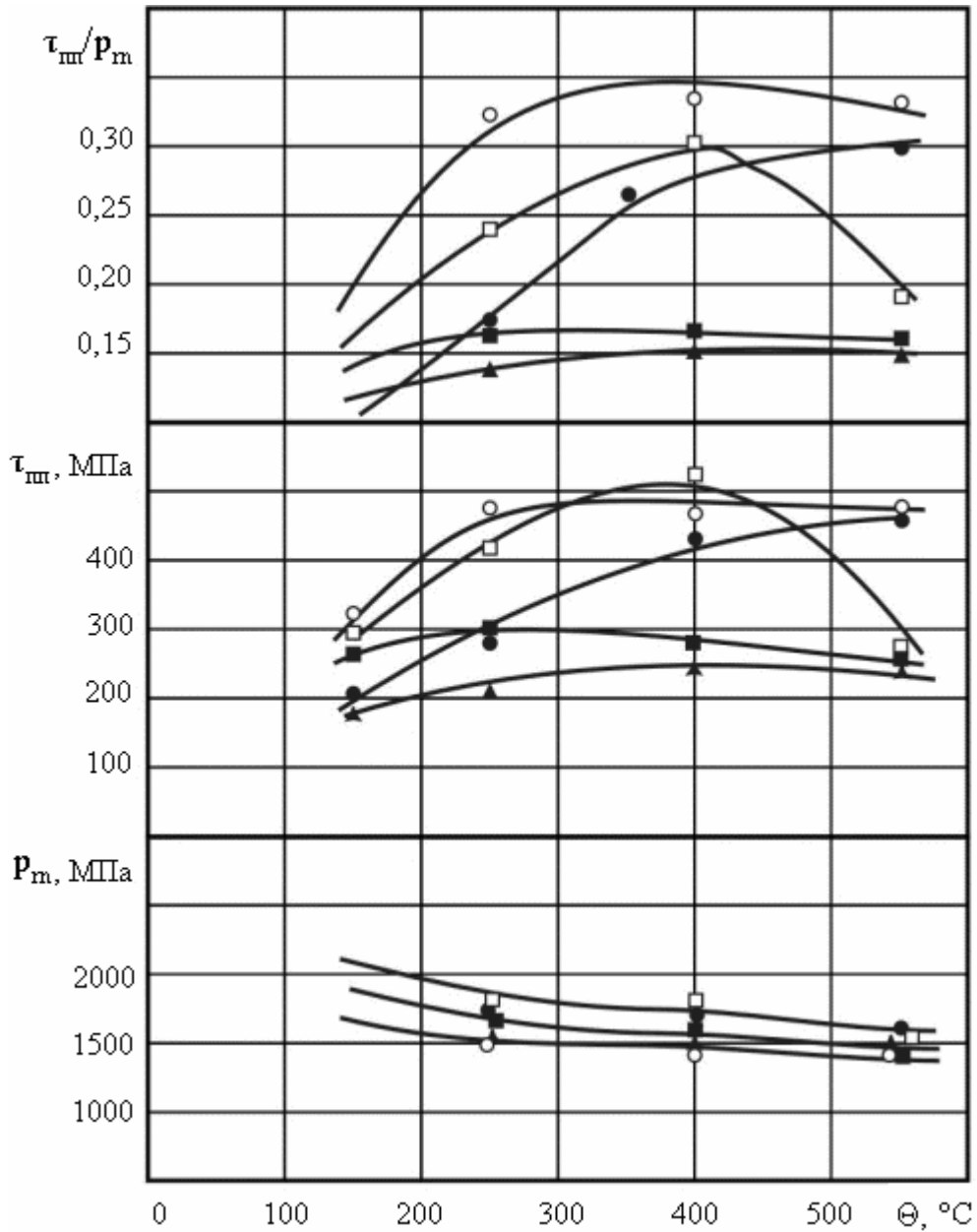


Рис. 2. Зависимость параметров трения от температуры в зоне контакта:

- – быстрорежущая сталь P6M5 (без СОЖ);
- – быстрорежущая сталь P6M5 + TiN (без СОЖ);
- – быстрорежущая сталь P6M5 (с СОЖ);
- – быстрорежущая сталь P6M5 + TiN (с СОЖ);
- ▲ – быстрорежущая сталь P6M5 + TiN + Z-DOL (с СОЖ)

Контроль за трением режущего инструмента в условиях адгезионного износа означает локализацию всего (или большей части) внешнего воздействия в тонком поверхностном слое при максимальном рассеивании энергии, вырабатываемой во время трения [5]. Применение антифрикционного ПФПЭ-слоя препятствует интенсивному повреждению поверхности твердого покрытия TiN вследствие антифрикционных свойств слоя и образования защитных устойчивых соединений на поверхности во время приработочной стадии износа. Устойчивая стадия износа начинается с небольшого повреждения поверхности, что также способствует повышению износостойкости инструмента. Причем наблюдается улучшение триботехнических свойств (уменьшение коэффициента трения) и существенное повышение износостойкости (в 1,5 – 2,0 раза) режущего инструмента с многослойным покрытием (см. рис. 1).

По результатам работы установлено, что на начальной стадии износа режущего инструмента ПФПЭ-смазка уменьшает фрикционный параметр и значительно уменьшает повреждение поверхности инструмента. В процессе резания нитрид титана твердого покрытия (ФОП) окисляется, образуя защитный экранированный слой. Триборазложение Z-DOL ведет к появлению фтористого соединения на основе титана, которое может повысить защитную способность поверхностного слоя. Оба эти эффекта значительно повышают износостойкость дуплексного покрытия.

Библиографический список

1. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с.
2. Characteristic Features of Alloying HSS – Based Deformed Compound Powder Materials with Consideration for Tool Self – Organization at Cutting / G.S. Fox-Rabinovich and other // *Wear*. – 1997. – V. 206. – P. 214.
3. Fox-Rabinovich G.S., Shuster L.Sh., Migranov M.Sh. Nano – Crystalline FAD (Filtered Are Deposited) TiAlN PVD Coatings for High – Speed Machining Application // *Metalurgical coatings and thin films*. – 2003. – P. 51.
4. Постнов В.В., Шолом В.Ю., Шустер Л.Ш. Методы и результаты оценки контактного взаимодействия применительно к процессам металлообработки. – М.: Машиностроение, 2004. – 103 с.
5. Бершадский Л.И. Самоорганизация и надежность трибосистем. – Киев: Знание, 1981. – 35 с.

УДК 621.891+667.612/613

В.Г. Терещенко
Северо-Кавказский государственный технический университет**БЕСКОНТАКТНЫЙ СПОСОБ ИЗМЕРЕНИЯ
ЛИНЕЙНОГО ИЗНОСА И ВЫСОТЫ НЕРОВНОСТЕЙ**

Линейный износ образца h_τ за наработку τ определяется как изменение его линейного размера, измеренного по направлению нормали к изнашиваемой поверхности [1]. Линейный износ является функцией не только наработки τ , но и при каждой фиксированной наработке функцией координат поверхности образца $h = h(x, y, \tau)$. Для определения линейного износа проводят измерения образца или детали до и после изнашивания. Размер определяют обычно при помощи механических измерительных инструментов: штангенциркуля, микрометра, индикатора. Эти методы применимы, когда величина износа существенно превышает высоту микронеровностей поверхности образца, а материал образца обладает твердостью в той мере, чтобы при соприкосновении с измерительным инструментом контактные деформации не искажали результата измерений.

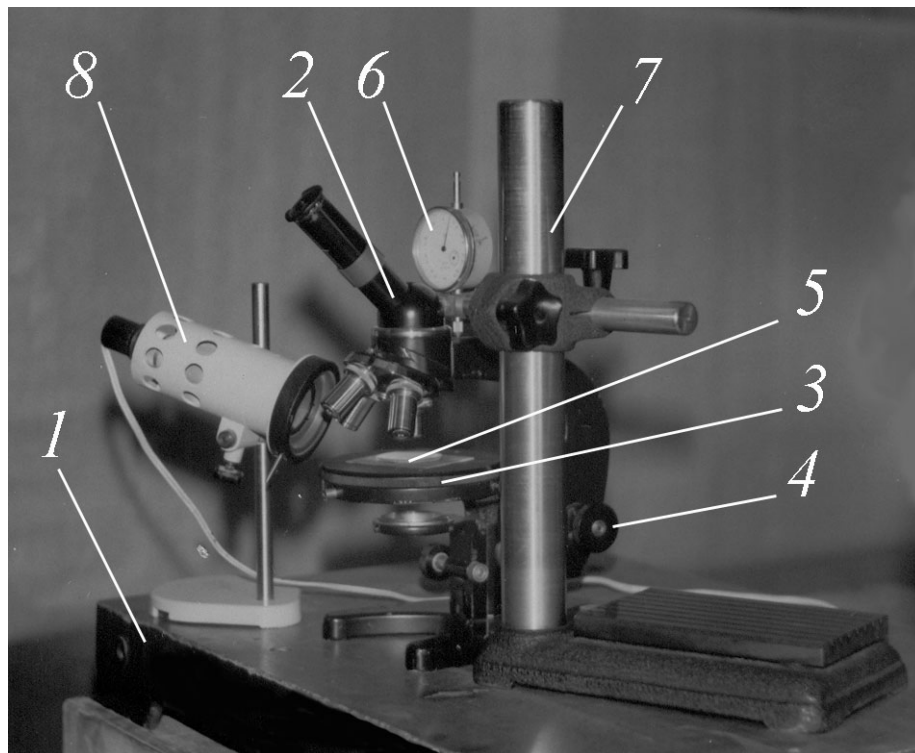
Проблема измерения величины линейного износа возникла при экспериментальном исследовании кинетики газоабразивного изнашивания податливых покрытий на стальных подложках. Покрытия представляют собой вулканизированные или невулканизированные резиновые смеси и могут иметь толщину от 0,15 до 1,5 мм и более. Их наносят в виде растворов и получают блестящие или матовые поверхности. В зависимости от материала покрытий, технологии отверждения и условий газоабразивного изнашивания поверхности образцов приобретали рельеф разнообразных форм и размеров. Высота и шаг неровностей изменялись на определённых этапах изнашивания. На невулканизированных покрытиях к моменту сквозного износа высота неровностей могла достигать 2 мм, превышая начальную толщину покрытия. Это объясняется наличием пластических деформаций без отделения материала в виде частиц износа, что и обусловило необходимость наряду с массовым износом измерять линейный износ. Характеристикой линейного износа выбрано изменение размера образца в точке наибольшей глубины. Щуп инструмента для измерения такого износа должен бы быть весьма тонким, но испытываемое покрытие настолько пластично, что даже микрометр с широкой опорной поверхностью оставляет на нем отпечатки, т.е. не только не дает верных сведений, но и нарушает ход эксперимента.

Характеристики микрогеометрии поверхностей в настоящее время определяют щуповыми и оптическими приборами [2]. Когда регистрируемый профиль поверхности деформируется под действием ощупывающей иглы прибора (изделия из высокоэластичных материалов), измерения шероховатости производят методом негативных слепков. Регистрацию профиля осуществляют не с оригинала, а со слепка, выполняемого, например, из стеракрила. К сожалению, перечисленные методы исследования микрогеометрии поверхности не предусматривают определения положения точек поверхности относительно фиксированной базы на образце или детали, что мешает их применению для определения величины линейного износа.

Существующие методы определения толщины покрытий делятся на нарушающие целостность покрытия и осуществляемые без нарушения его целостности [3]. Так как образец после определения величины износа при наработке τ должен подвергаться дальнейшему испытанию, то методы определения толщины покрытия при нарушении его целостности в данном случае применять нельзя. Метод определения толщины покрытия без нарушения его целостности [3] основан на измерении зависящей от толщины силы притяжения постоянного магнита к металлической подложке, на которую нанесено лакокрасочное покрытие. Этот метод предполагает контакт инструмента с покрытием, что неприемлемо.

Поскольку известные методы оказались неприменимы, был разработан и осуществлен новый способ измерения. Он основан на принципе фокусировки оптических приборов – обеспечения резкости изображения только при нахождении объекта на заданном расстоянии от объектива. Если не изменять фокусное расстояние оптического прибора регулировками, то добиться резкости изображения можно, только устанавливая каждый раз оптический прибор на одном и том же расстоянии от объекта наблюдения. Такой способ настройки применяется в микроскопах. Предметный столик с лежащим на нем образцом закреплен неподвижно. Оптическая система микроскопа, включающая объектив и окуляр, имеет постоянное фокусное расстояние. Наводка микроскопа на резкость осуществляется перемещением оптической системы как целого относительно образца. Для этого в микроскопах предусмотрены механизмы быстрого перемещения (грубой настройки) и механизм точной настройки, снабженный микрометрическим винтом. Какая бы точка на поверхности образца ни рассматривалась, всегда оптическая система микроскопа устанавливается на заданном расстоянии от нее. Поэтому подвижная часть микроскопа как бы копирует изучаемый рельеф поверхности. Остаётся только измерять перемещения оптической системы относительно базы, жёстко связанной с предметным столиком.

Снимать показания с микрометрического винта микроскопа или вовсе невозможно (в некоторых конструкциях микроскопов этот винт не имеет шкалы размеров), или затруднительно, т.к. в разных конструкциях его ход не превышает 2 мм и отсутствует счетчик числа оборотов винта. Поэтому была создана установка, изображённая на рисунке. Она содержит плоскую массивную плиту 1, на которой установлен микроскоп. Его оптическая система 2 может перемещаться относительно предметного столика 3 при помощи макрометрического 4 и микрометрического винтов. Образец 5 установлен на столике 3. Подпружиненный шток индикатора часового типа 6 упирается в подвижную часть микроскопа 2. Место, куда упирается шток, имеет поверхность, нормальную к направлению перемещения оптической системы микроскопа 2. Сам шток ориентирован параллельно направлению движения. Индикатор укреплен на стойке 7, установленной на одной плите 1 вместе с микроскопом. Установка снабжена системой освещения 8. Поверхность образца видна в микроскоп в отраженном свете.



Простейшая установка для измерения линейного износа образца

Если необходимо следить за изменением высоты поверхности в строго определенных точках образца, микроскоп снабжается предметным столиком, перемещающимся в двух взаимно перпендикулярных направлениях с помощью микрометрических винтов. Координаты положения столика

фиксируются либо по этим винтам, имеющим соответствующие шкалы, либо с помощью двух расположенных горизонтально и взаимно перпендикулярно индикаторов. На столике закрепляется приспособление для фиксации образца.

Установка используется следующим образом. Подготовленный для испытаний образец 5 укладывается непосредственно на столик микроскопа 3 либо в приспособление, закреплённое на специальном предметном столике. От произвольной базы определяется высота расположения поверхности образца с помощью индикатора 6, установленного на стойке 7. При наличии специального столика и приспособления возможно точное определение координат точек в плане, в которых фиксируется высота поверхности.

Затем образец снимают и подвергают изнашиванию на специальной установке в течение заданной наработки. После очистки образца пылесосом или промыванием его снова устанавливают на предметный столик. От неизменной базы определяют высоту расположения изношенной поверхности. При наличии специального предметного столика с приспособлением, измерения можно произвести строго в тех же точках образца в плане, в которых они производились до изнашивания. Величину износа за данную наработку определяют как разность показаний индикатора 6 в данном и предыдущем измерениях.

Далее образец может быть снова подвержен изнашиванию в течение заданного времени и вновь измерен, и т.д. Таким образом исследуется кинетика процесса изнашивания.

Если исследуются образцы с покрытием, то можно точно определить толщину покрытия в месте его сквозного износа. Она равна разности показаний закреплённого на стойке индикатора при измерениях уровня оголившейся подложки и уровня неизношенного покрытия, измеренного ранее над этой точкой.

Точность измерений зависит от размера глубины резкости оптической системы микроскопа, а следовательно от увеличения микроскопа. С этим же связана величина поля зрения микроскопа. Например, в данной установке, когда в поле зрения микроскопа находится площадка диаметром 1 мм, глубина резкости составляет приблизительно 0,02 мм. Для повышения точности точка, в которой производятся измерения, должна находиться в центре поля зрения микроскопа. Повышение точности измерений аппаратными средствами, т.е. заменой объектива и окуляра на более сильные не всегда удобно, т.к. увеличивает затраты времени на обзор поверхности и поиск характерных лунок или гребней профиля.

Для повышения точности и достоверности результатов измерений предложена методика проведения измерений и обработки данных. Эта методика предусматривает не только повторное определение уровня наибольшей резкости изображения, но и определение уровней нижней и верхней границ глубины резкости. За результат измерения принимается среднее арифметическое значение указанных величин.

Используя разработанные способ и установку, была исследована кинетика изнашивания податливых покрытий [4]. Получены экспериментальные зависимости изменения толщины покрытия по наиболее глубокой впадине, изменения высоты неровностей от массы абразива, приходящейся на единицу площади изнашиваемой поверхности.

Предложенный способ позволяет бесконтактно измерять не только линейный износ, но и линейные размеры и высоту неровностей поверхности. Он может использоваться для определения отклонения размера от заданного. В настоящее время измерительные приборы обеспечивают бесконтактные измерения не более чем в двух координатных направлениях (перпендикулярных оптической оси), а в третьем направлении используют контактный способ. Данный способ предназначен для измерений вдоль оптической оси, поэтому появляется возможность бесконтактных измерений в трёх координатах.

Показанная на рисунке установка собрана из имевшихся стандартных элементов, а потому громоздкая и обладает не всеми предполагаемыми возможностями и качествами. Недавно было получено решение о выдаче патента на изобретение «Бесконтактный способ измерения линейных размеров, износа и устройство для его осуществления» по заявке № 2003135263/28(037862) МПК 7 G01B 9/04, 11/02. В описании изобретения можно найти пути совершенствования этого способа и устройства.

Библиографический список

1. Справочник по триботехнике / Под об. ред. М. Хебды, А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 1989. – Т. 1. – 400 с.
2. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.
3. Карякина М.И. Испытание лакокрасочных материалов и покрытий. – М.: Химия, 1988. – 272 с.
4. Терещенко В.Г. Развитие процесса газоабразивного изнашивания пластичных покрытий // Проблемы синергетики в трибологии, трибоэлектрохимии, материаловедении и мехатронике: Материалы III Междунар. науч.-практ. конф. / Южно-Рос. гос. техн. ун-т (НПИ). – Новочеркасск: ЮРГТУ, 2004. – С. 32-38.

УДК [669.295 + 620.18]: 539.62

С.В. Чертовских, Л.Ш. Шустер, В.В. Столяров
Уфимский государственный авиационный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ НИТИНОЛА, ПОЛУЧЕННОГО ИНТЕНСИВНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ

В настоящее время нитинол занял особое место в ряду современных материалов. У этого материала интересная история, связанная со множеством открытий, которым он обязан своим сегодняшним успехом: нитинол благодаря уникальным свойствам, таким как биосовместимость, память формы, сверхэластичность, пластичность, малый удельный вес, высокая жаропрочность и т.д., успешно применяется в медицинской и авиакосмической технике, в машиностроении. Известно [1, 2], что при трении титановые сплавы на основе нитинола имеют высокие коэффициенты трения и склонны к схватыванию (налипанию, сварке) с последующим повреждением поверхностей контакта. Этот недостаток хорошо известен для поликристаллического крупнозернистого нитинола и особо ярко проявляется при повышенных температурах контакта. Особенности трибологического поведения этого материала в ультрамелкозернистом (УМЗ) состоянии с размером зерен менее 1 мкм могут заметно отличаться от таковых для крупнозернистых аналогов и требуют проведения теоретических и экспериментальных исследований.

Работа посвящена изучению влияния структурных состояний с разным размером зерен, полученных интенсивной пластической деформацией (ИПД), на триботехнические свойства нитинола ($Ti_{49,7}Ni_{50,3}$) в широком интервале температур и нагрузок.

В качестве исследуемого материала использовали закаленный (выдерживание в электропечи один час при температуре 800 °С с последующим охлаждением в воду) пруток $\varnothing 16$ мм из нитинола ($Ti_{49,7}Ni_{50,3}$). Структура исходного исследуемого материала крупнозернистая со средним размером зерен 50 – 80 мкм. Для измельчения структуры пруток из $Ti_{49,7}Ni_{50,3}$ подвергали теплomu равноканальному угловому прессованию (РКУП) [3] при температуре 450 °С. Схема РКУ прессования представлена на рис. 1. Количество проходов – 6, угол пересечения каналов 110°.



Рис. 1. Принципиальная схема РКУ прессования

В результате была получена однородная по объему прутка микроструктура со средним размером зерен 0,25 – 0,3 мкм. Типичные виды микроструктур в поперечном сечении (оптическая и просвечивающая электронная микроскопия) исходного (закаленного) и интенсивно деформированного методом РКУП нитинола представлены на рис. 2. Механические свойства никелида титана в различных структурных состояниях представлены в таблице.

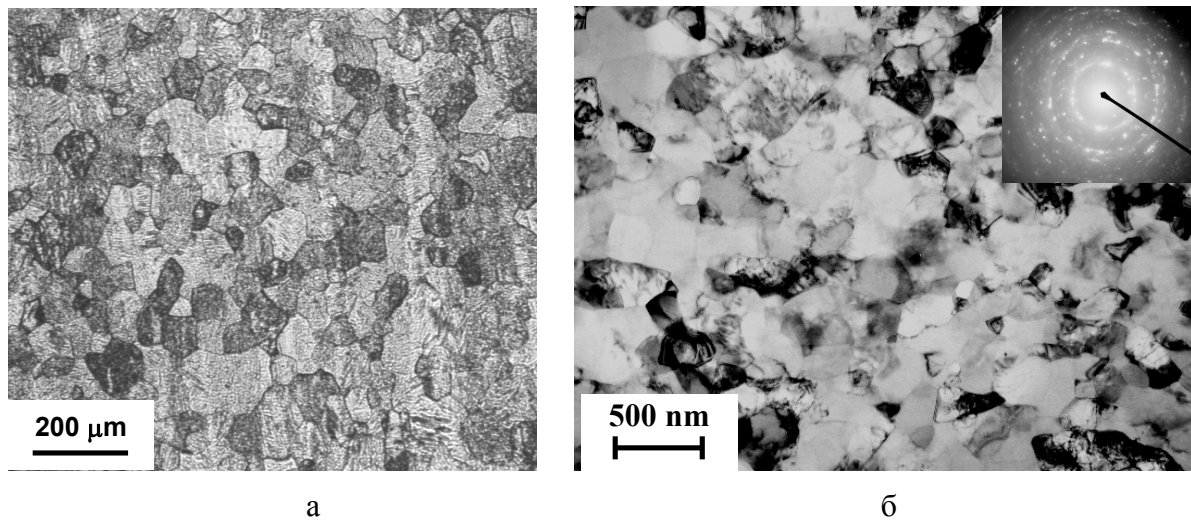


Рис. 2. Микроструктура нитинола (поперечное сечение): а – исходное состояние (закаленное); б – подвергнутое РКУП

Механические свойства нитинола в различных состояниях

Состояние	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	δ , %
Исходное (закаленное)	600	940	40
Подвергнутое РКУП	1150	1250	25

Известно [1], что активными факторами, определяющими схватывание трущихся поверхностей, являются устойчивость материалов фрикционной пары к локальному сдвигу и в значительной степени соотношение тангенциальной прочности τ_{nn} адгезионной связи на срез контактирующих в процессе работы тел и нормального напряжения на контакте p_{rn} . Это соотношение (τ_{nn}/p_{rn}), по-существу, является адгезионной составляющей коэффициента трения, от которого зависит глубинное деформирование при-контактных слоёв.

В данной работе для оценки триботехнических параметров в условиях пластического контакта ($\tau_{nn}, p_{rn}, \tau_{nn}/p_{rn}, \tau_0$ – прочность адгезионных связей на срез в отсутствии нормальной нагрузки, β – коэффициент упрочнения адгезионных связей от действия нормальной нагрузки) использовали экс-

периментальный метод [1, 2]. В основе этого метода – физическая модель (рис. 3), которая в первом приближении отражает реальные условия трения и изнашивания на локальном контакте.

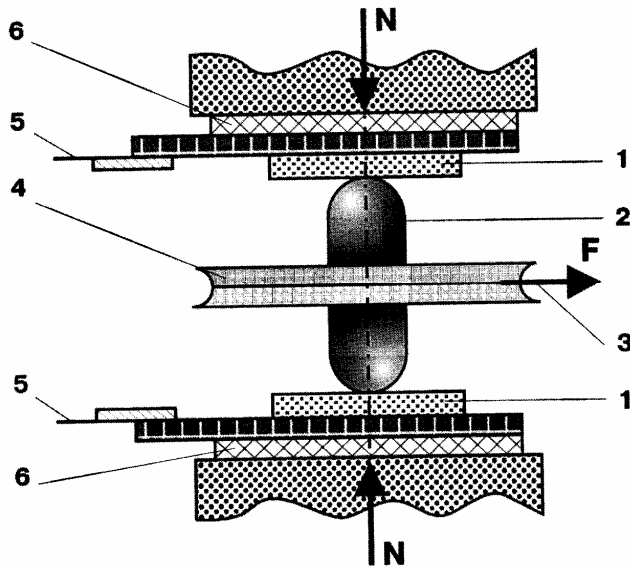


Рис. 3. Модель фрикционного контакта

Согласно этой модели сферический индентор 2 (радиусом 2,5 мм и высотой 25 мм) из твёрдосплавного инструментального материала ВК8 (8 % Со; 92 % WC), сдвинутый двумя плоско-параллельными образцами 1 (с высокой точностью и чистотой контактирующих поверхностей), вращается под нагрузкой вокруг собственной оси. Сила F , расходуемая на вращение индентора и приложенная к тросику 3, уложенному в паз диска 4, связана главным образом со сдвиговой прочностью τ_{mn} адгезионных

связей. Для использования этого способа применительно к условиям повышенных температур контакта разработана и создана специальная аппаратура, позволяющая производить электроконтактный нагрев (через шины 5, изолированные от корпуса прокладками 6, см. рис. 1) зоны соприкосновения и обеспечивать характерное для трибоконтакта распределение температуры в приповерхностном слое. Разработаны методы тарирования регулирования температуры контакта, а также получение зависимости величины τ_{mn} от нормальных напряжений p_{rn} при различных температурах контакта.

Образцы для исследований (диаметром 16 мм и высотой 6 мм) вырезали из прутка сплава $Ti_{49,7}Ni_{50,3}$ в поперечном направлении в двух состояниях: а) закаленном с температуры 800 °С; б) обработанном методом теплового РКУП. Шероховатость поверхности образцов и индентора $Ra = 0,63 \dots 0,80$ мкм. Угловая скорость вращения индентора вокруг собственной оси составляла $0,1 \text{ с}^{-1}$. Длительность прогрева образца и его испытания при данной температуре не превышала 1 мин. Все измерения трибологических свойств для каждого состояния при комнатной и повышенных температурах были выполнены на одних и тех же образцах.

Температурные зависимости триботехнических параметров τ_{mn} , p_{rn} и τ_{mn}/p_{rn} , полученные на образцах нитинола, находящегося в разных структурных состояниях, приведены на рис. 4.

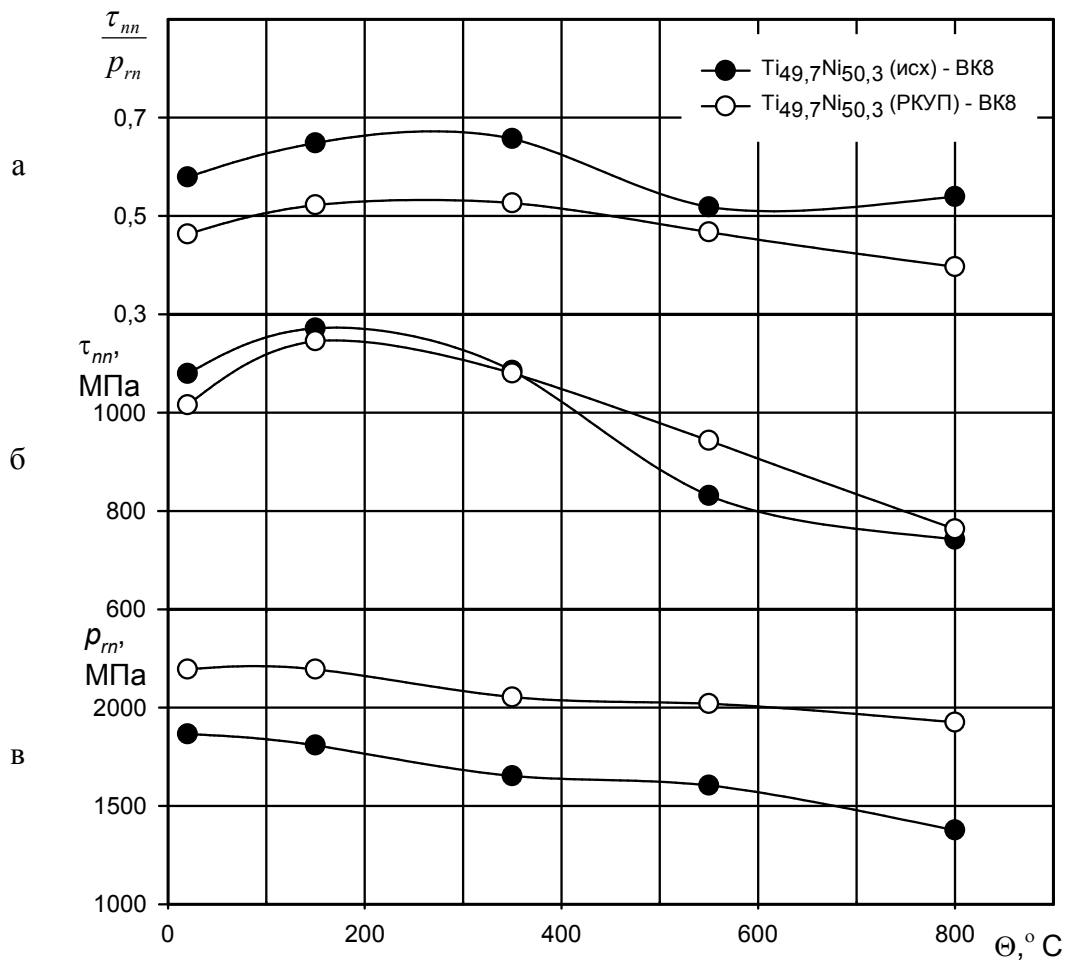


Рис. 4. Влияние температуры контакта на триботехнические характеристики фрикционного контакта $\text{Ti}_{49,7}\text{Ni}_{50,3}$ (исходный и после теплого РКУП) – BK8:
 а – молекулярную составляющую коэффициента трения;
 б – прочность на срез адгезионных связей; в – нормальные напряжения на контакте

Сдвиговые напряжения τ_{mn} (см. рис. 4б) для всех состояний сначала возрастают, а затем уменьшаются с повышением температуры, однако их соотношение принципиально отличается для температур ниже и выше ≈ 350 °C. При температурах ниже 350 °C параметр τ_{mn} для состояния РКУП ниже значений для исходного нитинола, а при температурах выше 350 °C, наоборот, выше этих значений. Нормальные напряжения p_m с повышением температуры контакта для всех состояний исследуемых образцов также уменьшаются (см. рис. 4в). Измельчение структуры в нитиноле упрочняет его и повышает предельные нормальные напряжения p_m , соответствующие пластическому контакту. Увеличение прочностных характеристик, в том числе предельных нормальных напряжений, определяется соотношением Холла-Петча [4], где величина предела текучести σ_T связана с размером

зерна d эмпирическим соотношением

$$\sigma_T = \sigma_0 + k \cdot d^{-1/2},$$

где σ_0 и k – постоянные для данного материала.

Значения адгезионной (молекулярной) составляющей коэффициента трения τ_{mn}/p_{rn} (см. рис. 4а) для УМЗ нитинола значительно ниже, чем для крупнозернистого (исходного) нитинола.

Формирование УМЗ структуры в сплаве $Ti_{49,7}Ni_{50,3}$ повышает его прочностные характеристики, снижает адгезионную составляющую коэффициента трения и уменьшает его склонность к схватыванию. Полученные данные позволяют прогнозировать улучшение эксплуатационных характеристик при использовании УМЗ нитинола в трибосопряжениях деталей машин при различных температурно-силовых условиях работы, а также улучшение его обрабатываемости при механической обработке на стадии технологической подготовки производства.

Библиографический список

1. Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. – М.: Машиностроение, 1988. – 96 с.
2. Крагельский И.В., Михин Ю.М. Узлы трения машин: Справочник. – М.: Машиностроение, 1988. – 280 с.
3. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. – М.: Логос, 2000. – 272 с.
4. Васин Р.А., Еникеев Ф.У. Введение в механику сверхпластичности: В 2 ч. – Уфа: Гилем, 1998. – Ч.1. – 280 с.

УДК 621.891

Д.А. Зоренко, В.В. Новиков, О.О. Новикова
Тверской государственный технический университет

ПРИМЕНЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКИХ АНОДНО-ИСКРОВЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ УВЕЛИЧЕНИЯ СРОКА СЛУЖБЫ ПОДВИЖНЫХ ДЕТАЛЕЙ ВЫТАЛКИВАЮЩЕЙ СИСТЕМЫ ПРЕСС-ФОРМ

В условиях постоянного роста объемов производства деталей из пластических масс повышение износостойкости узлов трения пресс-форм, смазка которых не допустима в результате особенностей технологического процесса, представляет собой актуальную задачу современного производства. Одним из путей решения этой задачи является принудительное, уско-

ренное образование на трущихся поверхностях подвижных деталей выталкивающей системы пресс-форм износостойких, композиционных, самосмазывающихся покрытий, полученных методом микродугового оксидирования с электрофоретически внедренными мелкодисперсными частицами твердой смазки. На основании полученных результатов проведенных исследований в Тверском государственном техническом университете на кафедре физики предложены способы получения износостойких покрытий на трущихся элементах пресс-форм, позволяющие повысить долговечность и качество работы этих узлов. Разработано износостойкое самосмазывающееся композиционное покрытие, не нуждающееся в смазке в условиях, типичных для работы представленных узлов. Разработана конструкция установки, позволяющая в промышленных условиях синтезировать эти покрытия на внутренних поверхностях деталей [1 – 3].

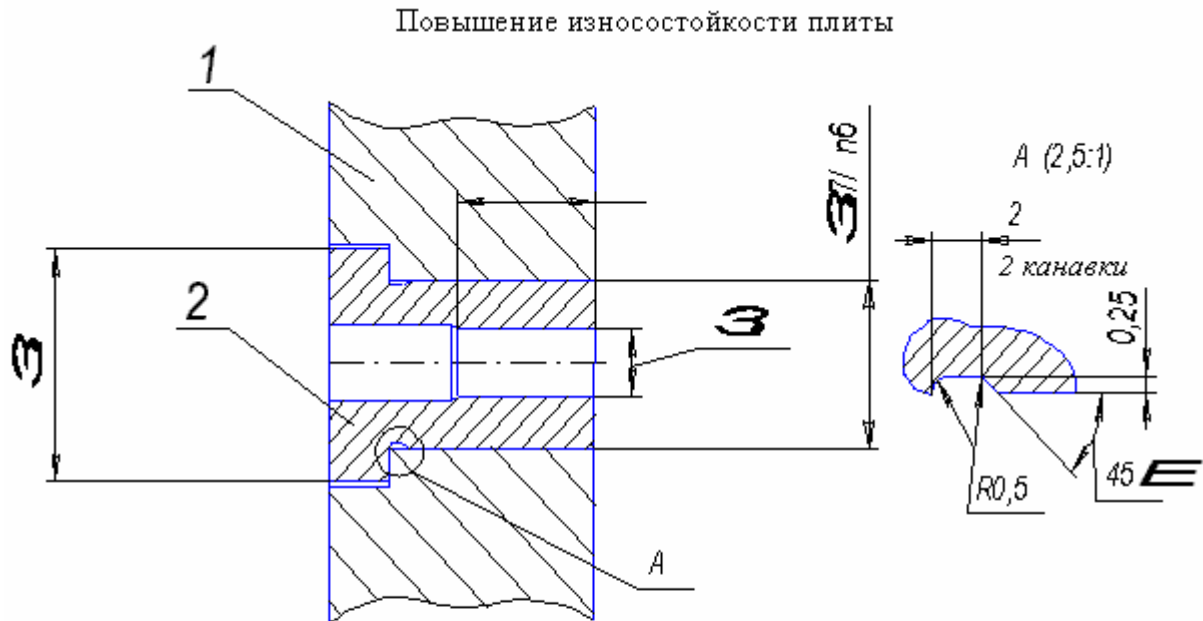
Получение износостойкого композиционного самосмазывающегося покрытия на основе оксида алюминия и мелкодисперсного порошка дисульфида молибдена достигается путем правильного подбора концентрации компонентов электролита и токовых режимов нанесения покрытия [4]. Состав предложенного электролита: щелочь NaOH – 1 г; жидкое стекло – 11 г; дисульфид молибдена (размером частиц 2 – 10 мкм) – 45 г; глицерин – 30 г; на 1 л дистиллированной воды. Алюминиевую деталь подвергают дуговому окислению в течение 1,5 – 2 часов. При этом достигаются напряжение 560 – 630 В и толщина покрытия 0,15 – 0,5 мм. Основные характеристики полученного покрытия приведены в таблице. Так как покрытие имеет высокую шероховатость, необходимо провести обработку перед его эксплуатацией. Обработку следует вести твердосплавным одно- или многолезвийным инструментом. Для чистовой обработки покрытий на наружных цилиндрических поверхностях необходимо применить алмазное обтачивание продольной подачей. Для чистовой обработки покрытия на внутренних цилиндрических поверхностях необходимо применить тонкое развертывание. Деталь из алюминиевого сплава должна быть изготовлена таким образом, чтобы рабочие поверхности, на которые будет нанесено покрытие, были выполнены с необходимым допуском, учитывающим толщину будущего покрытия. Таким образом, цилиндрическое отверстие должно иметь диаметр на 0,01 – 0,07 мм больше номинального в зависимости от толщины получаемого покрытия. При чистовой обработке покрытия будет снят рыхлый поверхностный слой толщиной 0,2 – 0,5 мм на диаметр. Следовательно, рабочая толщина полученного покрытия будет равна 0,01 – 0,05 мм. Аналогичным образом должна быть подготовлена деталь с нанесением покрытия на цилиндрическую наружную поверхность. Разница

заключается только в том, что рабочий диаметр делается меньше на 0,05 – 0,1 мм в отличие от цилиндрического отверстия. Покрываемая рабочая поверхность перед нанесением покрытия должна быть обработана до 7-го качества.

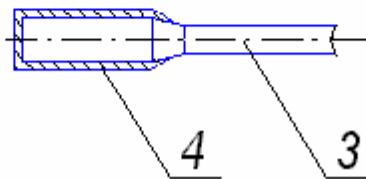
Основные технические характеристики полученного покрытия

Примеры	Толщина, мм	Коэффициент трения	Интенсивность линейного износа $\pm 20\%$	Микротвердость, ГПа
Предлагаемый	0,15 – 0,5	0,06 – 0,11	$4 \cdot 10^{-9}$	10 – 12

Результаты исследований позволили разработать способ нанесения композиционных самосмазывающихся покрытий [4], придающих паре трения высокую надежность в работе при отсутствии смазочного материала. Но данное покрытие в рамках проведенных исследований было получено только на алюминиевом сплаве, в то время как большинство пресс-форм изготавливаются без применения алюминиевых сплавов. Трущиеся элементы системы выталкивания (выталкиватели) изготавливают из углеродистых инструментальных сталей, прочность которых значительно выше прочности алюминиевых сплавов. Поэтому в пресс-формах, в которых трущиеся элементы изготовлены из алюминиевых сплавов (например, пресс-формы для литья обувных подошв), возможно нанесение покрытия непосредственно на трущиеся поверхности. В пресс-формах, где трущиеся узлы выполнены из инструментальных сталей, предлагаем использовать алюминиевые гильзы и втулки (см рисунок) заменяющие контакт стальных поверхностей на контакт алюминиевых поверхностей с покрытием. Применять этот способ необходимо исходя из целесообразности усложнения детали. Так, например, стоимость выталкивателя невелика по сравнению со стоимостью плиты, в которой расположено посадочное отверстие, где этот выталкиватель движется. Таким образом, не всегда целесообразно усложнять выталкиватель покрытой алюминиевой деталью. На рисунке показаны алюминиевые втулка 2 для защиты отверстия в плите 1 и гильза 4 для защиты выталкивателя 3. Представленные детали выполняются согласно установленным выше требованиям и перед установкой на рабочее место покрываются и проходят чистовую лезвийную обработку. Фиксация алюминиевой втулки в отверстии плиты достигается путем посадки с натягом. Фиксация алюминиевой гильзы достигается путем обжатия открытого торца гильзы вокруг шейки выталкивателя.



Повышение износостойкости выталкивателя



Конструкции алюминиевых деталей, необходимые для защиты
трущихся поверхностей стальных элементов пресс-форм
анодно-искровыми покрытиями

Представленное применение результатов исследований в деталях выталкивающей системы пресс-форм является итогом комплексного конструктивно-технологического подхода. Апробация результатов исследований применительно к деталям пресс-форм в производственных условиях показала увеличение срока службы оснастки более чем в 1,5 раза.

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. Филатов В.И., Корсаков В.Д. Технологическая подготовка процессов формования изделий из пластмасс. – Ленинград, 1991. – 340 с.
4. Пат. RU 2220233 С1. Способ электролитического нанесения антифрикционного покрытия на алюминии и его сплавах / А.Н. Болотов, Д.А. Зоренко, В.В. Новиков. 2003. Бюл. № 36.

УДК 621.891

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТОРОВ ВОЗНИКНОВЕНИЯ КОРРОЗИИ ПРИ МИКРОДУГОВОМ ОКСИДИРОВАНИИ АЛЮМИНИЯ И ЕГО СПЛАВОВ

В современном машиностроении нашли широкое применение узлы трения из алюминия и его сплавов, а также стальные детали с покрытием из этого цветного металла. Существенно повысить износостойкость их поверхности, а следовательно, надежность и долговечность работы механизма в целом позволяет применение технологии микродугового оксидирования (МДО) [1]. Наибольшее распространение для формирования высокопрочных и износостойких МДО-покрытий нашли слабощелочные электролиты с добавками жидкого стекла.

В начале оксидирования происходят процессы анодного растворения поверхности алюминия и ее пассивация. Постепенно увеличивается толщина оксидной пленки, возникает искрение. В течение достаточно короткого промежутка времени (от нескольких десятков секунд до минут) резко возрастает напряжение на обрабатываемой детали и соответственно уменьшается сила тока, проходящего через нее. Этот процесс можно назвать установкой режима микродугового оксидирования. В дальнейшем толщина покрытия плавно возрастает, также постепенно при этом увеличивается напряжение.

В некоторых случаях при установке режима МДО-обработки наблюдается нарушение сплошности керамического слоя, т.е. возникает коррозия. На поверхности алюминия возникают беловато-серые участки, на которых происходит растворение основного материала. В течение технологического процесса формирования покрытия их глубина может достигнуть 1 – 1,5 мм. Проведенные триботехнические испытания показали, что они резко снижают износостойкость поверхности, а при их большой площади практически сразу возникает катастрофический износ детали. Восстановление поверхности и нанесение нового керамического слоя без их полного механического удаления невозможны. Если же размеры детали в узле трения должны быть строго выдержаны, то она может быть подвергнута только вторичному использованию. Значительная стоимость материала детали и работы по ее изготовлению ставит задачу предотвращения причин возникновения коррозии при МДО-обработке.

Выявлено, что на возникновение участков повреждения существенно влияют факторы: сильное загрязнение поверхности, плотность тока, наличие примесей в электролите и ингибиторов коррозии.

Исследования [2] показали: несмотря на утверждения многих авторов [1, 3, 4] о том, что для МДО-обработки не требуется предварительной подготовки поверхности алюминия, она в некоторых случаях обязательна. Подготовка включает: механическую очистку поверхности от загрязнений, травление в кислоте.

Для приготовления электролита желательно использовать дистиллированную воду. При ее отсутствии можно применять воду с содержанием примесей не более 0,1 – 0,15 г/л.

При анодировании плотность тока неодинакова на различных участках поверхности деталей. Наибольшая плотность тока наблюдается на внешних поверхностях образцов, наименьшая – на наиболее удаленных, возможно даже частично экранированных от противоиэлектрода участках. Исследования показали, что при снижении плотности тока менее 3 А/дм² может возникнуть нарушение сплошности керамического покрытия. Предотвратить это явление можно двумя способами: увеличением силы тока, проходящего через деталь, а также более равномерным распределением его плотности по всей поверхности образца путем изменения состава электролита.

В качестве ингибитора коррозии в электролите можно использовать жидкое стекло. Однако при его содержании более 15 г/л наблюдается ухудшение физико-механических и триботехнических характеристик керамического слоя.

Задача предотвращения коррозии металла при микродуговом оксидировании алюминия и его сплавов имеет многовариантный характер. Решение ее требует учета всех факторов, влияющих на данный процесс.

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. Новиков В.В. Создание и комплексное исследование алмазосодержащих керамических трибоматериалов для узлов трения различного назначения: Дис. ... канд. техн. наук. – М., 1998. – 190 с.
3. Федоров В.А. Разработка основ применения легких сплавов в качестве материалов триботехнического назначения за счет формирования поверхностного керамического слоя: Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – М., 1993. – 49 с.
4. Черненко В.И., Снежко Л.А., Папанова И.И. Получение покрытий анодно-искровым электролизом. – Л.: Химия, 1991. – 128 с.

УДК 621

О.В. Кретинин¹, С.С. Горбунов¹, Е.А. Мотова², А.Н. Крылов¹, Д.Е. Хохлов¹

¹Нижегородский государственный технический университет

²Нижегородский филиал Института машиноведения РАН

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЭКСПРЕСС-ОЦЕНКИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ИЗНОСА МАТЕРИАЛОВ

Большинство узлов трения машин и механизмов работают в условиях интенсивного изнашивания, характеризующегося значительным снижением их надежности по критерию износостойкости. Это касается трибосопряжений из различных конструкционных материалов, от работоспособности которых существенно зависит надежность и долговечность оборудования, его производительность.

К настоящему времени разработаны и широко применяются целый ряд так называемых классических методов диагностики процессов износа. В условиях действующего производства главным недостатком является длительность проведения испытаний, которая в ряде случаев приводит к невозможности их проведения в целом. Поэтому проблема создания экспресс-методик оценки и прогнозирования износа является актуальной для многих предприятий машиностроения.

Цель настоящей работы заключается в изучение фрикционного взаимодействия конструкционных материалов, работающих в условиях воздействия высоких нагрузок и скоростей, с последующим созданием систем экспресс-оценки и прогнозирования процессов износа пар трения*.

Трибологические процессы, протекающие в зоне контактного взаимодействия, часто являются результатом граничного трения рабочих поверхностей и встречаются как в технологии машиностроения, так и в узлах деталей машин. Определение общих трибологических характеристик рабочей пары позволяет получить информацию об интенсивности изнашивания, а также оценить текущее состояние взаимодействующих тел. Одним из действенных методов диагностики трибологических параметров ответственных узлов деталей машин является метод совместной регистрации сигналов акустической эмиссии и естественной термо-ЭДС контакта. В настоящий момент все актуальнее становится вопрос разработки моделей, способных на основе измеренных параметров быстро формировать диагностическое заключение. Как показали предварительные испытания, од-

* Пат. N 97113268. Способ оценки интенсивности изнашивания контактирующих поверхностей / О.В. Кретинин, А.Р. Кварталов, А.Н. Лахонин, С.А. Кудрявцев.

ним из наиболее эффективных методов является метод нейросетевого моделирования.

Для доказательства возможности выявления неоднородностей поверхностного слоя контртел в паре трения с помощью сигнала термо-ЭДС был поставлен проверочный эксперимент. Основная идея эксперимента состоит в получении поля пространственного распределения сигнала переменной составляющей термо-ЭДС, генерируемой при сканировании индентором поверхности металлического образца, и сопоставления его с распределением свойств поверхностного слоя.

Алгоритм проведения серии экспериментов: регистрируются сигналы E и A с привязкой к месту их генерации, затем путем поперечного смещения индентора регистрируются сигналы на смежной трассе с последующим расчетом параметров сигнала A и его классификацией. Измеряемые при этом «привязанные» к месту генерации сигналы E после выделения границ с помощью граничного функционала подвергались обработке методами кластерного и нейросетевого анализа для выделения классов, характеризующих тип взаимодействия. В результате сравнения обработанных реплик, полученных с соседних трасс, случайные данные могли быть отброшены.

Остановимся подробнее на математической обработке сигнала E с целью классификации зон стационарности контактного взаимодействия.

Полученное в результате регистрации поле значений сигналов описывается с помощью граничного функционала, представляющего собой модуль многомерного вектора разности между (ПСМ), характеризующими два соседних участка поверхности:

$$G(i, j) = \sqrt{\sum_{k=1}^n (f_i^k - f_j^k)^2},$$

где i, j – номера соседних по ходу перемещения участков поверхности; k – номер частотной полосы спектра; f – мощность сигнала в выделенной полосе; n – общее число учитываемых частот.

После вычисления G для каждого участка поверхности получаем массив значений граничного функционала. Области стационарности соответствуют временным участкам, где граничный функционал не превышает порогового значения. Каждый такой порог разделяет две зоны однородности. После выделения участков стационарности сигнала E они представляют собой объекты классификации. Совокупность G -функций для ряда параллельных трасс представляет граничный функционал $G(x, y)$, где x, y – координаты в плоскости образца.

Выделенные путем расчета функционала $G(x, y)$ участки на поверхности, по предположению, являются участками с однородными во фрикционном смысле свойствами.

Согласно теории распознавания образов далее необходимо сформировать рабочий словарь признаков. Для исследуемых зон однородности в качестве признаков использовались многомерные векторы плотности спектров мощности сигнала E ; при этом размерность пространства признаков определялась количеством полос частот, для которых осуществлялся расчет ПСМ.

После формирования признакового пространства, описания зон однородности на языке этих признаков можно производить процедуру классификации этих признаков. Поскольку сигналы E , характеристики которых выступают в качестве признаков, «привязаны» к месту их генерации на линии контакта благодаря использовавшимся в эксперименте датчикам положения, то обнаруженные в результате классы также будут соответствовать конкретным участкам поверхности образца.

След от индентора включает в себя участки различных типов контактного взаимодействия. Для классификации используется геометрическая модель представления участков однородности. В пределах выделенного во временной области участка стационарности находится спектр мощности сигнала. Далее вышеописанным образом находится представление спектра мощности в виде многомерного вектора T . В результате получается набор векторов T_i ($i = 1 \dots N$, где N – число участков однородности сигнала), соответствующих участкам однородности поверхности. Векторы, концы которых близко расположены друг к другу, соответствуют сигналам со схожими спектрами.

Задача классификации состоит в определении в некоторой области пространства признаков Ω скалярного поля R , характеризующего отношение векторов T к некоторой подобласти пространства признаков R . Для этого был использован механизм самообучающихся нейронных сетей.

Основу каждой нейронной сети составляют относительно простые, в большинстве случаев однотипные элементы (нейроны), имитирующие работу нейронов мозга.

В поставленной задаче точки (признаки) X , задаваемые группой однонаправленных входных связей $X = \{X_1, \dots, X_n\}$ нейрона, соответствуют концам векторов T , которые, в свою очередь, характеризуют спектры участков однородности сигнала. Каждый нейрон имеет выходную связь Y , с которой сигнал (возбуждения или торможения) поступает на входы следующих нейронов. Нейрон характеризуется своим текущим состоянием S . Уравне-

ние внутренней функции нейрона представляет собой гиперплоскость в n -мерном пространстве признаков, а выходное значение Y – значение скалярного поля Y в данной точке X из области Ω :

$$S = \sum_{i=1}^N W_{ij} \cdot x_i .$$

Составляя сеть из нейронов, можно получить классификатор для различного вида пространства признаков и разделяющей классы кривой.

Основу классификатора, используемого для выделения на поверхности трения микроучастков однородности, составляет однослойная полносвязная нейронная сеть с алгоритмом обучения Кохонена. Процесс подстройки весовых коэффициентов носит итерационный характер: в каждой итерации на вход сети подается вектор T_i из последовательности участков однородности сигнала, затем производится подстройка весовых коэффициентов у нейрона, значения которых наилучшим образом походит на входное значение T_i .

Сеть позволяет обобщать входные воздействия, которые вызывают более или менее одинаковую реакцию нейронов. Классификация зон стационарности фрикционного взаимодействия в проверочном эксперименте производилась именно с использованием вышеописанного аппарата.

Для сопоставления полученных классов с реальными свойствами контакта с целью создания банка типовых взаимодействий важно проведение эталонных испытаний, в ходе которых измеряются интегральные параметры (твердость, предел текучести и т.п.) либо производится анализ других полей макропризнаков, например, видеосигнала в конкретных областях на плоскости образца с учетом полученного поля E . Конкретный тип интегрального параметра выбирается исходя из того, какая библиотека классов создается (банк типов изнашивания, дефектов поверхностного слоя, характера фрикционного контакта и т.д.) В результате сопоставления полученных классов с реальными контактными процессами или свойствами поверхности образца можно в дальнейшем исключить из рассмотрения те классы, которые не соответствуют областям однородности эталонных признаков. Оставшиеся классы, сопоставленные с распределением макрополей, могут быть использованы в качестве библиотеки типов контактного взаимодействия и изнашивания, описанных на «языке» сигнальных полей E и A . После проведения эталонных испытаний мы получим возможность экспресс-оценки и прогнозирования процессов фрикционного контакта и износа и свойств поверхностного слоя образца.

УДК 532.6:541.8

Н.Ю. Сдобняков, А.Н. Базулев, В.М. Самсонов
Тверской государственной университет**РАСЧЕТ ИЗБЫТОЧНОЙ СВОБОДНОЙ ЭНЕРГИИ НАНОКАПЕЛЬ И НАНОКРИСТАЛЛОВ ВО ВТОРОМ ПРИБЛИЖЕНИИ ТЕОРИИ ВОЗМУЩЕНИЙ¹**

Следуя Л.М. Щербакову [1] и нашим предыдущим работам [2 – 6] мы использовали термодинамическую теорию возмущений (ТТВ) для нахождения избыточной свободной энергии малых капель и кристаллов различной природы. В соответствии с ТТВ [7 – 9] избыточная (по сравнению с невозмущенным состоянием) свободная энергия $\Psi = F - F_0$ находится как средняя энергия возмущения $\langle U \rangle_0$, отвечающая невозмущенному распределению Гиббса. В рассматриваемом случае Ψ отвечает избыточной свободной энергии малого объекта, а энергия возмущения $\langle U \rangle_0$ – выделению соответствующего сферического объема радиусом 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. Соответственно удельная свободная поверхностная энергия будет совпадать с поверхностным натяжением $\gamma(R)$.

Известно, что потенциальная часть внутренней энергии малого объема выделенного в массивной жидкости, может быть представлена в виде

$$U(r_1, \dots, r_{N_1}) = U_0(r_1, \dots, r_{N_1}) + U_{pert}(r_1, \dots, r_{N_1}), \quad (1)$$

где U_0 – энергия стандартной системы, т.е. того же объема, расположенного внутри массивной фазы. Следуя [1 – 6], энергию возмущения U_{pert} в (1) можно найти как половину энергии взаимодействия объема V_1 с его окружением (объемом V_2) в массивной фазе:

$$U_{pert}(r_1, \dots, r_{N_1}) = -U_{12}/2 > 0.$$

Положительность энергии возмущения вытекает из отрицательности энергии взаимодействия объемов V_1 и V_2 . Введение множителя 1/2 объясняется тем, что энергия взаимодействия U_{12} в равной степени относится как к объему V_1 , так и к объему V_2 . С точностью до членов второго порядка малости выражение для конфигурационного интеграла малого объекта можно представить в виде

¹ Работа выполнена при поддержке РФФИ грант № 04-03-32214-а.

$$\begin{aligned}
Q &= \int \dots \int \exp\left(-\frac{U_0 + U_{pert}}{kT}\right) dr_1, \dots, dr_{N_1} \approx \int \dots \int \exp\left(-\frac{U_0}{kT}\right) \left(1 - \frac{U_{pert}}{kT} + \frac{1}{2} \frac{U_{pert}^2}{(kT)^2}\right) dr_1, \dots, dr_{N_1} = \\
&= Q_0 \left(1 - \frac{\langle U_{pert} \rangle_0}{kT} + \frac{1}{2} \frac{\langle U_{pert}^2 \rangle_0}{(kT)^2}\right),
\end{aligned}$$

где $Q_0 = \int \dots \int \exp\left(-\frac{U_0}{kT}\right) dr_1, \dots, dr_{N_1}$ – конфигурационный интеграл стандартной (невозмущенной) системы; величины $\langle U_{pert} \rangle_0$ и $\langle U_{pert}^2 \rangle_0$ представляют собой средние, вычисленные по невозмущенному распределению Гиббса $\exp(-U_0/kT)$. Для конфигурационной свободной энергии Гельмгольца с точностью до членов второго порядка найдем

$$F^{(конф)} = -kT \ln Q = F_0^{(конф)} + \langle U_{pert} \rangle_0 - \frac{1}{2kT} \left\langle (U_{pert} - \langle U_{pert} \rangle_0)^2 \right\rangle_0. \quad (2)$$

Учитывая, что $\Psi = F - F_0 = F^{(конф)} - F_0^{(конф)}$, из (2) окончательно находим

$$\Psi = \langle U_{pert} \rangle_0 - \frac{1}{2kT} \left\langle (U_{pert} - \langle U_{pert} \rangle_0)^2 \right\rangle_0. \quad (3)$$

Второе слагаемое правой части отвечает среднеквадратичной флуктуации энергии возмущения. В первом приближении ТТВ

$$\Psi = \langle U_{pert} \rangle_0 = -\frac{\langle U_{12} \rangle_0}{2}, \quad (4)$$

т.е. избыточная свободная энергия малого объекта равна среднему значению избытка его потенциальной энергии, которым обладают молекулы капли по сравнению с таким же числом молекул внутри бесконечно протяженной фазы, найденному при помощи невозмущенного распределения Гиббса. Невозмущенному распределению Гиббса будет отвечать невозмущенная бинарная функция распределения, совпадающая для однородной материнской фазы с радиальной функцией распределения $g(r)$.

Согласно [7] первое приближение ТТВ применимо, если энергия возмущения в расчете на одну частицу будет много меньше kT . Однако этот вывод основывается на том, что относительная среднеквадратичная флуктуация энергии возмущения в (3) будет равна $1/\sqrt{N}$:

$$\left(U_{pert} - \langle U_{pert} \rangle_0 \right)^2 = \langle U_{pert} \rangle_0^2 / N_1. \quad (5)$$

Такой вывод адекватен только для модели идеального газа. В общем же случае вместо знака равенства в (5) должен стоять знак пропорциональности. В соответствии с этим, следует отдельно оговорить критерий применимости первого приближения ТТВ (4). Необходима надежная оценка члена второго порядка в разложении свободной энергии (3), и только после этого можно будет судить о корректности обоснования формулы (4).

Оценка влияния второго приближения теории возмущений на расчет избыточной свободной энергии наночапель

Рассмотрим теперь оценку члена второго порядка в формуле (3). Для оценки $\langle U_{12} \rangle_0$ воспользуемся соотношением

$$\langle U_{12} \rangle_0 = n^2 \int \int_{V_1 V_2} \Phi(r_{12}) g(r_{12}) dV_1 dV_2. \quad (6)$$

Как видно из выражения (6), флуктуации величин U_{12} и U_{12}^2 должны определяться, прежде всего флуктуацией плотности числа молекул n в объеме V_1 . В (6) под n^2 подразумевается произведение средних плотностей в объемах V_1 и V_2 . Далее во избежание громоздкости выражений будем обозначать средние величины чертой над соответствующим символом. В результате флуктуации плотности n в объеме V_1 может отличаться от средней плотности \bar{n} . Если исходить из вполне разумного допущения, что влиянием малых флуктуаций плотности на радиальную функцию распределения можно пренебречь, то для неусредненного по ансамблю значения U_{12} и значения \bar{U}_{12} , усредненного по каноническому ансамблю объектов, отвечающих малому объему V_1 , содержащему в термодинамическом пределе число молекул $N_1 = n_0 V_1$, будем иметь $U_{12} = n \bar{I}$, $\bar{U}_{12} = \bar{n} I$, где $I = \int \int_{V_1 V_2} \Phi(r_{12}) g(r_{12}) dV_1 dV_2$. Квадрат среднеквадратичной флуктуации энергии будет равен в рассматриваемом приближении квадрату среднеквадратичной флуктуации плотности:

$$\frac{\overline{U_{12}^2 - \bar{U}_{12}^2}}{\bar{U}_{12}^2} = \frac{\overline{U_{12}^2} - \bar{U}_{12}^2}{\bar{U}_{12}^2} = \frac{\overline{n^2} - \bar{n}^2}{\bar{n}^2}.$$

Из термодинамической теории флуктуаций [10] известно, что

$$\frac{\overline{n^2} - \bar{n}^2}{\bar{n}^2} = kT \frac{\beta_T}{V_1},$$

где β_T – изотермическая сжимаемость, причем, как уже отмечалось выше, лишь в приближении идеального газа $\beta_T = p^{-1}$, и $(\overline{n^2} - \bar{n}^2) / \bar{n}^2 = 1/N_1$.

Окончательно находим

$$\frac{\overline{U_{12}^2} - \bar{U}_{12}^2}{\bar{U}_{12}^2} = \frac{kT \beta_T}{V_1}.$$

Во втором приближении ТТВ

$$F = F_0 - \frac{1}{2} \bar{U}_{12} \left(1 + \frac{\bar{U}_{12}}{2kT} \frac{kT \beta_T}{V_1} \right).$$

Соответственно, критерий применимости первого приближения ТТВ может быть представлен в виде

$$-\frac{\bar{U}_{12}\beta_T}{V_1} \ll 1. \quad (7)$$

Поскольку сжимаемость жидкости мала, можно ожидать, что этот критерий будет достаточно хорошо выполняться. Особого анализа требует случай очень малых V_1 . Используя формулу Русанова [11], установлено, что при малых размерах объекта удельная свободная поверхностная энергия будет пропорциональна R : $\sigma = KR$, где K – коэффициент пропорциональности. В этом приближении для σ критерий применимости первого порядка ТТВ (7) сводится к условию $3K\beta_T \ll 1$ (табл. 1).

Таблица 1. К выполнению критерия применимости первого приближения ТТВ для расчета избыточной свободной энергии Ψ

Вещество	T, K	$\beta_T, 10^{-11} Pa^{-1}$,	$K, 10^7 Pa$,	$3K\beta_T$
Вода	300	45 [12]	14,2 [5]	0,192
Алюминий	932	1,26 [12]	270 [14]	0,099
Неон	25	100 [13]	4,2 [15]	0,126
Аргон	84	34,97 [12]	7,4 [15]	0,078
Криптон	116	74,63 [12]	8,5 [15]	0,189
Ксенон	162	27,55 [12]	9,1 [15]	0,075

Расчет избыточной свободной энергии нанокристаллов во втором приближении теории возмущений

Избыточную свободную энергию гранецентрированных кубических (ГЦК) кристаллов можно представить виде

$$\Psi = \Phi(r_1)f(Z_i, L^*, \alpha, \beta), \quad (8)$$

где $\Phi(r_1)$ – значение потенциала межмолекулярного взаимодействия, отвечающее первой координационной сфере; $f(Z_i, L^*, \alpha, \beta)$ – некоторая функция, описывающая вклад координационных сфер в общий баланс энергии; L^* – приведенный размер кристалла в периодах решетки, $\alpha = \Phi(r_2)/\Phi(r_1)$, $\beta = \Phi(r_3)/\Phi(r_1)$ – константы, определяющие вклад координационных сфер через отношение значений потенциалов. Если $r_i = const$, то в разложении избыточной свободной энергии (3) слагаемое, отвечающее среднеквадратичной флуктуации, будет равно нулю.

Строгий расчет второго члена правой части выражения (3) затруднителен, поэтому ограничимся оценкой. Как отмечается в [7], для объемной фазы энергия U и ее среднеквадратичная флуктуация $(U - \bar{U})^2$ пропорциональны числу молекул N . Множитель $f(Z_i, L^*, \alpha, \beta)$ является некоторой функцией числа молекул, содержащихся в малом объекте. Очевидно, среднеквадратичная флуктуация энергии малого объекта при использовании (8), будет определяться той же функцией:

$$\langle U^2 \rangle - \langle U \rangle^2 = |f(Z_i, L^*, \alpha, \beta)| \left[\langle \Phi^2(r) \rangle - \langle \Phi(r) \rangle^2 \right], \quad (9)$$

причем в этом соотношении фигурируют средние значения параметров α и β . Функция $f(Z_i, L^*, \alpha, \beta)$ берется по модулю в виду положительности среднеквадратичной флуктуации энергии:

$$\langle (U - \langle U \rangle)^2 \rangle_0 = \langle U^2 \rangle - 2\langle U \rangle \langle U \rangle + \langle U \rangle^2 = \langle U^2 \rangle - \langle U \rangle^2 > 0.$$

Задача сводится к оценке средних значений величин $\Phi(r)$ и $\Phi^2(r)$. Будем исходить из того, что отклонения величины r от значения r_1 , отвечающего радиусу первой координационной сферы, связаны с тепловыми колебаниями атомов. Достаточно оценить амплитуду этих колебаний, поскольку направления, в которых смещаются частицы, не являются принципиальными, так как они равновероятны. Кроме того, в потенциал $\Phi(r)$ не входят угловые переменные. Таким образом,

$$\langle \Phi(r) \rangle = \frac{1}{2\xi} \int_{r_1-\xi}^{r_1+\xi} \Phi(r) dr, \quad (10)$$

где ξ – амплитуда колебаний радиуса первой координационной сферы (далее рассмотрим метод ее определения); множитель $1/2\xi$ – можно обосновать следующим образом: поскольку отклонение радиуса координационной сферы от среднего значения мало, то распределение значений можно считать равномерным. Аналогично

$$\langle \Phi^2(r) \rangle = \frac{1}{2\xi} \int_{r_1-\xi}^{r_1+\xi} \Phi^2(r) dr. \quad (11)$$

Перейдем в выражении (9) к удельной свободной поверхностной энергии, тогда

$$A\sigma^{(2)} = A\sigma^{(1)} - \frac{1}{2kT} (\langle U^2 \rangle - \langle U \rangle^2),$$

или

$$A\sigma^{(2)} = A\sigma^{(1)} - \frac{|f(Z_i, L^*, \alpha, \beta)|}{2kT} (\langle \Phi^2(r) \rangle - \langle \Phi(r) \rangle^2), \quad (12)$$

преобразуем (12), учитывая, что $\sigma^{(1)} = \Phi(r_1)f(Z_i, L^*, \alpha, \beta)/A$, окончательно удельную свободную поверхностную энергию во втором приближении ТТВ можно записать в виде

$$\sigma^{(2)} = \sigma^{(1)} \left[1 - \frac{1}{2kT} \frac{(\langle \Phi^2(r) \rangle - \langle \Phi(r) \rangle^2)}{|\Phi(r_1)|} \right]. \quad (13)$$

Формула (13) представляет собой общее выражение для удельной свободной энергии нанокристаллов во втором приближении, в котором явный вид потенциала не заложен. Перепишем выражение (13) в виде

$$\sigma^{(2)} = \sigma^{(1)}(1 - \tau),$$

где безразмерный параметр τ будем определять в дальнейшем.

В выражениях (10) и (11) присутствует величина ξ , по смыслу являющаяся амплитудой изменения радиуса первой координационной сферы. Оценку данной величины можно производить несколькими способами, рассмотрим их подробнее.

Пусть $U(R_0)$ – потенциальная энергия системы, состоящей из двух атомов, находящихся в состоянии равновесия на расстоянии R_0 . Если расстояние между атомами увеличивается на величину ΔR , то новую величину потенциальной энергии можно записать в виде ряда

$$U(R) = U(R_0) + \left(\frac{dU}{dR}\right)_{R_0} \Delta R + \frac{1}{2} \left(\frac{d^2U}{dR^2}\right)_{R_0} (\Delta R)^2 + \dots$$

Для силы, вызванной изменением межатомного расстояния на ΔR , имеем

$$F = -\frac{dU}{d\Delta R} = -\left(\frac{dU}{dR}\right)_{R_0} - \left(\frac{d^2U}{dR^2}\right)_{R_0} \Delta R + \dots$$

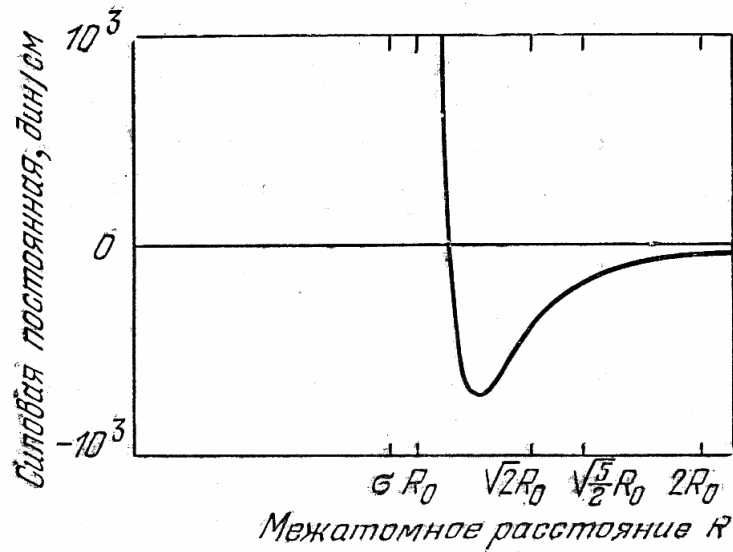
Однако нас не интересует член $-(dU/dR)_{R_0}$, потому что, во-первых, он не зависит от ΔR , а, во-вторых, при суммировании по всем взаимодействующим с данным атомом результирующая сила в состоянии равновесия должна равняться нулю. В данном случае силовая постоянная C определяется соотношением $F = -C\Delta R$ и

$$C = \left(\frac{d^2U}{dR^2}\right)_{R_0}. \quad (14)$$

Выражение (14) характеризует вклад этой пары атомов в силовую постоянную. Учитывая действие ближайших соседей, например для гранецентрированной кристаллической решетки первое координационное число $Z_1 = 12$, полная силовая постоянная, характеризующая взаимодействие со всеми атомами ближайшего окружения, будет равна $C_{tot} = CZ_1/2$; коэффициент $1/2$ означает, что энергия взаимодействия в равной степени принадлежит каждому из двух взаимодействующих атомов. Если в качестве потенциала взаимодействия выбрать потенциал Леннарда-Джонса [13], то силовая постоянная будет иметь вид

$$C = \left(\frac{d^2U}{dR^2}\right)_{R_0} = \frac{24\epsilon\zeta^2}{R_0^2} (26\zeta^6 - 7), \quad (15)$$

где $\zeta = a/R_0$ – отношение эффективного диаметра молекулы к равновесному расстоянию между атомами кристаллической решетки. Зависимость $C = f(R)$ для потенциала Леннарда-Джонса для аргона приведена на рисунке.



Зависимость силовой постоянной C от межатомного расстояния для случая взаимодействия двух атомов аргона согласно потенциалу Леннарда-Джонса (данные взяты из [13]). По горизонтальной оси отложены расстояния между ближайшими, вторыми, третьими и четвертыми соседями

Для потенциала Морзе [16] выражение аналогичное формуле (15) будет иметь вид

$$C = \left(\frac{d^2 U}{dR^2} \right)_{R_0} = \frac{128\epsilon}{R_0^2}. \quad (16)$$

При использовании специфического дисперсионного потенциала Хартри-Фока, модифицированного специально для аргона [17], очевидно получим аналогичный результат, как в случае использования потенциала Леннарда-Джонса. Таким образом, для результатов расчета амплитуды колебаний ξ значения, отвечающие потенциалу Морзе, можно считать верхней границей для оценки влияния второго приближения, а значения, отвечающие потенциалу Леннарда-Джонса – нижней границей. Для алюминия, взаимодействия атомов которого описываются потенциалом Шиффа [18], выражение для силовой постоянной весьма громоздко, поэтому его аналитический вид не приводится.

Согласно выражениям (15) и (16), можно получить значения силовой постоянной взаимодействия атомов инертных газов, находящихся в равновесии (табл. 2). Зная значение C_{tot} , согласно закону сохранения энергии можно приравнять всю энергию атома kT к потенциальной энергии упругой деформации $C_{tot}\xi^2/2$:

$$\frac{C_{tot}\xi^2}{2} = kT. \quad (17)$$

Следуя (17) можно оценить амплитуду колебаний атома в кристалле ξ (см. табл. 2). Оценивалась амплитуда колебаний, отвечающая температуре плавления кристалла.

Таблица 2. Значение силовой постоянной взаимодействия атомов инертных газов, алюминия и амплитуды колебаний атомов для различных потенциалов

Вещество	T, K	ζ [13]	$C_{tot}, H/m$		$\xi, \text{Å}$		τ	
			(15) ¹	(16) ²	[13]	[16]	[13]	[16]
Неон	24,63	0,877	1,626	3,920	0,2045	0,1317	0,001	0,001
Аргон	83,85	0,901	6,276	9,072	0,1920	0,1597	0,003	0,001
Криптон	115,78	0,909	8,731	9,746	0,1913	0,1811	0,004	0,002
Ксенон	161,3	0,917	12,346	12,987	0,1899	0,1851	0,005	0,001
Алюминий ³	932	0,894	1458,908		0,0421		0,008	

Примечания: ¹ Расчет с использованием потенциала Леннарда-Джонса [13]; ² потенциала Морзе, параметр $\alpha r_c = 8$ [16]; ³ потенциала Шиффа [18].

Наиболее простым оценочным способом можно считать определение амплитуды колебаний атома согласно Гегузину [19]. Согласно закону сохранения энергии вся энергия атома kT будет запасена в виде потенциальной энергии $\frac{\varphi \xi^2}{2}$, где φ – постоянная величина, характеризующая упругие свойства кристалла. Тогда можно записать

$$\frac{\varphi \xi^2}{2} = kT$$

и, следовательно,

$$\xi = \sqrt{\frac{2kT}{\varphi}}.$$

В полученную формулу входит неизвестная величина φ , впрочем, ее не трудно связать с известными характеристиками кристалла. Если переписать формулу, выражающую закон Гука, в виде

$$\frac{F}{R^2} = -\frac{\varphi}{R} \frac{x}{R}$$

(x/R – относительное смещение атома, R – межатомное расстояние), то легко заметить, что F/R^2 – напряжение, действующее на атом, а φ/R имеет смысл модуля упругости E . В итоге получим

$$\xi = \sqrt{\frac{2kT}{ER}} \sim \sqrt{T}. \quad (18)$$

Из теории изотропных твердых тел известно, что модуль упругости E связан с модулем всестороннего сжатия следующим образом:

$$K = \frac{E}{3}(1 - 2\rho),$$

где ρ – коэффициент Пуассона, в качестве оценки его значение можно

принять $\rho = 0,3$ (данное значение соответствует среднему коэффициенту Пуассона для большинства твердых тел). На основе экспериментальных данных [12, 13] по модулю всестороннего сжатия легко вычислить и значение модуля упругости E .

Оценка второго слагаемого для различных потенциалов межмолекулярного взаимодействия, описывающего нанокристаллы инертных газов (потенциалы Леннарда-Джонса [13] и Морзе [16]) и алюминия (потенциал Шиффа [18]), представлена в табл. 3. В целом из анализа табл. 3 видно, что вклад второго приближения в удельную свободную поверхностную энергию составляет для всех веществ с использованием как потенциала Леннарда-Джонса, так и потенциала Морзе менее 2 % от первого приближения. Для алюминия вклад второго приближения составляет 6,6 %, возможно, это связано с особенностями осциллирующего потенциала Шиффа. Сравнивая результаты расчетов, представленные в табл. 2 и 3, с использованием двух описанных выше способов можно прийти к выводу: учет второго приближения в целом незначительно влияет на размерную зависимость удельной свободной поверхностной энергии, а лишь несколько корректирует расчетные значения для σ_{∞}, K и δ . Совпадение расчетных значений параметра τ при использовании этих двух способов подтверждает возможность их адекватного применения. В заключении отметим, что интегралы (10) и (11) чувствительны к изменению параметра ξ , поэтому при расчетах мы намеренно использовали амплитуду колебаний, соответствующую температуре плавления кристалла.

Таблица 3. Оценка вклада второго приближения ТТВ в удельную свободную поверхностную энергию согласно формуле (18) с использованием различных потенциалов межмолекулярного взаимодействия

Вещество	T, K	$R, \text{Å} [13]$	$E, 10^9 Pa [12, 13]$	$\xi, \text{Å}$	τ	
					[13]	[16]
Неон	24,63	3,13	7,50	0,1701	0,001	0,003
Аргон	83,85	3,76	21,45	0,1694	0,002	0,001
Криптон	115,78	4,01	10,05	0,2816	0,016	0,009
Ксенон	161,3	4,35	27,23	0,1939	0,005	0,001
Алюминий	932	2,86	591,58	0,1233	0,066 [18]	

Применение второго приближения ТТВ для нанокристаллов инертных газов и алюминия показало, что для всех исследованных нами систем учет второго приближения не изменяет характер зависимости поверхностного натяжения, а лишь уточняет расчетные значения для σ_{∞}, K и δ , причем наши результаты хорошо согласуются с имеющимися экспериментальными данными.

Библиографический список

1. Щербаков Л.М. Оценка избыточной свободной энергии малых объектов // Исследования в области поверхностных сил. – М.: Наука, 1964. – С. 17-25.
2. Investigation of the Microdrop Surface Tension and the Linear Tension of the Wetting Perimeter on the Basis of Similarity Concepts and the Thermodynamic Perturbation Theory / V.M. Samsonov, L.M. Shcherbakov, A.R. Novoselov, A.V. Lebedev // Colloids and Surfaces. – 1999. – V. 160. – I. 2. – P. 117-121.
3. Самсонов В.М., Муравьев С.Д., Базулев А.Н. Поверхностные характеристики, структура и стабильность нанометровых микрочастиц // Журнал физической химии. – 2000. – Т. 74. – № 11. – С. 1971-1976.
4. Samsonov V.M., Bazulev A.N., Muravyev S.D. Investigation of the Surface Tension of Metal Microdrops on the Basis of the Thermodynamic Perturbation Theory // Transactions of Joining and Welding Research Institute. (Osaka). – 2001. – V. 30. – P. 293-298.
5. Базулев А. Н., Самсонов В. М., Сдобняков Н. Ю. Применение термодинамической теории возмущений к расчету межфазного натяжения малых объектов. // Журнал физической химии. – 2002. – Т. 76. – №11. – С. 2073-2077.
6. Samsonov V.M., Bazulev A.N., Sdobnyakov N. Yu. On Applicability of Gibbs Thermodynamics to Nanoparticles // Central European Journal of Physics. – 2003. – V. 1. – №3. – P. 474-484.
7. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика. Т.5: Статистическая физика. Ч. 1. – М.: Наука, 2002. – 616 с.
8. Фейнман Р. П. Статистическая механика. – М.: Мир, 1975. – 407 с.
9. Смирнова Н.А. Методы статистической термодинамики в физической химии. – М.: Высшая школа. 1982. – С. 282.
10. Руммер Ю.Б., Рывкин М.Ш. Термодинамика, статистическая физика и кинетика. – Новосибирск: Изд-во Новосиб. ун-та; Сиб. унив. изд-во, 2001. – 608 с.
11. Русанов А.И. Фазовые равновесия и поверхностные явления. – Л.: Химия, 1967. – 388 с.
12. Физические величины: Справочник. – М.: Энергия, 1991. – С. 86-96.
13. Киттель Ч. Введение в физику твердого тела. – М.: Наука, 1978. – 792 с.
14. Investigation size dependence of the surface tension of solid nanoparticles on the basis the thermodynamic perturbation theory / N.Yu. Sdobnyakov, V.M. Samsonov, A.N. Bazulev, I.V. Stepnikov // Single crystal growth and heat and mass transfer: Proceedings of 5th international conference. – Obninsk: Institute for physics and power engineering, 2003. – V. 2. – P. 668-674.
15. Samsonov V.M., Bazulev A.N., Sdobnyakov N.Yu. A Thermodynamic Approach to Mechanical Stability of Nanosized Particles // Central European Journal of Physics. – 2003. – V. 1. – №2. – P. 344-354.
16. Смирнов Б.М. Скейлинг в атомной и молекулярной физике. // Успехи физических наук. – 2001. – Т. 171. – № 12. – С. 1291-1315.
17. Aziz R.A. Accurate Thermal Conductivity Coefficients for Argon Based on a State-of-the-Art Interatomic Potencial // International Journal of Thermophysics. – 1987. – V. 8. – №.2. – P. 193-204.
18. Schiff D. Computer Experiments on Liquid Metals // Physical Review Series II. – 1969. – V. 186. – №.1. – P. 151-159.
19. Гегузин Я.Е. Живой кристалл. – М.: Наука, 1981. – 192 с.

УДК 532.632

И.Е. Новиков, А.Р. Новосёлов
Тверской государственный университет**ОЦЕНКА ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ РЕБЕР**

В классической термодинамике при рассмотрении гетерогенных систем ограничиваются учетом избыточных свободных энергий, связанных с поверхностями раздела фаз. Однако еще Гиббс [1] указывал, что в окрестности линии пересечения межфазных поверхностей физическое состояние вещества отличается как от объемного, так и приповерхностного состояний. Общие термодинамические соотношения для гетерогенных систем можно уточнить, если наряду с поверхностными ввести линейные избытки экстенсивных величин. В работе проведена оценка линейной плотности избыточной свободной энергии (линейного натяжения) ребра, образованного пересечением двух плоских межфазных поверхностей. Рассматриваемая система представлена на рис. 1.

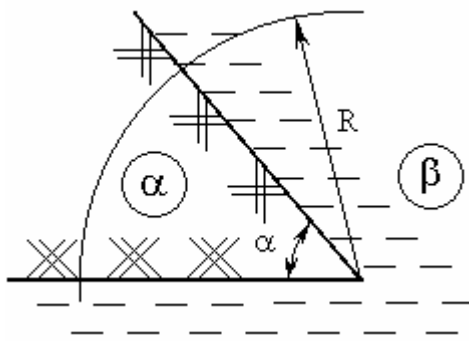


Рис. 1. К определению линейного натяжения ребра

Фаза α заполняет внутреннюю часть двугранного угла α , а фаза β занимает пространство вне этого угла. Линейная плотность избыточной свободной энергии κ определяется соотношением

$$\kappa = \lim_{R \rightarrow \infty} (F - 2R\sigma),$$

где F – избыточная свободная энергия части системы, заключенной внутри цилиндра единичной длины радиусом R , ось которого совпадает с линией контакта; σ – удельная свободная энергия межфазной поверхности.

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

Свободная энергия F определялась с помощью термодинамической теории возмущений [2 – 3], в соответствии с которой избыточная свободная энергия в первом приближении равна потенциальной энергии возмущения. Методика расчета аналогична методике, использованной нами в

работе [4] для нахождения линейного натяжения периметра смачивания. В нашем случае возмущение состоит в выделении частей системы из соответствующих массивных фаз и помещении их в новое окружение. Будем считать, что взаимное влияние межфазных поверхностей в окрестности линии их пересечения, обуславливающее вклад ребер в избыточную свободную энергию системы, связано преимущественно с дисперсионным взаимодействием молекул. Относительно дальнедействующий характер дисперсионных сил приводит к тому, что вызываемые ими эффекты являются малочувствительными к структуре вещества. Это оправдывает замену суммирования интегрированием при расчетах потенциальной энергии возмущения. Вычисление потенциальных энергий возмущения проводилось с использованием эффективных парных потенциалов межмолекулярного взаимодействия вида

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

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

$$\kappa = a \operatorname{ctg}(\alpha/2) [\sigma_\beta - \sigma_\alpha - 2\sigma \cos(\alpha/2)],$$

где σ_α , σ_β и σ – удельные свободные энергии межфазных поверхностей (α -пар), (β -пар) и (α - β) соответственно.

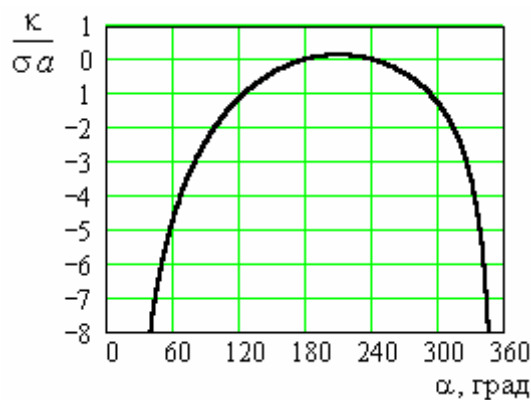


Рис. 2. Зависимость линейного натяжения κ ребра от угла α

Когда фаза β представляет собой пар вдали от критической точки, можно считать, что $\sigma_\beta = 0$, $\sigma_\alpha = \sigma$. При этом линейная плотность свободной энергии ребра оказывается равной

$$\kappa = -\sigma a \operatorname{ctg}(\alpha/2) [1 + 2 \cos(\alpha/2)].$$

Зависимость линейного натяжения ребра от угла α для системы твердое тело – пар изображена на рис. 2. При $\alpha \rightarrow 0$ и $\alpha \rightarrow 360^\circ$ $\kappa \rightarrow -\infty$. Это объясняется тем, что при $\alpha \rightarrow 0$ и $\alpha \rightarrow 360^\circ$ размер примыкающей к ребру области,

в которой проявляется взаимное влияние пересекающихся межфазных поверхностей, неограниченно возрастает. При $\alpha = 180^\circ$, когда ребро исчезает, $\kappa = 0$.

Как показывают проведенные оценки, линейные натяжения ребер, как правило, отрицательны. Абсолютные значения линейных натяжений по порядку величины близки к σa . Если принять $\sigma = 50$ мДж/м², $a = 4 \cdot 10^{-10}$ м, $\alpha = 90^\circ$, то $\kappa = -5 \cdot 10^{-8}$ мДж/м. По знаку и порядку величины совпадают с результатами оценок Чураева и Старова линейного натяжения периметра основания капли жидкости на твердой подложке, покрытой тонкой равновесной пленкой [5].

Результаты расчетов могут быть использованы при изучении разнообразных микрогетерогенных систем, содержащих твердые фазы. Как отмечал Фольмер [6], теорема Вульфа о равновесной форме монокристалла справедлива лишь при условии пренебрежения свободной энергией ребер по сравнению с суммой произведений площадей граней и удельных свободных поверхностных энергий. В области малых размеров монокристалла это предположение может оказаться незаконным. Оценки линейного натяжения ребер и его зависимости от угла между гранями могут помочь обобщить теорему Вульфа для случая микрокристаллов.

Еще одной областью применения полученных результатов может явиться анализ условий возникновения зародышевых микротрещин при исследовании хрупкого разрушения твердого тела.

Библиографический список

1. Гиббс Дж. В. Термодинамика. Статистическая механика. – М.: Наука, 1982. – 584 с.
2. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Статистическая физика: Ч. 1. – М.: Наука, 1976. – 584 с.
3. 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.
4. Новиков И.Е., Новоселов А.Р. Влияние линейного натяжения на размерные эффекты при смачивании в пористых средах // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь: ТГТУ, 2003. – С. 55-61.
5. Старов В.М., Чураев Н.В. Равновесие капель жидкости на твердой подложке и линейное натяжение // Коллоид. журн. – 1980. – Т. 42. – № 4. – С. 703-710.
6. Фольмер М. Кинетика образования новой фазы. – М.: Наука, 1986. – 208 с.

УДК 532.632

Е.Ф. Новиков
Тверской государственный университет

МЕТОД ОЦЕНКИ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ ПОВЕРХНОСТНОГО НАТЯЖЕНИЯ ИЗОМЕРОВ НОРМАЛЬНЫХ УГЛЕВОДОРОДОВ

Фундаментальным свойством границы раздела жидкость – пар, наиболее доступным для измерений, является поверхностное натяжение. В последнее время пристальное внимание исследователей сосредоточено на изучении этой граничной области, поскольку свойства веществ в ней обладают многими интересными и важными особенностями, отличающими их от свойств в прилегающих объемных фазах. Физические особенности этой границы раздела ярко проявляются в явлениях смачивания и растекания, а измерение свободной поверхностной энергии и величины краевых углов дает наглядный способ проникновения в природу и характер сил, существующих в межфазной области. Поэтому и для технологии, и в чисто научных целях необходима надежная и своевременная информация о коэффициентах поверхностного натяжения в широком диапазоне изменения внешних параметров, причем преимущественно полученная из эксперимента.

Однако экспериментальные методы измерения коэффициентов поверхностного натяжения в большинстве случаев сопряжены с большой трудоемкостью и дороговизной. Именно этот факт заставляет многих исследователей разрабатывать полуэмпирические и теоретические модели, способные адекватно описывать явления, происходящие на границе раздела фаз.

Расчетные методы коэффициентов поверхностного натяжения берут свое начало с первых работ Маклеода [1] и Сагдена [2]. В основе этих работ лежит принцип соответственных состояний.

Автором предпринята попытка получить простое по форме уравнение для расчета коэффициентов поверхностного натяжения изомеров нормальных углеводородов, в частности изомеров гомологического ряда п-алканов, являющихся основными компонентами нефтяных масел. Полученное полуэмпирическим путем предлагаемое уравнение с двумя подготовочными параметрами имеет вид

$$\gamma_{\text{изо}} = \left(\frac{\delta_{\text{изо}} \cdot V}{\delta \cdot V_{\text{изо}}} \right) \left(a\tau^{5/4} + \frac{b\tau^{7/4}}{M^{2/3}} \right), \quad (1)$$

где $\tau = 1 - T/T_{\text{кр}}$ – функция приведенной температуры ($T_{\text{кр}}$ – критическая температура, K); M – относительная молярная масса; коэффициенты a и b

являются подгоночными параметрами. Величину первого сомножителя в уравнении (1) (первая круглая скобка) можно рассчитать на основании приведенных в таблице значений параметра растворимости δ и мольного объема V для нормального углеводорода и соответствующего ему изомера ($\delta_{\text{изо}}$, $V_{\text{изо}}$). Из-за громоздкости таблица дана не полностью: в ней приведены входные данные только для изомеров n-гексана, n-гептана и n-октана.

Значения молярного объема и параметра растворимости
для различных изомеров нормальных углеводородов

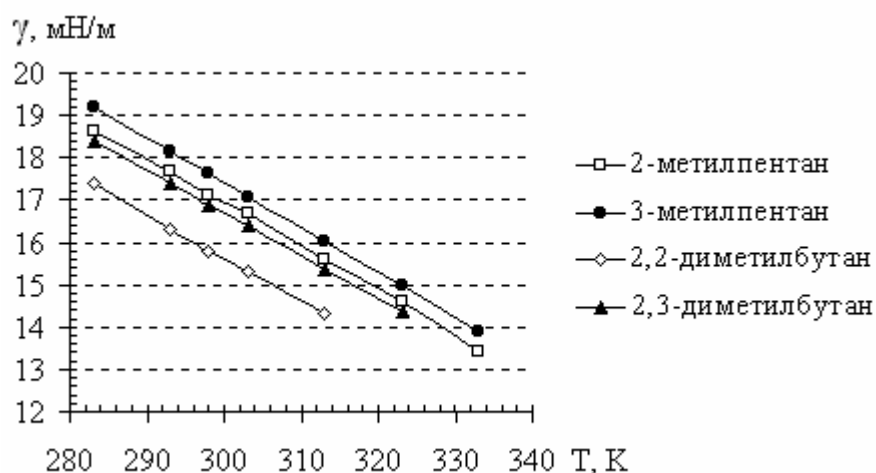
Изомер	V , см ³ /моль	δ , кал ^{1/2} ·см ^{-3/2}
n-гексан	131,61	7,27
2-метилпентан	132,88	7,02
3-метилпентан	130,62	7,12
2,2-диметилбутан	133,17	6,69
2,3-диметилбутан	131,16	6,95
n-гептан	147,47	7,51
3-этилпентан	144,39	7,35
2-метилгексан	148,58	7,21
3-метилгексан	146,71	7,28
2,2-диметилпентан	149,65	6,91
2,3-диметилпентан	145,02	7,23
2,4-диметилпентан	149,94	6,96
3,3-диметилпентан	145,41	7,08
2,2,3-триметилбутан	146,09	6,94
n-октан	163,54	7,36
3-этилгексан	161,01	7,44
2-метилгептан	164,61	7,32
3-метилгептан	165,70	7,15
4-метилгептан	163,05	7,36
2,3-диметилгексан	161,31	7,31
2,4-диметилгексан	164,07	7,18
2,5-диметилгексан	165,70	7,15
3,3-диметилгексан	161,81	7,20
3,4-диметилгексан	159,72	7,28
3-этил-2-метилпентан	159,70	7,32
3-этил-3-метилпентан	157,87	7,31
2,2,4-триметилпентан	166,08	6,86
2,3,3-триметилпентан	158,13	7,25
2,3,4-триметилпентан	159,75	7,27

Значения подгоночных параметров a и b , используемых в уравнении (1), были получены на основании анализа имеющихся в литературе экспериментальных данных о коэффициентах поверхностного натяжения нормальных гомологов (n-гексана, n-гептана, n-октана и n-нонана) и оказались равными $a = 51,16 \text{ мН/м}$ и $b = 81,32 (\text{мН/м}) \cdot (\text{г/моль})^{2/3}$.

Метод, развитый в этой работе, кроме значений мольного объема и параметра растворимости для нормального углеводорода и его изомеров (при температуре 298,15 К) в качестве входных параметров требует надежных значений критической температуры для каждого члена данного гомологического ряда. Значения соответствующих величин были заимствованы из источников: Амброз и Уолтон [3], Дреисбак [4], Хой [5], Рид и др. [6], Симмрок и др. [7], Уолас [8].

Используя более 400 экспериментальных точек для 56 различных изомеров n-алканов, точность и надежность расчета коэффициентов поверхностного натяжения с помощью уравнения (1) были проверены в диапазоне температур 263 – 363 К. Средняя относительная погрешность составила около 1,5 % и свидетельствует о том, что ошибка расчета находится в том же самом интервале, что и экспериментальная погрешность.

В качестве примера на рисунке представлены экспериментальные и расчетные величины поверхностного натяжения для четырех изомеров n-гексана.



Температурная зависимость коэффициентов поверхностного натяжения изомеров n-гексана

Наблюдается (см. рис.) хорошее согласие между значениями расчетных и соответствующих экспериментальных величин поверхностного на-

тяжения изомеров n-гексана в широком диапазоне температур, что дает возможность проводить надежную экстраполяцию значений поверхностного натяжения выше и ниже того диапазона температур (в пределах 30 – 40 К температурной оси), для которых обычно имеются надежные экспериментальные данные.

Дальнейшее тестирование уравнения (1) было выполнено при расчете значений коэффициентов поверхностного натяжения для 52 изомеров гомологического ряда нормальных алканов (8 изомеров n-гептана, 14 изомеров n-октана, 30 изомеров n-нонана) в температурном диапазоне 263 – 363 К.

Характер полученных температурных зависимостей коэффициентов поверхностного натяжения для этих 52 изомеров оказался сходным с характером зависимостей, приведенных на рисунке. Вполне удовлетворительное совпадение теоретических и экспериментальных значений коэффициентов поверхностного натяжения свидетельствует о применимости предложенного уравнения. Кроме того, можно сделать предварительный вывод: с помощью данного уравнения в широком температурном диапазоне можно получать надежные значения коэффициентов поверхностного натяжения независимо от положения и числа замещенных метиловых групп в молекуле изомера. Для окончательного вывода необходимо проведение дальнейших исследований.

Библиографический список

1. MacLeod D.B. // *Trans. Faraday Soc.* – 1923. – V.19. – P. 38-42.
2. Sugden S. J. // *Chem. Soc.* – 1924. – V.125. – P. 1167-1189.
3. Ambrose D., Walton J. // *Pure Appl. Chem.* – 1989. – V.61. – P. 1395-1403.
4. Dreisbach R.R. *Physical Properties of Chemical Compounds* // *Am. Chem. Soc.* – Washington, 1959.
5. Hoy K.L. *The Hoy Tables of Solubility Parameters* // Union Carbide, 1985.
6. Reid R.C., Prausnitz J.M., Poling B.E. *The Properties of Gases and Liquids* // Graw-Hill. – New York, 1987.
7. Simmrock K.H., Janovsky R., Ohnsorge A. *Critical Data of Pure Substances* / Germany, University of Dortmund. – 1986.
8. Walas W.S. *Phase Equilibria in Chemical Engineering* // Butterworths. – Boston, 1985.

УДК 539.311: 621.891

В.М. Власов, Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Витвицкий
Тульский государственный университет**ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ
НА НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ В БОРИДНЫХ СЛОЯХ**

При борировании сталей кроме изменения химического состава в поверхностном слое происходят фазовые превращения, сопровождающиеся объёмными изменениями. Это приводит к появлению в поверхностном слое металла остаточных макро- и микронапряжений, влияющих на усталостную прочность и износостойкость упрочнённых деталей.

Макронапряжения $\sigma_{\text{ост}}$ уравниваются в объёме всего образца. Они возникают под влиянием неравномерного нагрева или охлаждения. Остаточные напряжения этого рода могут привести к хрупкому разрушению металла, короблению, увеличению склонности к растрескиванию. Микронапряжения уравниваются в единичных объёмах кристаллов или их частей, заключённых между плоскостями сдвига пачек плоскостей скольжения или блоков мозаичной структуры. Эти напряжения могут привести как к упрочнению, так и преждевременному локальному разрушению материала.

При закалке борированных изделий вследствие неоднородности нагрева и охлаждения разных зон изделия создаются дополнительные напряжения, которые суммируются с напряжениями после борирования.

От характера распределения суммарных остаточных напряжений и их величины зависят физико-механические и эксплуатационные свойства борированного слоя. Благоприятное распределение эпюр остаточных микронапряжений в значительной степени способствует улучшению этих свойств.

Рациональная эпюра остаточных напряжений $\sigma_{\text{ост}}$ после борирования имеет место, когда минимальные сжимающие напряжения распределяются по всей глубине борированного слоя, на поверхности же наблюдаются небольшие сжимающие напряжения, а максимум этих напряжений приходится на зону слоя Fe₂B с большим удельным объёмом.

Изучалось влияние ультразвука как при борировании, так и при закалке борированных сталей на распределение остаточных макро- и микронапряжений, а также размеров блоков с целью разработки рациональных режимов химико-термической обработки с применением ультразвука.

В поверхностном слое при всех амплитудах ультразвуковых напряжений возникают небольшие сжимающие напряжения, равные 800 – 1000 мПа.

В средней части борированного слоя при максимальных амплитудах ультразвуковых напряжений, равных $18,9 \text{ кгс/мм}^2$ и $17,0 \text{ кгс/мм}^2$, получены небольшие растягивающие напряжения от 30 до 50 мПа. В средней части борированного слоя при минимальных амплитудах ультразвуковых напряжений, равных $2,3 \text{ кгс/мм}^2$, величина сжимающих напряжений составляет ~ 70 мПа. В глубине борированного слоя при тех же амплитудах ультразвуковых напряжений возникают растягивающие напряжения, равные ~ 200 мПа. Там же при максимальных амплитудах ультразвуковых напряжений $18,9 \text{ кгс/мм}^2$ и $17,6 \text{ кгс/мм}^2$, соответствующих температурам насыщения $954 \text{ }^\circ\text{C}$ и $985 \text{ }^\circ\text{C}$, получены растягивающие, равные ~ 50 мПа и сжимающие, равные ~ 100 мПа, напряжения.

Анализ полученных эпюр макронапряжения при борировании по длине волновода в зависимости от амплитуды ультразвуковых напряжений показал, что при максимальных амплитудах ультразвуковых напряжений получается наилучшее распределение напряжений, в особенности при амплитудах ультразвуковых напряжений, равных $17,6 \text{ кгс/мм}^2$, и температуре на образце, равной $985 \text{ }^\circ\text{C}$. Такое распределение напряжений по глубине борированного слоя при последующей закалке создает небольшие результирующие сжимающие напряжения по всему сечению борированного слоя с минимальными напряжениями сжатия у поверхности. Это даёт возможность получать упрочнённую поверхность после борирования и закалки, не склонную к трещинообразованию. Для исследования макронапряжений, возникающих при закалке борированной стали, в качестве эталонных образцов были взяты образцы из стали 45, отожжённые в расплаве буры и в вакууме. Данные по распределению эпюр макронапряжений представлены в табл. 1. Видно, что характер распределения эпюр напряжений $\sigma_{\text{ост}}$ при закалке борированной стали с ультразвуком и без него фактически одинаковый. По всей глубине борированного слоя получены сжимающие напряжения. При закалке без ультразвука они составляют у поверхности 220 мПа; на глубине порядка ≈ 60 мкм -350 мПа (в зоне слоя FeV); на глубине ≈ 150 мкм они минимальны и равны ≈ 150 мПа. При закалке с ультразвуком эти напряжения составляют соответственно: у поверхности ≈ 180 мПа; на глубине ≈ 100 мкм около 300 мПа (в зоне слоя Fe₂V); на глубине 150 мкм несколько нивелируются до уровня ≈ 250 мПа.

Таблица 1. Данные по влиянию способа закалки борированных сталей на остаточные макронапряжения $\sigma_{\text{ост}}$, мПа

Глубина борированного слоя от поверхности, мкм	Закалка	
	Без УЗК	С УЗК
50	-330	-280
100	-330	-330
150	150	230

Снижение величины сжимающих остаточных напряжений при закалке с ультразвуком можно объяснить тем, что при этом увеличивается скорость охлаждения и улучшаются условия теплообмена, происходит наиболее полное мартенситное превращение в основе стали. Мартенсит, обладающий большим удельным объёмом, создаёт значительные растягивающие напряжения под борированным слоем, которые, суммируясь с остаточными напряжениями, полученными после борирования, создают меньшие результирующие сжимающие напряжения, выровненные по всей глубине борированного слоя, способствуя повышению физико-механических свойств борированной стали.

Определение напряжения 2-го рода и величины блоков зерна проводилось также рентгенографическим методом.

Результаты исследования приведены в табл. 2, из которой следует, что борирование и последующая закалка с отпуском снижают микронапряжения в матрице стали 45 почти в два раза по сравнению с неборированной, но термообработанной аналогичным образом сталью. Закалка борированной стали без последующего отпуска повышает величину $\sigma_{\text{вн}}$ напряжений в матрице почти в десять раз по сравнению с закалённой неборированной сталью.

Борирование стали без последующей термообработки вызывает в матрице появление очень небольших микронапряжений порядка 10 мПа.

Величина блоков зёрен для всех приведённых в табл. 2 видов химико-термической обработки стали 45, составляет порядка $(0,1-0,2) \cdot 10^{-5}$ см и в два раза больше при закалке борированной стали без отпуска.

При борировании с ультразвуком на волноводе в максимумах и минимумах амплитуд ультразвуковых напряжений получены напряжения по глубине борированного слоя $\sigma_{\text{вн}}$: при максимальной амплитуде ультразвуковых напряжений $18,3 \text{ кгс/мм}^2$, соответствующей температуре в зоне образца $954 \text{ }^\circ\text{C}$, на поверхности возникают максимальные остаточные макронапряжения -30 кгс/мм^2 , линейно изменяющиеся по всей глубине до 40 мПа.

При максимальной амплитуде ультразвуковых напряжений, равной $17,4 \text{ кгс/мм}^2$, и температуре в зоне образца $985 \text{ }^\circ\text{C}$ характер изменения остаточных макронапряжений (как и микроискажений) нелинейный и их величина составляет на поверхности $\sim 80 \text{ мПа}$, на глубине 30 мкм от поверхности – около 60 мПа и на границе борированного слоя с основой – порядка 160 мПа. При минимальных амплитудах ультразвуковых напряжений, равных нулю, и температуре в исследуемой зоне образца $965 \text{ }^\circ\text{C}$ наблюдается аналогичный характер распределения остаточных макронапряжений и микроискажений: на поверхности $\sim 70 \text{ мПа}$, на глубине $\sim 80 \text{ мкм}$ от поверхности $\sim 40 \text{ мПа}$ и на границе борированного слоя с основой около 220 мПа.

Таблица 2. Данные по макро- и микро- напряжениям ($\sigma_{ос}$ и $\sigma_{вн}$) и размерам блоков D* при обработке борированных армко-железа и стали 45 с ультразвуком и без него

Материал	σ^* , кг/мм ²	Температура T, °C	Глубина борированного слоя $h_{сл}$, мкм											
			50 мкм						100 мкм					
			$\sigma_{осн}$, кг/мм ²		$\sigma_{вн}$, кг/мм ²		D·10 ⁵		С воздействием ультразвука					
			Без УЗК	С УЗК	Без УЗК	С УЗК	Без УЗК	С УЗК	$\sigma_{осн}$, кг/мм ²	$\sigma_{вн}$, кг/мм ²	D·10 ⁵	$\sigma_{осн}$, кг/мм ²	$\sigma_{вн}$, кг/мм ²	D·10 ⁵
Сталь 45		880			4		0,14							
		880			11,2		0,42							
		880			0,92		0,13							
		880			9,0		0,21							
		880			1,3		0,10							
		910	-33	-28	-27	-25	0,15	0,10	-30	27	0,10	-23	-26	0,20
Армко- железо	18,3	954		-10		-30		0,20	4,0	16	0,40	4,0	4,0	0,20
	0,0	965		-7		6		1,18	-6,0	4,0	1,20	20	20	1,18
	17,4	985		-10		8		0,1	4,0	5,0	0,3	10	16	0,15

Примечание: σ^* – амплитуда ультразвуковых напряжений.

Наиболее благоприятное распределение микроискажений и макронапряжений по глубине борированного слоя армко-железа при борировании с ультразвуком по длине волновода получено в минимуме и максимуме амплитуд ультразвуковых напряжений при температурах в зоне образцов соответственно 965 и 985 °С.

Остаточные напряжения, равные 227 мПа в начале переходной зоны, (обладающей большей пластичностью, чем поверхность борированного слоя) не вызывают перенапряжений в данном срезе, а наличие небольших микроискажений и напряжений, равных -80 мПа у поверхности и по глубине борированного слоя, вызывает повышение физико-механических свойств упрочнённого слоя.

В результате проведённого исследования установлено, что размеры блоков на поверхности образцов составляют при закалке с ультразвуком $\sim 1,5 \cdot 10^{-5}$ см, а без ультразвука – $\sim 6,19 \cdot 10^{-5}$ см. На глубине порядка 70 мкм величина блоков в схеме насыщения с ультразвуком и без него одинакова и равна $1 \cdot 10^{-5}$ см, т.е. в два раза меньше, чем при борировании с воздействием ультразвука по длине волновода в зоне максимальных амплитуд ультразвуковых напряжении. На глубине ~ 140 мкм при закалке с ультразвуком величина блоков несколько больше, чем без действия ультразвука.

Меньшая величина блоков на поверхности борированного слоя при закалке с ультразвуком свидетельствует о том, что на размельчение блоков в большей степени влияет знакопеременное поле ультразвука, чем фазовые превращения, проходящие в процессе закалки стали 45. Меньшая величина блоков у поверхности при закалке с ультразвуком является основным фактором, улучшающим физико-механические свойства борированного слоя.

Библиографический список

1. Власов В.М. Работоспособность упрочненных трущихся поверхностей. – М.: Машиностроение, 1987. – 231 с.
2. Власов В.М., Нечаев Л.М. Работоспособность высокопрочных термодиффузионных покрытий в узлах трения машин. – Тула: Приок. кн. изд-во, 1994. – 256 с.

УДК 621.891

И.Н. Нестерова
Тверской государственный технический университет

ПОВЫШЕНИЕ СРОКА ЭКСПЛУАТАЦИИ СТАЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ НАНЕСЕНИЕМ ИОННО-ПЛАЗМЕННОГО ПОКРЫТИЯ

Стальные контакт-детали технологической оснастки, используемые при диффузионной сварке в водородсодержащих средах, нуждаются в защите от наводороживания. Это связано с тем, что контактируя со свариваемыми деталями и находясь вместе с ними в защитно-восстановительной атмосфере конвейерной печи ($H_2 : N_2 = 2 : 1$), стальные контакт-детали охрупчиваются. Следовательно, срок службы многократно используемой стальной оснастки существенно снижается.

При проведении диффузионной сварки в заводских условиях детали технологической оснастки из стали 12Х18Н9Т предварительно окисляли. Предполагалось, что окисная пленка будет служить защитным слоем между свариваемой деталью и поверхностью оснастки. Так как в используемой атмосфере происходили интенсивное восстановление окисной пленки и наводороживание поверхности контакт-деталей, то ресурс оксидированной оснастки составлял 7 – 10 циклов сварки при максимальной температуре технологического процесса 600 – 620°С и скорости конвейера 6 – 7 см/мин.

Поэтому в качестве защитного слоя было предложено использовать ионно-плазменное покрытие из нитрида титана, не имеющее в своем составе оксидов. Но при температуре техпроцесса порядка 600 °С значение коэффициента термического расширения у нитрида титана составляет $9,1 \cdot 10^{-6}$ град⁻¹, а у нержавеющей стали – $13,2 \cdot 10^{-6}$ град⁻¹, и эта разница приводила к отслоению покрытия нитрида титана после нескольких циклов сварки.

Для исключения этого явления был предложен способ по А.С. №1476747*, заключающийся в последовательном напылении микрослоев нитрида титана на технологическую оснастку при ее периодическом остывании путем вывода из зоны напыления. Это позволяет в процессе напыления проводить термоциклирование в субмикронных слоях и частично снять термические напряжения в слое конечной толщины в 4 – 6 мкм.

Загружали контакт-детали оснастки в ионно-плазменную установку на держатель карусельного типа, позволяющий разместить детали асимметрично относительно распыляемого катода. В процессе напыления держатель поворачивался с угловой скоростью порядка 2 об/мин. Это позволило за 44 минуты

* А.С. №1476747 СССР, МКИ В 23 К 20/14. Способ диффузионной сварки / Г.В. Зарицкий, И.Н. Нестерова, А.В. Гашинин, В.М. Молчанов // Б.И. – 2001. – №8. – С. 458

процесса напыления 95 раз провести детали оснастки через зоны максимальной и минимальной температуры. Оснастка с предложенным защитным слоем выдерживала в среднем более 80 циклов сварки, т.е. ее ресурс увеличился в 8 – 10 раз.

Представляется перспективным использование предложенного способа защиты стальных деталей в водородсодержащих (аммиачных, сероводородных) средах технологических процессов.

УДК 621.315

Е.Р. Матвеев

Тверской государственной технической университет

АНАЛИЗ КОМПЬЮТЕРНЫХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ РАСЧЁТА ОТНОСИТЕЛЬНОГО УДЕЛЬНОГО ЭЛЕКТРОСОПРОТИВЛЕНИЯ ДИСПЕРСНОГО ЭЛЕКТРОПРОВОДНОГО МАТЕРИАЛА

Целью работы является дальнейшее исследование плоских и объёмных компьютерных моделей дисперсного материала и построение зависимостей удельного электрического сопротивления этих моделей от доли вакансий [1, 2].

Задача – исследовать проводимость до наступления порога протекания и установления степени адекватности результатов, полученных на плоской модели, результатам, полученным на объёмной модели.

В экспериментах использовалась программа для моделирования различных электрических и электронных схем «Electronics Workbench», версия 5.12.

Программа позволяет собирать электрические схемы из стандартных элементов: резистора, источника ЭДС, диода, трансформатора и др., в которую могут включаться измерительные приборы – мультиметр, осциллограф, логический анализатор и др. Каждый элемент схемы может иметь свои индивидуальные параметры, задаваемые экспериментатором. Точность измерений зависит от выбранных типов приборов и варьируется от 4 до 5 разрядов. Из-за ограничения программы по количеству элементов, используемых в схеме, исследуемые модели являются сравнительно малыми.

Композиционный материал считается состоящим из отдельных гранул как основного вещества, так и наполнителя. Вместо гранул наполнителя в образце могут встречаться вакансии. Пустоты, образованные неплотностью упаковки гранул, в расчёт не берутся. Под вакансией понимается наличие непроводящей гранулы наполнителя или отсутствие гранулы. Рассмотрено распределение гранул и вакансий в узлах кубической (квадратной) решётки. Соответ-

ственно в плоском варианте (гранулы расположены одним слоем) гранула может контактировать максимум с четырьмя гранулами, а в объёмном – с шестью.

При моделировании грануле основного материала соответствует проводящая ячейка, а вакансии – отсутствие ячейки, т.е. её полное отключение от схемы. Ячейка представляет собой в плоском варианте 4, а в объёмном – 6 сопротивлений, соединённых одним концом в единый узел, а оставшиеся свободные концы предназначены для соединения с другими ячейками. Пример ячейки для плоской модели представлен на рис. 1.

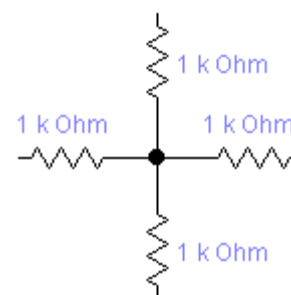


Рис. 1. Ячейка плоской модели

Методика эксперимента заключается в следующем: составляется модель из отдельных ячеек в форме прямоугольника или прямоугольного параллелепипеда (частные случаи – квадрат и куб) без вакансий. Относительное удельное сопротивление такой модели равно 1. Эксперимент ставится согласно задаче узлов, так как вакансии представляет собой заблокированный узел. Случайным образом выбирается 1 ячейка, которую затем полностью отключают от схемы. На её месте образуется вакансия, которой соответствует доля вакансий x , рассчитываемая по формуле

$$x = \frac{N_B}{N_{яч}},$$

где N_B – число вакансий; $N_{яч}$ – исходное число ячеек в модели определяется исходя из геометрии модели по формуле

$$N_{яч} = a \cdot b \cdot c,$$

где a – длина модели в ячейках; b – ширина модели в ячейках (для плоских квадратных и кубических $b = a$); c – высота модели в ячейках (для плоских моделей $c = 1$, для кубических – $c = a = b$). Эксперимент проводился при $x \leq 0,5$ ($N_B \leq N_{яч}/2$). Для каждой модели при различных долях вакансий делалось несколько опытов с целью усреднения результата и уменьшения влияния индивидуальности каждой случайной выборки. Для очень малых моделей с исходным числом ячеек, не превышающим 10, рассматривались все возможные варианты (с учётом симметрии), для остальных моделей производилось 12 – 13 опытов для каждой точки (в это число не включены варианты симметрии, которые учтены при расчёте дисперсии).

Рассматривались 7 моделей: 2 объёмных и 5 плоских. Представим объём-

ные модели в виде $a \times b \times c$ (например, $2 \times 2 \times 2$ – куб со стороной в 2 ячейки), плоские – в виде $a \times b$ (например, 6×8 – прямоугольник с длиной в 6 ячеек и шириной в 8 ячеек).

Используем обозначения: доля вакансий – x , среднее относительное сопротивление – $R_{\text{ср.отн}}$, дисперсия выборки – $D(S^2)$, среднеквадратичное отклонение – S , стандартная ошибка среднего – $O_{\text{ср}}$, доверительный интервал – $\Delta_{\text{дов}}$, принятый уровень доверия $\alpha = 0,95$, $t_{0,95}$ – критерий Стьюдента.

Объёмная модель $2 \times 2 \times 2$. Является самой элементарной среди объёмных моделей. Исходная схема содержит 8 ячеек. В процессе эксперимента максимальное число отключаемых ячеек достигло 4.

Объёмная модель $3 \times 3 \times 2$. Имеет предельно возможное число ячеек для объёмных моделей, которые можно смоделировать в «Electronics Workbench». Исходное число ячеек – 18. В процессе эксперимента было заблокировано до 9 ячеек.

Плоская модель 2×4 . Данная модель имеет то же исходное количество ячеек, что и модель $2 \times 2 \times 2$, ту же длину, а также её ширина равна произведению высоты и ширины модели $2 \times 2 \times 2$, что соответствует одинаковому количеству поперечных связей. Блокируется до 4 ячеек из 8.

Плоская модель 4×2 . Является по габаритам аналогом предыдущей, только повернута на 90° . Отличие её в том, что отключаются максимум 3 ячейки, т.к. при блокировании четвертой преодолевается порог протекания.

Плоская модель 3×3 . Является квадратной с исходным числом ячеек, равным 9. Это всего лишь на 1 ячейку больше, чем у объёмной модели $2 \times 2 \times 2$. В первом приближении их можно считать эквивалентными по исходному количеству ячеек. Максимальное количество заблокированных ячеек – 4.

Плоская модель 3×6 . Является плоским аналогом модели $3 \times 3 \times 2$, т.к. совпадает исходное количество ячеек в этих моделях. Длина, ширина плоской соответствуют произведению ширины и высоты объёмной, что, как уже упоминалось выше, соответствует одинаковому количеству поперечных связей. В ходе эксперимента блокируются максимум 9 ячеек.

Плоская модель 5×5 . Квадратная модель с максимально возможным количеством ячеек среди плоских, которые можно смоделировать в программе «Electronics Workbench». Исходное количество ячеек – 25, блокируется максимум 12 ячеек.

Результаты эксперимента приведены в таблице.

Таблица. Результаты экспериментов

Модель	x	R _{ср.отн}	D(S ²)	S	O _{ср}	t _{0,95}	Δ _{дов}
1	2	3	4	5	6	7	8
2x2x2	0	1	—	—	—	—	—
	0,125	1,286	0	0	0	2,306	0
	0,25	1,777	0,0349	0,1868	0,0353	2,048	0,0723
	0,375	2,715	0,647	0,8044	0,1161	2,009	0,2332
	0,5	3,598	0,0251	0,1585	0,028	2,042	0,0572
3x3x2	0	1	—	—	—	—	—
	0,056	1,135	0,0004	0,0207	0,0049	2,101	0,0103
	0,111	1,322	0,00295	0,0543	0,0063	1,992	0,0126
	0,167	1,523	0,0202	0,142	0,0148	1,987	0,0294
	0,222	1,739	0,0135	0,1163	0,0121	1,987	0,0241
	0,278	2,191	0,058	0,2408	0,0251	1,987	0,0499
	0,333	2,58	0,0699	0,2644	0,027	1,985	0,0536
	0,389	3,176	0,3588	0,599	0,0611	1,985	0,1213
	0,444	3,709	0,6508	0,8067	0,086	1,988	0,171
0,5	3,921	0,8522	0,9231	0,0942	1,985	0,187	
2x4	0	1	—	—	—	—	—
	0,125	1,295	0,000064	0,008	0,00283	2,306	0,0065
	0,25	1,822	0,0261	0,1615	0,0344	2,074	0,0714
	0,375	2,552	0,5129	0,7162	0,1105	2,021	0,2233
	0,5	3,635	0,0102	0,1008	0,0252	2,12	0,0534
4x2	0	1	—	—	—	—	—
	0,125	1,559	0,00983	0,0992	0,0351	2,306	0,0808
	0,25	2,007	0,0769	0,2774	0,0693	2,12	0,147
	0,375	2,219	0,0904	0,3007	0,1063	2,306	0,2451
3x3	0	1	—	—	—	—	—
	0,111	1,353	0,003	0,0547	0,0182	2,262	0,0412
	0,222	1,982	0,1837	0,4286	0,0841	2,056	0,1728
	0,333	2,544	0,2225	0,4717	0,0821	2,042	0,1677
	0,444	3,019	0,5676	0,7534	0,1478	2,056	0,3038
3x6	0	1	—	—	—	—	—
	0,056	1,143	0,00042	0,0205	0,00484	2,101	0,0102
	0,111	1,358	0,0028	0,0531	0,00862	2,021	0,0174
	0,167	1,629	0,0134	0,1159	0,0171	2,015	0,0344
	0,222	1,882	0,087	0,295	0,0426	2,011	0,0856
	0,278	2,036	0,1024	0,32	0,0462	2,011	0,0929
	0,333	2,21	0,1019	0,3192	0,0481	2,016	0,097
	0,389	2,5	0,1586	0,3983	0,0575	2,011	0,1156
	0,444	2,673	0,1393	0,3733	0,055	2,015	0,1109
	0,5	3,056	0,3087	0,5556	0,0802	2,011	0,1613

Продолжение таблицы

1	2	3	4	5	6	7	8
5x5	0	1	–	–	–	–	–
	0,04	1,134	0,00044	0,021	0,00581	2,16	0,0126
	0,08	1,287	0,00347	0,0589	0,0163	2,16	0,0353
	0,12	1,503	0,0111	0,1055	0,0292	2,16	0,0632
	0,16	1,658	0,0144	0,1202	0,0333	2,16	0,072
	0,2	1,833	0,0238	0,1541	0,0427	2,16	0,0923
	0,24	2,069	0,0218	0,1476	0,0409	2,16	0,0884
	0,28	2,318	0,054	0,2324	0,0645	2,16	0,1392
	0,32	2,499	0,0244	0,1562	0,0433	2,16	0,0936
	0,36	2,626	0,0231	0,1519	0,0421	2,16	0,091
	0,4	2,778	0,1083	0,3291	0,0913	2,16	0,1972
	0,44	2,897	0,1316	0,3628	0,1006	2,16	0,2173
0,48	3,087	0,379	0,6156	0,1707	2,16	0,3688	

Зависимости среднего относительного сопротивления от доли вакансий для всех моделей представлены на рис. 2.

Графики для моделей 2x2x2 и 2x4 с учётом доверительного интервала совпадают, но для моделей 4x2 и 3x3 отличаются. Зависимость относительного сопротивления от доли вакансий для этих моделей имеет характер, не совпадающий с характером ни одной зависимости, но в целом лежит в области разброса точек для всех моделей.

Для моделей 3x3 и 5x5 графики совпадают с учётом доверительного интервала и представляют собой практически прямые. Можно предположить, что для плоских квадратных моделей больших размеров данная зависимость будет представлять прямую, о характере которой можно более-менее достоверно судить уже по модели 5x5.

Зависимости для моделей 3x3x2 и 3x6 не совпадают между собой и являются при этом уникальными по отношению к остальным.

Графики зависимостей для моделей 2x2x2 и 3x3x2 не совпадают численно, но имеют схожий характер кривых – нелинейный. Вероятно все объёмные модели будут иметь нелинейную зависимость относительного сопротивления от доли вакансий, но какова будет эта зависимость в предельном случае, сказать трудно. График зависимости для модели 3x6 представляет собой практически прямую, как и для уже рассмотренных моделей 3x3 и 5x5, однако отличается от них меньшим углом наклона. Это можно попытаться объяснить влиянием топологии схемы в связи с её малостью, т.е. влиянием граничных условий.

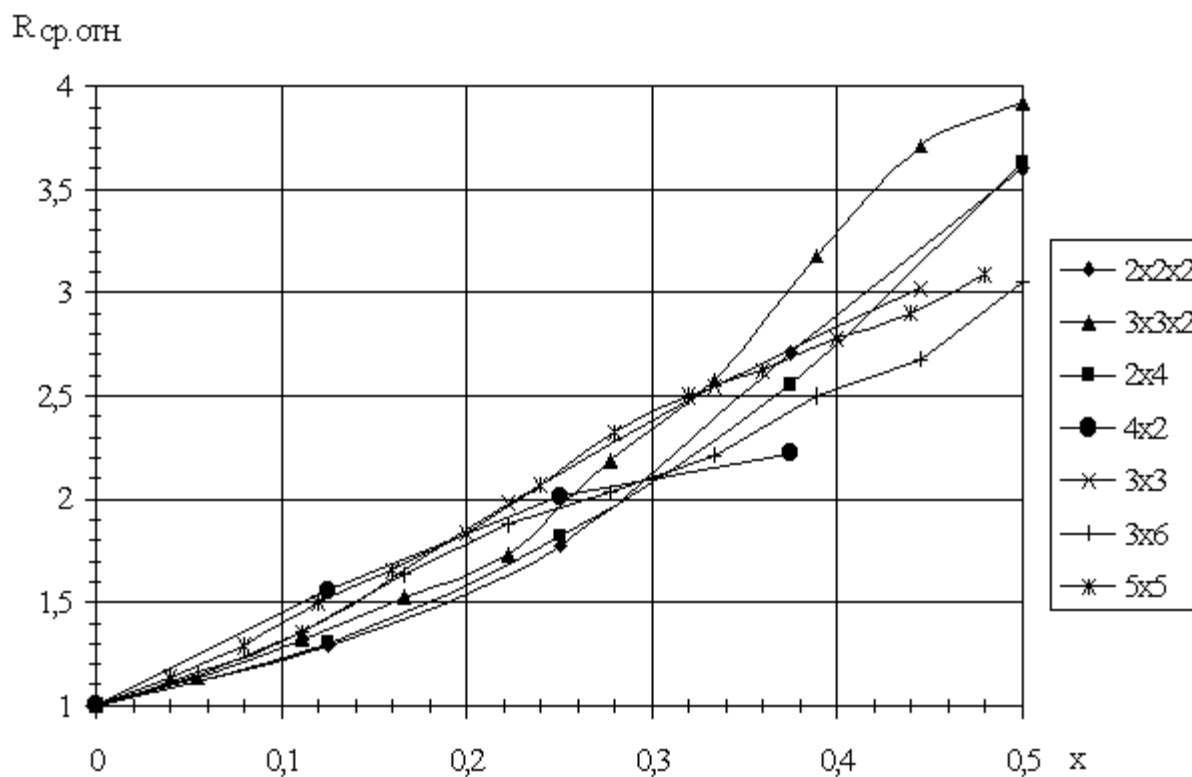


Рис. 2. Графики зависимостей относительного сопротивления моделей от доли вакансий

Так как все модели, приведённые в этой работе, являются малыми и особенно малыми, то на них влияют граничные условия. Поэтому можно предположить, расширив искусственно доверительный интервал, что графики зависимостей для всех моделей могут в конечном счёте являться сильным искажением единого предельного графика или двух предельных (одного – для плоских моделей, второго – для объёмных). Для уточнения этой гипотезы необходимо исследовать гораздо большие модели, которые не моделируются в программе «Electronics Workbench».

Библиографический список

1. Измайлов В.В., Новосёлова М.В. Две модели для расчёта удельного электросопротивления дисперсного электрофрикционного материала // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь: ТГТУ, 2001. – С. 47-56.
2. Измайлов В.В., Новосёлова М.В. О значениях координационного числа для дисперсного металлического материала // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь: ТГТУ, 2001. – С. 75-78.

В.В. Иванов¹, О.В. Самсонова²

¹Тверской государственной университет

²Тверской государственной технический университет

ВЛИЯНИЕ ДОЗЫ ОБЛУЧЕНИЯ НА ПРОЦЕССЫ ПЕРЕКЛЮЧЕНИЯ В МОНОКРИСТАЛЛАХ (ТГС)

Исследование процессов переполяризации представляет собой фундаментальную задачу и имеет практический выход. Наибольшее число работ, посвященных изучению процессов переключения сегнетоэлектриков методом эффекта Баркгаузена, выполнено в Тверском государственном университете*. В настоящее время данные по результатам изучения влияния сильноточных импульсных пучков электронов на сегнетоэлектрические кристаллы, и в частности на ТГС, не отражены в научной литературе, в связи с этим исследование целого комплекса физических свойств кристаллов группы ТГС, облученных сильноточным импульсным пучком электронов с различными дозами, является актуальной задачей.

Цель работы – исследовать процессы переключения в кристаллах ТГС, облученных сильноточным импульсным пучком электронов методом эффекта Баркгаузена.

В качестве объекта исследования выбран перспективный для преобразователей инфракрасного излучения модельный одноосный сегнетоэлектрик триглицинсульфат $(\text{NH}_2\text{CH}_2\text{COOH})_3 \cdot \text{H}_2\text{SO}_4$ (ТГС). Монокристаллы ТГС выращены в Институте кристаллографии РАН и на Ловозёрском горно-обогатительном комбинате. Образцы представляли собой плоскопараллельные пластинки Y-среза, подвергнутые облучению с обеих сторон вдоль полярных осей импульсными электронными потоками различных доз. Исследовались кристаллы ТГС, облученные 10, 30, 60 импульсами, и необлученный кристалл. Один импульс составляет 10^{15} электрон·см⁻². Площадь и толщина исследуемых образцов составляли 250 мм² и 0,8 мм соответственно. Electrodes для проведения диэлектрических измерений наносились на образцы методом напыления серебра в вакууме.

Использовалась стандартная установка по исследованию эффекта Баркгаузена*. Электрическое поле, прикладываемое к кристаллу, изменялось одним из способов, показанных на рис. 1.

В результате обработки экспериментальных данных были получены

* Рудяк В.М. Процессы переключения в нелинейных кристаллах. – М.: Наука, 1986. – 248 с.

кривые распределения интегрального числа скачков Баркгаузена по полю для сегнетоэлектрического кристалла ТГС при изменении его электрического состояния по кривой поляризации ступеньками (рис. 2).

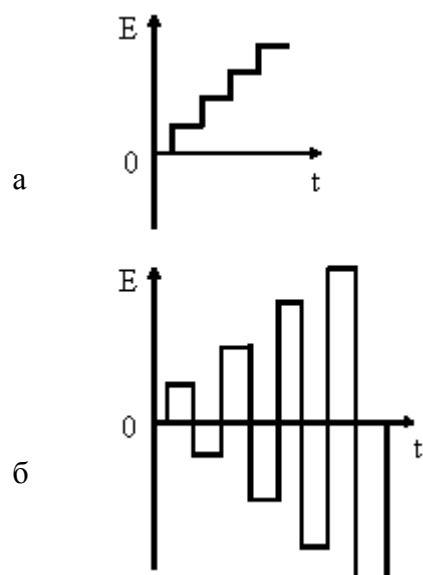


Рис. 1. Вид внешнего поля:
а – ступенчатое изменение электрического состояния образца по кривой поляризации;
б – метод коммутаций электрического поля

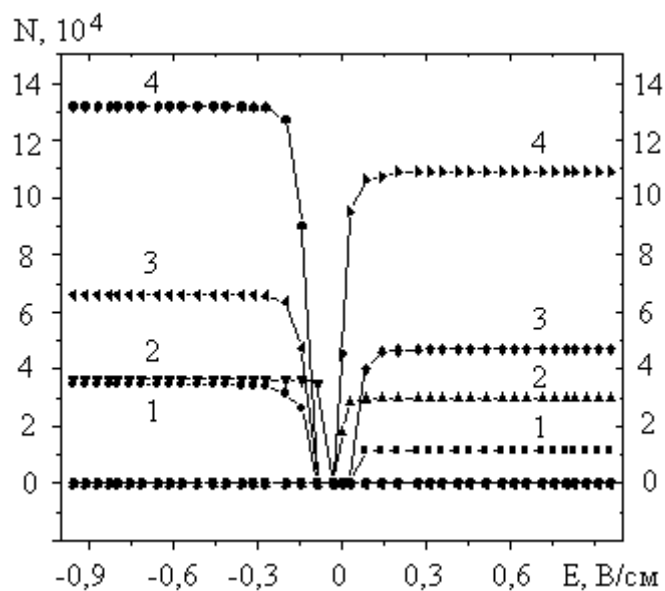


Рис. 2. Интегральные кривые распределения числа скачков Баркгаузена при разной полярности приложенного поля при $T = 35^\circ\text{C}$:
1 – 0 импульсов; 2 – 10 импульсов;
3 – 30 импульсов; 4 – 60 импульсов

Из этих графиков видно, что скачки начинаются с некоторого поля $E_{\text{ст}}$. Затем интегральное число скачков Баркгаузена резко возрастает, после чего происходит насыщение и скачки прекращаются. Такая зависимость наблюдается при изменении полярности поля как в одну, так и в другую сторону.

Монотонный рост кривых распределения интегрального числа скачков Баркгаузена (соответствующий наличию одного максимума на дифференциальных кривых) для всех облученных кристаллов ТГС свидетельствует об отсутствии каких-либо искажений в петле гистерезиса.

Также можно отметить, что с увеличением дозы облучения от 0 до 60 импульсов интегральное число скачков Баркгаузена увеличивается (см. рис. 2). Это происходит потому, что с увеличением дозы облучения кристаллов ТГС увеличивается число дефектов, а вследствие этого и число скачков Баркгаузена. Подобная зависимость наблюдается во всем исследуемом интервале температур.

Из этих графиков видно, что вид кривых распределения интегрального числа скачков Баркгаузена для кристаллов триглицинсульфата не изменяется при облучении.

Также проведены исследования процессов переполаризации кристаллов ТГС при коммутации внешнего электрического поля. Увеличение внешнего электрического поля оказывает ускоряющее действие на процессы переполаризации как необлученных кристаллов ТГС, так и облученных различными дозами, а также повышает общее число скачков Баркгаузена (рис. 3). Математическая обработка экспериментальных результатов показала, что кривые следования скачков Баркгаузена хорошо аппроксимируются законом, который представляет собой эмпирический закон Кольрауша:

$$N \sim 1 - \exp\left[-\left(\frac{t}{\tau}\right)^\alpha\right],$$

где τ и $0 < \alpha \leq 1$ – константы.

Обобщенные данные представлены в таблице. Для необлученных кристаллов ТГС и облученных 10 импульсами закон представляет собой обычную экспоненту с одним временем релаксации. Для кристаллов, облученных 30 и 60 импульсами, становится оправданным предположение о существовании целого спектра времен релаксации.

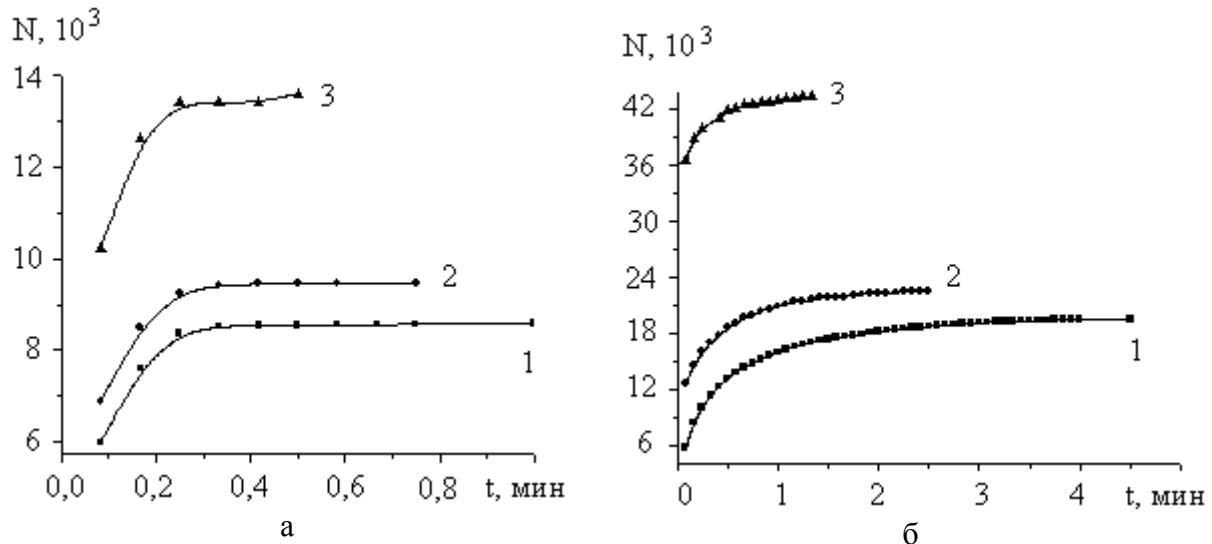


Рис. 3. Кривые нарастания числа скачков Баркгаузена при $T = 21 \text{ }^\circ\text{C}$
 (1 – $E = 85 \text{ В}\cdot\text{см}^{-1}$, 2 – $E = 112 \text{ В}\cdot\text{см}^{-1}$, 3 – $E = 130 \text{ В}\cdot\text{см}^{-1}$):
 а – необлученный образец; б – облученный 60 импульсами

Экспериментальные значения параметров процессов переключения

E, В·см ⁻¹	Доза облучения, импульсы											
	0	10	30	60	0	10	30	60	0	10	30	60
	N				τ , с				α			
85	8576	12123	12790	19495	4	13	34	44	1	1	0,9	0,9
112	9470	13684	15561	2250	4	9	15	24	1	1	0,8	0,8
130	13590	14940	22706	43311	4	4	7	7	1	1	0,8	0,5

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТЫ

УДК 621.315; 621.762

В.В. Измайлов, М.В. Новосёлова, Д.А. Левыкин
Тверской государственный технический университет**ИССЛЕДОВАНИЕ ЭРОЗИОННОЙ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ
ЭЛЕКТРОКОНТАКТНЫХ МАТЕРИАЛОВ
В РЕЖИМЕ ИМПУЛЬСНОГО РАЗРЯДА**

Электроэрозионное изнашивание контактов – один из важнейших факторов, определяющих их коммутационный ресурс. Оно обусловлено сложными теплофизическими и газодинамическими процессами, происходящими в межэлектродном промежутке и на рабочей поверхности контактных деталей [1, 2]. При всем многообразии механизмов электрической эрозии [3, 4, 5] их объединяет то, что она обусловлена воздействием энергии, выделяемой в контакте проходящим по нему электрическим током.

Перспективным направлением оценки качества электроконтактных материалов и изделий из них является метод ускоренных испытаний [6]. Первым шагом в разработке методик ускоренных испытаний являются методики сравнительных испытаний, так как их разработка в общем случае проще, чем определительных испытаний [6]. Цель работы – исследовать возможность применения импульсных разрядов для сравнительных, в том числе ускоренных, испытаний электроконтактных материалов на электроэрозионную износостойкость.

Наиболее простая методика получения импульсных разрядов заключается в использовании емкостных накопителей энергии. Одним из преимуществ применения емкостных накопителей является возможность легко варьировать режимы разряда [5]. Как отмечается в работе [5], результаты испытаний в режиме импульсного разряда можно распространить на другие виды разрядов, учитывая условия выделения энергии в межэлектродном пространстве. На основании вышеизложенного в данной работе в качестве источника энергии использовался емкостный накопитель.

Для сравнительной оценки электроэрозионной износостойкости электроконтактных материалов использовалась установка, схема рабочего узла которой приведена на рис. 1. Цилиндрический вольфрамовый электрод 1 диаметром 1 мм периодически контактирует с цилиндрическим образцом 2 из исследуемого материала, помещенным в латунную обойму 3. В обойме 3 образец 2 фиксируется прижимной пластиной 4 с центральным отверстием. Вольфрамовый электрод 1 играет роль эталонного зонда и используется как постоянный элемент контактной пары во всех экспериментах.

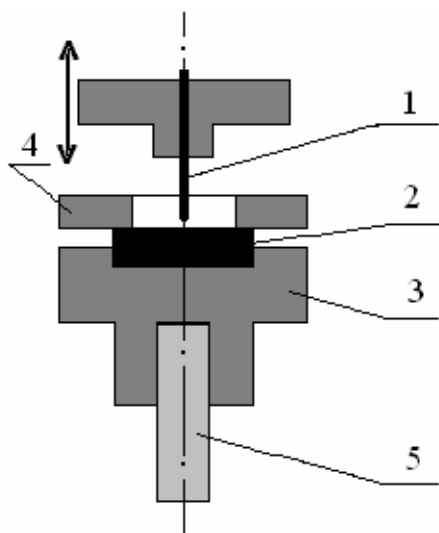


Рис. 1. Схема рабочего узла установки

Обойма 3 закреплена на микрометрическом винте 5, с помощью которого можно регулировать как раствор контактов, так и усилие нажатия. Установка позволяет менять расположение рабочего узла в пространстве, размещая его вертикально, как показано на рис. 1, и горизонтально. При вертикальном расположении рабочего узла возможны также два варианта расположения электродов: вольфрамовый зонд 1 располагается над исследуемым образцом 2, как показано на рис. 1, и наоборот (рабочий узел повернут на 180° относительно положения, показанного на рис. 1).

Частота коммутаций (число циклов включение – выключение) принята в соответствии с ГОСТ 24606.6-83 [7] равной 1 Гц (60 коммутаций в минуту). Раствор контакта 7 мм, скорость замыкания (размыкания) примерно 30 мм/с, продолжительность включения 50 %. Для гашения вибрации контактов используется специальный фрикционный демпфер, гасящий энергию колебаний за счет трения. Нагрузка на верхний электрод прикладывалась с помощью разновесов и равнялась во всех описанных ниже экспериментах 0,5 Н.

Параметры емкостного накопителя энергии: емкость $C = 330$ мкФ, зарядное напряжение $U_{\text{зар}} = 140 \dots 160$ В, постоянная времени зарядной цепи $\tau_{\text{зар}} = 0,33$ с.

Максимальная длительность одного испытания составляла 300 циклов коммутации. Повторность испытаний для каждого материала – десятикратная. После испытаний измеряли линейный износ образцов, т.е. уменьшение длины вольфрамового зонда и глубину лунки на образце из исследуемого материала. Точность измерений 0,01 мм. В качестве характеристики износостойкости принята величина объемного износа, приходящегося на 1 цикл коммутации $V/N_{\text{ц}}$, мм³/цикл.

Величины удельного износа $V/N_{\text{ц}}$ в зависимости от полярности электродов и их взаимного расположения представлены на рис. 2.

Из диаграмм на рис. 2 видно, что и полярность, и взаимное расположение электродов влияют на величину удельного износа. Во-первых, при любой полярности износ всех исследуемых материалов больше, когда образец находится под вольфрамовым зондом. Во-вторых, износ анода, как правило, больше износа катода, даже если анодом является вольфрамовый

зонд в паре с менее тугоплавким материалом. Исключением являются контактные пары W-Al и W-Ag, где при любой полярности износ вольфрамового зонда меньше, чем износ контрообразца.

Влияние полярности на износ конкретного материала показано на рис. 3.

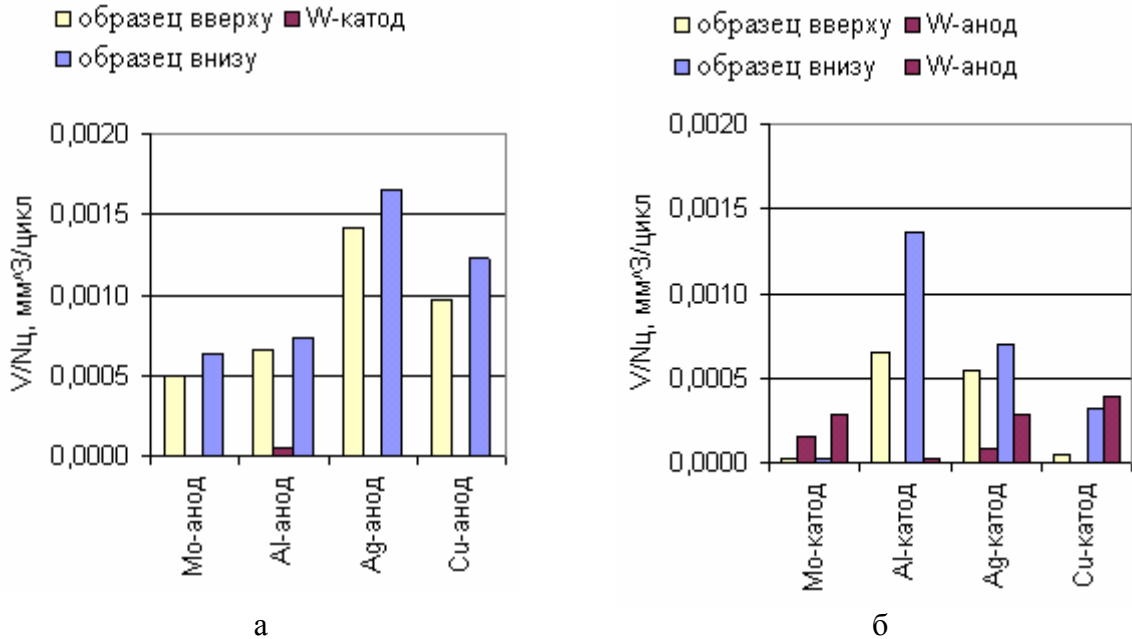


Рис. 2. Величина износа в зависимости от полярности и расположения электродов:
а – вольфрамовый зонд – катод, исследуемый материал – анод;
б – вольфрамовый зонд – анод, исследуемый материал – катод

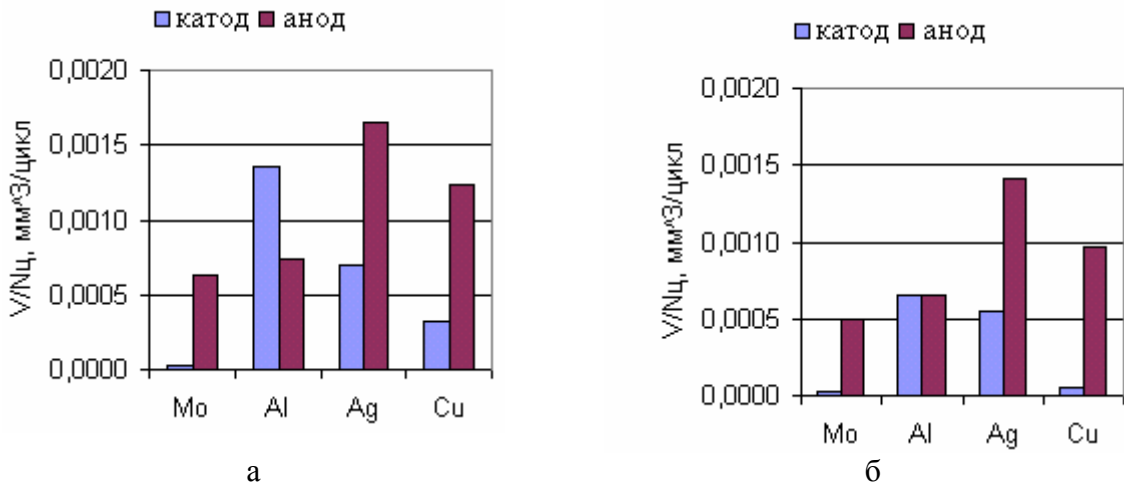


Рис. 3. Влияние полярности на величину износа электродов из различных материалов:
а – образец из исследуемого материала внизу;
б – образец из исследуемого материала сверху

При любом расположении контактной пары у всех исследованных материалов, за исключением алюминия, величина удельного износа больше при положительной полярности. Преобладание эрозии анода над эрозией катода при искровых разрядах указано в [5], в то же время отмечается, что в зависимости от параметров импульсного разряда большей эрозии может подвергаться как анод, так и катод. В дуговом разряде, наоборот, большим разрушениям подвергается отрицательный электрод.

Сравнение удельного износа различных материалов в одинаковых условиях, т.е. при одинаковой полярности и одинаковом расположении электродов, показано на рис. 4. В одинаковых условиях удельный износ вольфрамового электрода намного меньше, чем у любого из исследованных материалов.

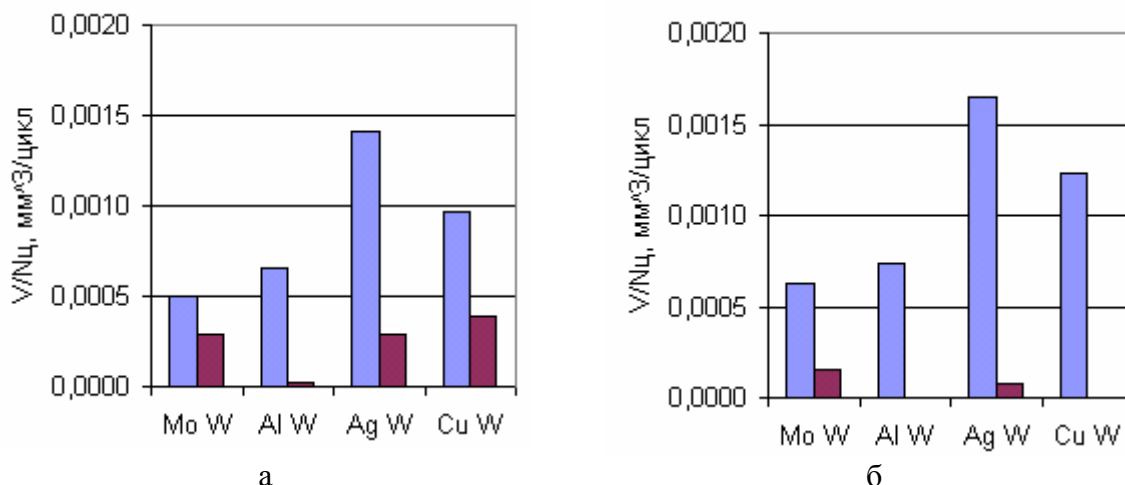


Рис. 4. Сравнение износостойкости различных материалов:
а – анод сверху; б – анод внизу

Фотографии следов воздействия импульсного разряда (лунки на исследованных металлах после завершения цикла испытаний в паре с вольфрамовым зондом) представлены на рис. 5. На фотографиях явно видны следы выбросов расплавленного металла. Наиболее четкие очертания имеют лунки на молибденовом образце. Это можно объяснить тем, что для тугоплавких металлов доля испарившегося металла больше, чем для легкоплавких [5, 8], поэтому на алюминии, меди и серебре значительная часть расплавленного и затем застывшего металла остается внутри и на периферии лунки. Однако и на молибденовых образцах по краям лунки образуются характерные наплывы застывшего металла, о чем наглядно свидетельствует профилограмма поверхности лунки (рис. 6).

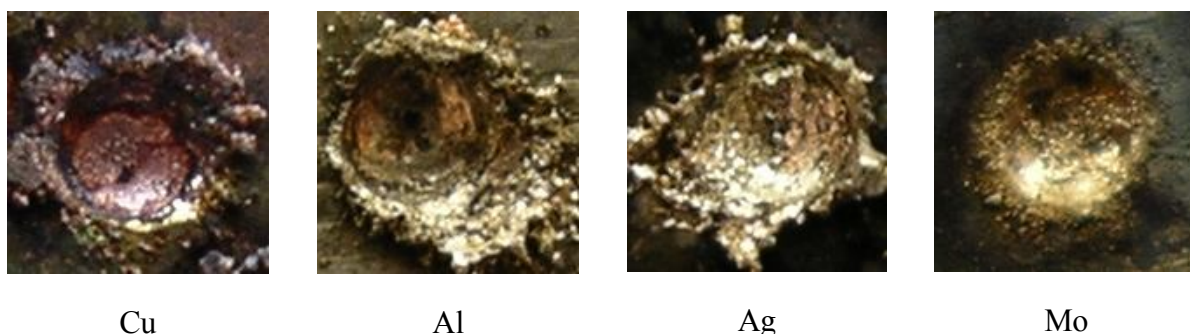


Рис. 5. Фотографии лунок после электроэрозионного изнашивания

В дальнейшем предполагается на основании экспериментальных результатов получить теоретические оценки величины удельного износа и сравнить их с результатами, соответствующими различным режимам разряда. Это, в свою очередь, позволит оценить возможность применения импульсных разрядов для форсированных сравнительных испытаний материалов на электроэрозионную износостойкость.

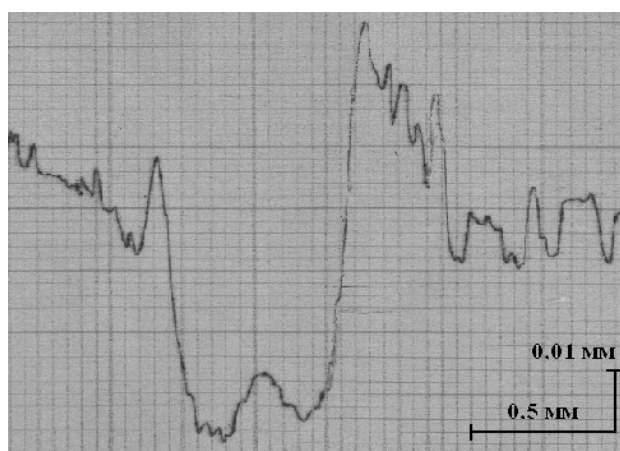


Рис. 6. Профилограмма лунки на образце из молибдена

Библиографический список

1. Хольм Р. Электрические контакты. – М.: Изд. иностр. лит-ры, 1961. – 464 с.
2. Справочник по расчету и конструированию контактных частей сильноточных аппаратов / Н.М. Адоньев, В.А. Афанасьев, В.В. Борисов и др. – Л.: Энергоатомиздат, 1988. – 384 с.
3. Таев И.С. Электрические аппараты. – М.: Энергия, 1977. – 272 с.
4. Буткевич Г.В., Ведешенков Н.А., Жаворонков М.А. Электрическая эрозия сильноточных контактов и электродов – М.: Энергия, 1978. – 256 с.
5. Намитоков К.К. Электроэрозионные явления. – М.: Энергия, 1978. – 456 с.
6. Ускоренные испытания на надежность технических систем // Материалы Первой Всесоюзной конференции по методам ускоренных испытаний. – М.: Изд. стандартов, 1974. – 232 с.
7. ГОСТ 24606.6-83. Изделия коммутационные, установочные и соединители электрические. Метод проверки работоспособности в цепях с низким уровнем сигнала. – М.: Изд. стандартов, 1984. – 4 с.
8. Методика расчёта эрозии контактов автоматических выключателей низкого напряжения / В.П. Мещеряков, В.В. Самойлов, С.А. Акачев, Ю.В. Благороднова // «Электрические контакты ЭК-2002»: Сб. докл. междунар. конф. – СПб. С. 117-121.

УДК 621.315

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

ПОВОРОТНО-ПРОХОДНЫЕ РАЗЪЕДИНИТЕЛИ НА ОСНОВЕ СКОЛЬЗЯЩИХ КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ С УПРУГОЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ

Длительные поисковые исследования токоведущих систем (ТВС) аппаратов, ведущиеся в лаборатории больших токов СПбГПУ, накопленный опыт разработок, испытаний и промышленного освоения подтвердили перспективность и обоснованность применения в ТВС сильноточных коммутационных аппаратов тонкостенных профилей с упругой деформацией их размыкаемых и скользящих контактных соединений. Прежде всего это относится к активно развиваемому направлению создания высоковольтных разъединителей и выключателей, конструктивные особенности которых в полной мере отражают результаты этих исследований [1, 2].

Общий вид конструкции поворотно-проходного разъединителя на 10 кВ приведен на рис. 1 [3]. Данная конструкция пока не представлена на отечественном рынке, хотя разъединители, работающие по этому принципу, прошли проверку при эксплуатации в Китае, Италии и некоторых других странах. Очень важным достоинством этих разъединителей для снижения габаритов КРУ и КСО, где они применяются, является сохранение неизменными размеров разъединителей во включенном и отключенном положениях.

Поскольку разъединители производят лишь разъединение обесточенной цепи, одним из факторов, влияющих на износ контактных поверхностей, является механическое трение. На интенсивность износа контактов за счет трения напрямую влияет сила контактного нажатия, необходимая для предотвращения отброса контактов при воздействии электродинамических усилий отброса и предотвращения сваривания контактов при протекании тока короткого замыкания. Так, при воздействии тока электродинамической стойкости в 65 кА сила отброса, приходящаяся на одну контактную точку, достигает 530 Н.

При рассмотрении токоведущей системы данного разъединителя (рис. 2) можно заметить, что в ее конструкции применены контактные пружины рессорного типа с контактными нажатиями всего в 150 – 200 Н. Очевидно, что таких усилий недостаточно для предотвращения сваривания контактов в аварийных режимах, однако данная конструкция имеет ряд

преимуществ, позволяющих за счет использования сил электродинамического взаимодействия токоведущих элементов друг с другом и с ферромагнитными элементами конструкции обеспечить необходимое контактное нажатие.

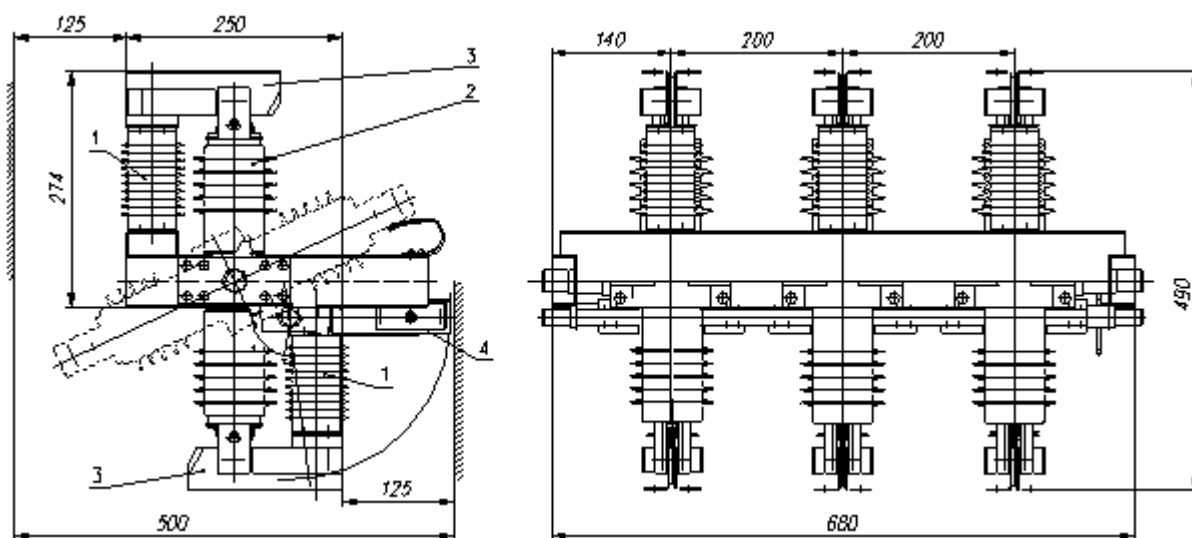


Рис. 1. Поворотно-проходной разъединитель на 10 кВ:

- 1 – опорный изолятор; 2 – поворотно-проходной изолятор с ножом контактным;
3 – неподвижный контакт; 4 – нож заземления

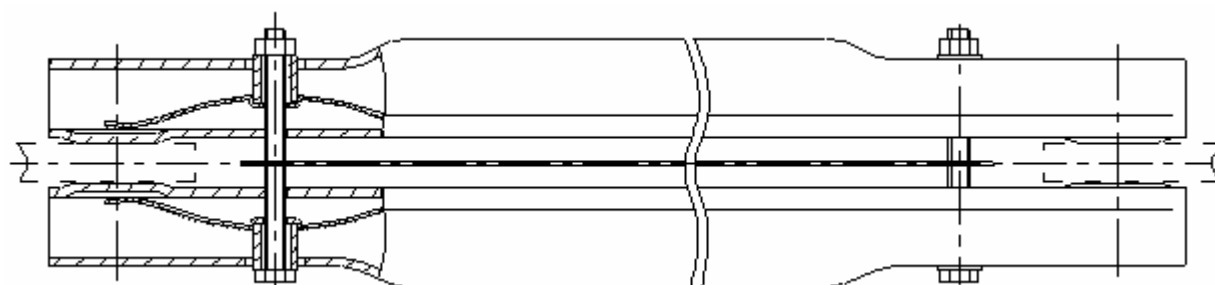


Рис. 2. Нож контактный поворотно-проходного разъединителя

Токоведущая система разъединителя (см. рис. 1 и 2) содержит два неподвижных контакта, установленных на опорных изоляторах, и два взаимодействующих элемента ножа сегментообразного профиля, симметрично расположенных внутри поворотного изолятора. Правильное положение сегментообразных элементов внутри изолятора обеспечивает стальная пластина. Так как ток, протекающий по обоим ножам, совпадает по направлению, то ножи притягиваются друг к другу и к ферромагнитной пластине, находящейся между ними.

Оценить силы электромагнитного взаимодействия можно по формуле [4]:

$$F = \frac{\mu_0}{4\pi} i_1 i_2 k,$$

где k – коэффициент контура, определяемый геометрическими размерами, характеризующими взаимное расположение взаимодействующих проводников,

$$k = \frac{(D_1 + D_2) - (a_1 + a_2)}{a},$$

где D_1, D_2 – диагонали; a_1, a_2 – стороны трапеции, образованной двумя параллельными проводниками; a – расстояние между проводниками.

Пользуясь при расчете допущением, что эквивалентный ток протекает по осевой линии проводника, получаем, что в момент воздействия ударных токов в контуре токоведущей системы разъединителя создаются усилия, гораздо превышающие силы, стремящиеся разорвать контактное соединение и создающие дополнительное контактное нажатие, необходимое для предотвращения сваривания контактов. В то же время, при оперировании (при отсутствии тока) усилия нажатия минимальны, что значительно повышает износостойкость контактов и, как следствие, механический ресурс разъединителя.

В центральных зонах рабочих контактирующих поверхностей поворотного ножа разъединителя 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

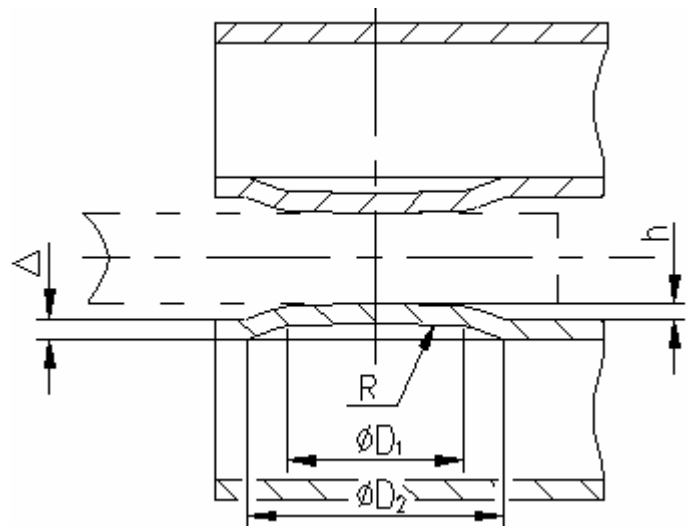


Рис. 3. Зоны рабочего контактирования подвижного и неподвижного контактов разъединителя

и обеспечиваются повышенные характеристики аппаратов по электродинамической и термической стойкости вследствие возникающей упругой деформации сферической контактной выпуклости [5].

Библиографический список

1. Филиппов Ю.А. Новая отечественная серия разъединителей на 10 кВ, от 400 до 5000 А // Новости электротехники. – 2000. – №3.
2. Калинин М.С., Рычагов В.Ю., Филиппов Ю.А. Сильноточные скользящие контактные соединения с упругой деформацией // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь: ТГТУ, 2004. – С. 110-114.
3. Патенты РФ № 2171514 и № 2206136. Поворотно-проходной разъединитель.
4. Теория электрических аппаратов: Учебник для вузов 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.
5. Карякин В.Е., Рычагов В.Ю., Филиппов Ю.А. Стойкость в аварийных режимах тонкостенных контактных соединений с упругой деформацией // «Электротехника 2010. Перспективные виды электротехнического оборудования для передачи и распределения электроэнергии»: Сб. докл. VI симпозиум. – Октябрь, 2001. – Т. 2. – Раздел 1.

УДК 621.315

В.Н. Забоин

Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КОЭФФИЦИЕНТОВ ТРЕНИЯ СИЛЬНОТОЧНЫХ СКОЛЬЗЯЩИХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОНТАКТОВ

При расчете механических потерь в системах токосъема различных типов и видов электрических машин обычно полагают, что коэффициент трения μ не зависит от усилия нажатия на щетку $F_{щ}$, скорости перемещения контактных пар V_k и расчетной (кажущейся) площади поверхности контактирования A_a , то есть закон Кулона – Амонтона выполняется в полной мере. Строго говоря, это возможно лишь в случае пластической деформации микровыступов на поверхностях контактирования. Однако при характерных для скользящего электрического контакта значениях $F_{щ} = 2 \dots 12$ Н деформация микровыступов носит упругий или упруго-пластический характер, и при варьировании $F_{щ}$, V_k и тока через щетку $I_{щ}$ неизменной должна оставаться удельная сила трения ψ , а не μ [1]. Для проверки справедливости соответствующих теоретических положений и для оценки корректности принимаемого в практических расчетах допущения о постоянстве μ были выполнены однофакторные экспериментальные исследования коэффициента трения различных контактных пар, применяемых в сильноточных системах токосъема электрических машин. Результаты этих исследований представлены настоящей статье.

Исследования однофакторных зависимостей μ от $S_{ц}$, $F_{ц}$, V_k и $I_{ц}$ проводились для контактных пар, образованных металлографитными («цветными»), электрографитированными («черными») и медными волокнистыми щетками с бронзовыми и стальными контактными кольцами (КК). Сначала было установлено, что при отсутствии $I_{ц}$ и постоянных значениях $F_{ц}$ и V_k коэффициент трения практически не зависит от расчетной площади S_a ($S_{ц} = a \times t$) поверхности контактирования A_a , варьирующей в опытах от 0,4 до 6,4 см². Так, в частности для меднографитных щеток марки МГСО, работающих на бронзовых КК с легирующими добавками редкоземельных металлов, лишь в области малых значений $S_{ц}$ (от 0,6 до 0,4 см²) μ_+ увеличился с 0,17 до 0,22, а μ_- – с 0,26 до 0,29. Это возрастание вызвано, по всей вероятности, повышением температуры контактной поверхности щетки ϑ_a из-за ухудшения условий теплообмена на ее боковой поверхности [2]. Соответствующее увеличение поверхности непосредственного механического контакта A_e (фактической поверхности касания $A_{сф}$) приводит к возрастанию молекулярной составляющей F_a силы трения F , а следовательно, и μ . Наблюдаемое в опыте соотношение $\mu > \mu_+$ обусловлено большей шероховатостью рабочей поверхности КК под катодной щеткой, чем под анодной. Причем важно подчеркнуть, что если обработка, притирка и последующее исследование μ проводятся без тока, то различие в μ установить, естественно, не удастся. Полученные данные в целом совпадают с результатами аналогичных исследований иностранными авторами меднографитных щеток с большим содержанием меди. В частности в [3] показано, что при варьировании $S_{ц}$ от 0,806 до 3,23 см² не только μ , но и линейная скорость износа щеток остаются постоянными при значении $I_{ц} = \text{const}$ из диапазона от 0 до 1120 А.

Основными факторами воздействия на триботехнические характеристики скользящего электрического контакта, в частности на скорость износа его элементов, являются, конечно, $F_{ц}$, V_k и $I_{ц}$. Увеличение усилия нажатия на щетку $F_{ц}$ в диапазоне от 4 до 20 Н приводит, как правило, к снижению μ в среднем на 15 – 20 %. Следовательно, между контактными элементами действительно существуют упругие и упругопластические фрикционные связи, так как площадь S_e фактической поверхности контактирования $A_e(A_{сф})$ и соответственно $F_a(F)$ не пропорциональны $F_{ц}$, то есть $\mu = F/F_{ц} \neq \text{const}$. Систематизация и обобщение аналогичных результатов для всех исследованных контактных пар позволяют утверждать, что в указанном диапазоне изменения $F_{ц}$ площадь поверхности $A_{сф}$ пропорциональна $F_{ц}^\alpha$, где показатель степени α в среднем равен 0,7, а следовательно, $\mu \approx F_{ц}^{-0,3}$.

Увеличение тока через щетку $I_{щ}$ при $F_{щ} = \text{const}$ должно приводить не только к возрастанию молекулярной составляющей F_a силы трения F , но и ее абразивных составляющих F_s и F_p [1]. Вследствие чего коэффициент трения будет также расти. Причем соответствующая зависимость у металлографитных щеток с большим содержанием меди должна быть выражена наиболее сильно из-за увеличения шероховатости рабочей поверхности контактного кольца под катодной щеткой и интенсивного выделения абразивных частиц износа анодной щеткой в результате протекания электрохимических процессов. Экспериментальные исследования показали, что у металлографитных щеток любой полярности увеличение $I_{щ}$ от нуля до 100 – 150 А действительно приводит, как правило, к возрастанию μ в среднем на 15 – 20 %.

Влияние тока $I_{щ}$ на коэффициент трения электрографитированных щеток (ЭГ2АФ, ЭГ, ЭГ4) и металлографитных щеток с большим содержанием графита (611ОМ) выражено значительно меньше, чем у «цветных» щеток. Причина этого состоит в том, что продуктами износа щеток являются, в основном частицы графита, оказывающие смазывающее действие не только на абразивные составляющие F_s и F_p силы трения F , но и на ее молекулярную составляющую F_a . В результате коэффициент трения не только не увеличивается, но даже уменьшается, особенно у анодных щеток.

Несомненно, не только теоретический, но и практический интерес представляют так называемые фрикционные характеристики скользящего контакта – $\mu = f(V_k)$ при $F_{щ} = \text{const}$. Все они имеют падающий характер, что указывает на нестабильность контактирования, приводящую к уменьшению $A_{сф}$ и F_a . Несмотря на большую шероховатость рабочей поверхности контактного кольца под катодной щеткой соответствующая зависимость $\mu = f(V_k)$ выражена меньше, чем для анодной щетки. По всей вероятности, это связано с большим увеличением температуры ϑ_α поверхности $A_{сф}$ катодной щетки при возрастании V_k (механических потерь $p_{мех}$), так как факторы ϑ_α и V_k воздействуют на величину поверхности $A_{сф}$ в противоположных направлениях.

Обобщая результаты однофакторных исследований коэффициента трения μ различных контактных пар, применяемых в системах токосъема электрических машин, можно утверждать, что при характерных для скользящего электрического контакта значениях усилия нажатия $F_{щ} = 2 \dots 20$ Н между α -пятнами непосредственного механического контакта (площадками A_ϕ) существуют упругие, упругопластические и молекулярные фрикционные связи. Поэтому при варьировании $F_{щ}$, V_k и $I_{щ}$ коэффициент трения не остается, как это принято считать, постоянным. Причем увеличение $F_{щ}$ и V_k приводит к уменьшению μ (закон Кулона – Амонтона не выполняет-

ся), а возрастание $I_{щ}$ – к росту μ . Однако в возможных диапазонах изменения $F_{щ}$, V_k и $I_{щ}$ интегральное уменьшение μ в среднем, составляет 10 – 15 %, что обеспечивает инженерный запас прочности при определении механических потерь в системах токосъема при предположении постоянства μ , если в качестве его расчетного значения берется значение из соответствующей справочной литературы. Кроме того, для исследованных автором металлографитных (МГСО, МГ, 611ОМ) и электрографитированных щеток (ЭГ2АФ, ЭГ4) можно на стадии проектирования соответствующих систем токосъема просто принимать μ равным 0,25. Вместе с тем, при оптимизации параметров этих систем по минимуму суммарных потерь следует учитывать, что значительное уменьшение $F_{щ}$ с целью снижения $p_{мех}$ может быть неэффективным, так как оно приводит к возрастанию μ .

Библиографический список

1. Хольм Р. Электрические контакты. - М : Изд. иностр. лит. – 1961. – 464 с.
2. Забоин В.Н. Оценка тепловой напряженности элементов неоднородного скользящего электрического контакта // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь: ТГТУ, 2004. – С. 129-133.
3. Brennan M., Eliezer Z., Weldon W.F. The Testing of Sliding Electrical Contacts for Homopolar Generators // IEEE Trans. CHMT. – 1979. – V.2. – № 1. – P. 111–115.

УДК 621.315

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

КОНСТРУКТИВНЫЕ СПОСОБЫ ЗАЩИТЫ ОТ ГОЛОЛЕДА ФРИКЦИОННЫХ КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ АППАРАТОВ НАРУЖНОЙ УСТАНОВКИ

Одной из наиболее серьезных причин, ухудшающих условия работы электрооборудования высоковольтных электросетей, приводящих к преждевременному выходу его из строя, является усложнение его работы при возникновении и развитии гололеда.

Природные условия иногда таковы, что выходят из строя целые энергетические районы. В качестве примера можно упомянуть статью «Шел мягкий пушистый снег» в газете «Правда» от 07.02.1975 г., в которой сообщается, что три района на юго-востоке Воронежской области: Калачеевский, Петропавловский и Верхнемамонский, – оказались без электроэнер-

гии. Снег лег толстым слоем, а затем все застелил густой туман. Обледенение произошло быстро. За считанные часы толщина льда на проводах достигла 120 мм, что создало нагрузку льда 2,5 кг на погонный метр провода. Металл не выдержал. Толстые провода обрывались как нитки. В ряде мест упали стальные опоры. Были выведены из строя около 100 км линий электропередачи. Остановилась промышленность этих районов. Встали молокозаводы. Восстановить подачу электроэнергии удалось только через несколько дней.

В прошлом году близкая ситуация по гололеду возникла в Псковской области.

Очевидно, что при разработке конструкций высоковольтных разъединителей, токоведущие системы которых из всего электрооборудования сетей являются наиболее уязвимыми при воздействии гололеда, защите их фрикционных контактных соединений должно уделяться пристальное внимание.

Новое техническое решение токоведущих систем 1 двухколонковых горизонтально-поворотных разъединителей на 110 – 220 кВ, номинальные токи 1000 – 3200 А, при разработке которых проблема надежной работы в условиях гололеда была определяющей при соблюдении, естественно, технико-экономической эффективности аппаратов в целом, показано на рис. 1.

Контактные выводы 2 разъединителя шарнирно контактируют с полуножами, один из которых охватываемый 3, другой охватывающий 4, жестко укрепленными на своих опорных изоляторах 5. Охватываемый полунож выполнен полым с лопаткообразной формой сечения 6, входящей при включении в ловитель 7 охватывающего полуножа с образованием надежного контактного соединения 8 в его внутренней полости, практически полностью защищенной от образования гололеда. Однако здесь было очень важно точно обеспечить совмещение при включении площадок контактирования, которые могут содержать ограниченные по размерам серебряные пластинки. В новой конструкции это достигается введением внутреннего фиксирующего ловителя 9 заданного положения включенных полуножей, показанного на рис. 2.

С помощью шариковых подшипников в приводных механизмах токоведущей системы разъединителя все перемещения конструктивных элементов осуществляются на основе использования трения качения.

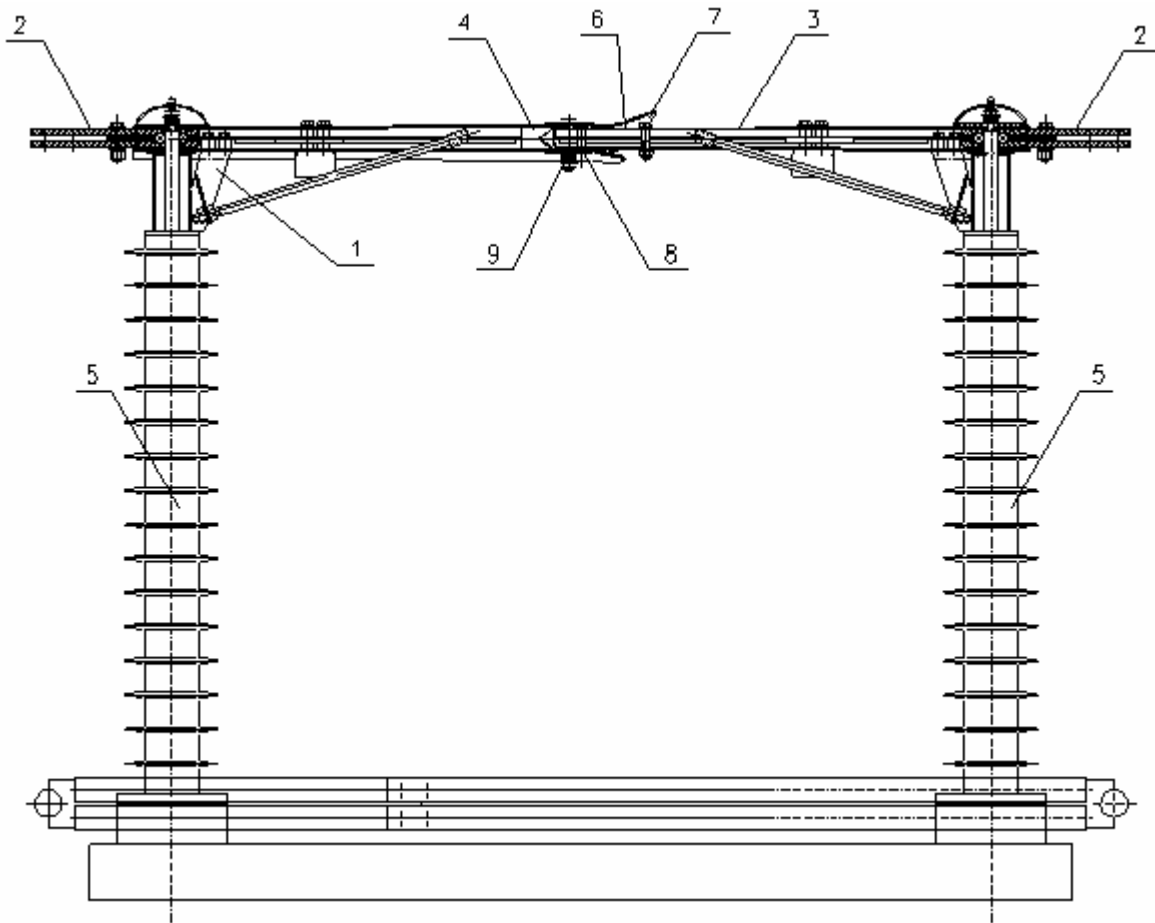


Рис. 1. Двухколонковый горизонтально-поворотный разъединитель на 110 – 220 кВ с конструктивными средствами защиты от гололеда

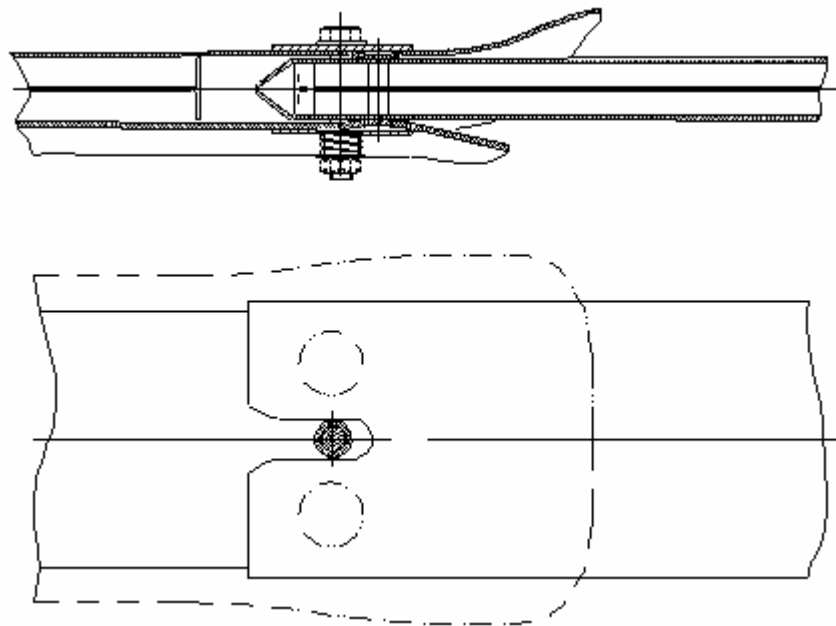


Рис. 2. Внутренний фиксирующий ловитель включенного положения полуножей разъединителя

Трение скольжения остается лишь при контактировании непосредственно в контактах, причем, поскольку в центральных зонах плоских рабочих контактных поверхностей подвижных контакт-деталей выполнены местные выпуклости, сохраняется стабильность этого контактирования, исключаются колебания электрического сопротивления стягивания.

Сами контактные выводы аппаратов выполнены из медных пластин, но с помощью холодной сварки под большим давлением удлинены присоединенными к их торцам алюминиевыми пластинами. Таким образом, выполнено пожелание эксплуатационников электроэнергетики иметь в высоковольтных аппаратах с медными, как правило, токоведущими системами алюминиевые контактные выводы.

В разъединителе все зоны электрического фрикционного контактирования посредством конструктивных мер практически полностью защищены от образования гололеда, причем защищены самими же токоведущими элементами, достигнуто минимальное и стабильное сопротивление стягивания, обеспечивается высокая электродинамическая и термическая стойкость, а также создается возможность развития аппаратов этого типа по параметрам.

УДК 519.876.5:621.316.5

В.В. Самойлов

Закрытое акционерное общество «Контактор», Ульяновск

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ФИЗИЧЕСКИХ ПОЛЕЙ И ПРОЦЕССОВ В НИЗКОВОЛЬТНЫХ АВТОМАТИЧЕСКИХ ВЫКЛЮЧАТЕЛЯХ

Многие исследователи отмечают сложность, взаимосвязанность и нелинейность физических процессов, протекающих в коммутационной и газоразрядной аппаратуре, в частности процессов в дуге отключения в автоматических выключателях низкого напряжения. Из-за отмеченных особенностей разнообразные дуговые явления изучены, а их математические модели разработаны с той или иной степенью детальности. В силу тех же особенностей для конструирования автоматических выключателей необходимы не только адекватные процессам модели, но и наиболее наглядные из них. В работе представлены методические основы для построения таких моделей, выявленные в результате проводимых в ЗАО «Контактор» исследований сильноточной дуги отключения.

Наблюдаемое поведение дуги. Экспериментальные и теоретические исследования коммутационных процессов показывают, что дуга отключения при своём возникновении, неподвижности, движении по дугогасительным контактам и рогам, вхождении в дугогасительную решётку, повторных зажиганиях и погасании обладает непрерывно изменяющейся геометрией своих частей. Киносъёмка сильноточного разряда демонстрирует, что дуга не является сплошным образованием типа столба или канала, а претерпевает переходы от контрагированной формы к диффузной и обратно, имеет многочисленные пятна привязки и включает в качестве элементов потоки плазмы и струйки проводимости. После отключения на электродах обнаруживаются разнообразные по размеру и структуре эрозионные зоны.

Кроме того, в работе дугогасительного устройства обнаружены режимы и ситуации, в значительной степени зависящие от геометрических и топологических параметров конструкции и физических полей. Наиболее яркие примеры:

- критерий Мещерякова начала движения дуги в межконтактном промежутке – раствор контактов должен превысить радиус опорной площадки дуги [1, 2];
- критерий Бурхарда входа дуги в дугогасительную решётку – деление дуги и её вхождение в дугогасительную решётку происходят при расстояниях между пластинами, не меньших, чем диаметр дуги [3];
- выявленный Подольским переход от контрагированной формы дуги (из режима «резистор») к диффузной форме дуги (в режим «конденсатор») как постепенный разрыв линий электрического поля и замыкание их на собственный электрод [4];
- зависимость формы дуги (контрагированная – диффузная) от расстояния между электродами и силы тока [5];
- разнообразие форм эрозионных следов на деионных пластинах дугогасительной решётки в зависимости от размеров пластин, расстояния между ними, материала покрытия и силы тока [5].

Подходы к геометрии дуговых и контактных явлений. Упомянутые примеры прямо указывают на необходимость работы с геометрической информацией. Стиль работы с геометрией и топологией устройств и полей может непосредственным образом повлиять на результаты исследования дуговых и контактных явлений. В силу своей наглядности геометрические объекты и концепции могут служить связующим звеном между учёными и конструкторами при разработке новых устройств, использоваться как в научных расчётных пакетах, так и в САПР, способствовать развитию как физических теорий, так и инженерных методик расчёта. Кроме того, так как максимум информации человек получает посредством зрения, то работа с геометрическими образами для него естественная и по-своему привлекательная.

В области контактных и дуговых явлений создано немало геометрических моделей и подходов. Это, например, каналовая модель дуги; классификация пятен дугового разряда (1, 2, 3-го родов) [6] и их внутренняя структура; наличие нескольких приэлектродных слоёв (ионизационный, бесстолкновительный); моделирование рельефа неровной поверхности электродов [7]; формулы Хольма [8], Гринвуда [9], Бойера [10] и др. для сопротивления стягивания круглых, эллиптических, квадратных пятен; модель Хольма – Буша [8] стягивания тока; переход от непрерывной области стягивания [8] к разрывной [11]; сваривание контактов по кольцевой области и т.п. Все они связаны с учётом характеристик соответствующих полей – электрических, магнитных, тепловых, газодинамических. Дальнейшие исследования дуговых и контактных явлений непосредственно связаны с развитием новых методов расчёта и анализа физических полей.

В качестве примера метода расчёта полей, изначально опирающегося на геометрию источников, приведём прямой метод определения напряжённости поля Сочнева [12]. Этот метод основан на предварительном расчёте геометрической функции – угла наклона напряжённости двумерного поля к одной из координатных осей, по которой далее рассчитывается модуль напряжённости поля. Метод исходит из взаимного расположения особых точек поля и определения их координат.

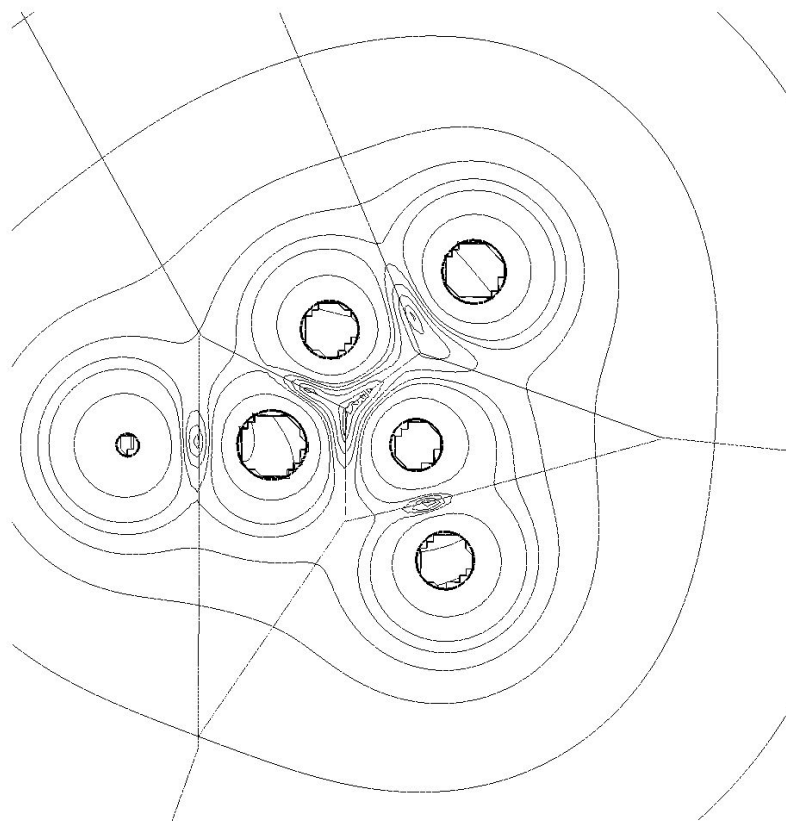
Разбиение дугогасительного устройства системой трубок взаимосвязанных полей. Учитывая вышесказанное, предлагается следующий подход к исследованию процессов в выключателях. Расчёт и анализ физических полей подразумевает операции над их характеристиками. Наиболее известными характеристиками поля являются его линии тока и трубки тока. Дугогасительное устройство, включая контактную систему и дугогасительную решётку, а также электрическую дугу, представляет собой систему разбивающих его объектов, ограниченных трубками полей электромагнитного, теплового, концентрационного, гидродинамического, механического полей. Эта система, а также система трубок тока представляют собой нестационарную и иерархическую систему. Каждая трубка тока есть совокупность линий тока, проходящих через некоторую замкнутую кривую. В качестве этих кривых выбираются периметры электродов и изоляционных частей, контактных пятен, эрозионных зон, зон ввода-вывода потоков соответствующих полей, выхлопных отверстий и отверстий пламягасительной решётки, капель разбрызгивающегося металла.

Анализ и расчёт напряжённостей полей, линий и трубок тока проводятся с помощью метода Сочнева или его обобщений. Это насущный вопрос, так как в расчётных пакетах построение линий и трубок тока не является стандартной, встроенной процедурой [13]. Далее для физических теорий возможны постановка граничных условий и обратных задач, опре-

деление интенсивностей трубок тока и т.п. Для инженерных методик расчёта возможно построение схем замещения полей и устройств.

Предлагаемый подход будет плодотворен при описании дуговых катодных и анодных пятен, струй и потоков плазмы, столба, диффузного состояния и повторных зажиганий дуги. С его помощью могут быть исследованы форма дуги в дугогасительном устройстве, контракция дуги, образование пятен и струек тока из короткой дуги; смоделированы композиционные материалы, капли в межконтактном промежутке, взаимодействие дуги с собственными полями; рассчитаны сопротивления, ёмкости, индуктивности отдельных элементов, электродинамические силы в контуре, форма деионных электродов дугогасительной решётки.

Предлагаемый подход с разбиением системы трубками тока опробован для замкнутых контактов со многими пятнами [14]. Там же проведено обобщение модели Хольма – Буша стягивания тока для многоточечного контакта. Изолинии модуля плотности тока в плоскости пятен замкнутого контакта и разбиение плоскости трубками тока отдельных пятен представлены на рисунке.



Линии уровня модуля плотности тока в плоскости многоточечного контакта и разбиение этой плоскости трубками тока отдельных пятен

Библиографический список

1. Мещеряков В.П., Капустин В.В., Подольский Д.В. Физические процессы при отключении низковольтных сильноточных выключающих аппаратов // *Электротехника*. – 1997. – № 1. – С. 30-36.
2. К вопросу о времени неподвижности дуги отключения на размыкающихся контактах / В.П. Мещеряков, С.А. Акачев, В.В. Капустин, В.В. Самойлов // *Электротехника*. – 2000. – № 7. – С. 29-36.
3. Брон О. Б., Сушков Л. К. Потоки плазмы в электрической дуге выключающих аппаратов. – Л.: Энергия, 1975.
4. Подольский Д. В. Численное моделирование электромагнитных полей в автоматических воздушных выключателях низкого напряжения: Дис. ... канд. техн. наук. – Ульяновск: УГУ, 1999.
5. Mestcheryakov V., Akachev S., Podolsky D. Structure of Electrical Arc in Arc Chute // *Proceedings of the 21st International Conference on Electrical Contacts*. Switzerland, Zurich. – 2002. – P. 255-259.
6. Любимов Г. А., Раховский В. И. Катодное пятно вакуумной дуги // *Успехи физических наук*. – 1978. – Т. 125. – № 4. – С. 665-706.
7. Мышкин Н. К., Петроковец М. И. Трибология. Принципы и приложения. – Гомель: Институт механики металлополимерных систем НАН Беларуси, 2002.
8. Хольм Р. Электрические контакты. – М.: ИЛ, 1961.
9. Greenwood J. A. Constriction Resistance and the Real Area of Contact // *British Journal of Applied Physics*. – 1966. – V. 17. – P. 1621-1632.
10. Boyer L. Contact Resistance Calculations: Generalizations of Greenwood's Formula Including Interface Films // *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*. – 2001. – V. 24/ – №1. – P. 50-58.
11. Andea P., Delesega I. Electrodynamical Forces in Electrical Contact // *Proceedings of the 20th International Conference on Electrical Contacts*. Sweden, Stockholm. – 2000.
12. Сочнев А. Я. Расчёт напряжённости поля прямым методом. – Л.: Энергоатомиздат, 1984.
13. Шишигин С. Л. Построение двумерной картины электростатического поля // *Электричество*. – 2004. – № 3. – С. 53-58.
14. Самойлов В. В. Аналитическое и численное моделирование процессов электро- и теплопереноса в многоточечных электрических контактах: Дис. ... канд. физ.-мат. наук. – Ульяновск: УГУ, 2004.

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие	3
<i>МИКРОГЕОМЕТРИЯ И КОНТАКТИРОВАНИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ</i>	
Н.Б. Демкин. Влияние микрогеометрии на контурную площадь и жесткость стыков	4
А.С. Иванов. Обоснование предлагаемых расчетов на контактную жесткость при конструировании машин	8
А.С. Иванов, Б.А. Байков, И.И. Шаталина. Влияние контактной жесткости на распределение нагрузки по виткам резьбы	15
А.С. Иванов, Б.А. Попов. Учет контактной жесткости сопрягаемых поверхностей при расчете соединения с натягом	21
В.П. Потележко. Задача Фламана для двухслойной полуплоскости	29
П.А. Сорокин, В.С. Дронов, Г.В. Селиверстов, А.С. Толоконников. Изменение оптических свойств поверхности при упругопластической деформации малой области металлоконструкции	34
Г.В. Селиверстов. Геометрические характеристики поверхности циклически нагружаемого материала	38
А.С. Толоконников, Р.А. Испирян. Автоматизация обработки результатов исследования накопленной повреждаемости поверхности металла	40
А.А. Ланков. Особенности формирования фактической площади контакта шероховатых поверхностей и возможность достижения пластичности	42
<i>ФРИКЦИОННЫЕ ПРОЦЕССЫ В КОНТАКТЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН</i>	
А.Н. Болотов. Трение при скольжении структурированной магнитной жидкости по твердой поверхности.	46
Р.С. Вареца, В.В. Мешков. Моделирование внедрения двух абразивных частиц в поверхностный слой термопласта	51
Г.С. Фукс-Рабинович, Л.Ш. Шустер, М.Ш. Мигранов, Р.И. Ахметшин. Исследование трибологических свойств дуплексных покрытий для режущих инструментов из быстрорежущей стали	55
В.Г. Терещенко. Бесконтактный способ измерения линейного износа и высоты неровностей	61
С.В. Чертовских, Л.Ш. Шустер, В.В. Столяров. Исследование триботехнических свойств нитинола, полученного интенсивной пластической деформацией	66

Д.А. Зоренко, В.В. Новиков, О.О. Новикова. Применение износостойких анодно-искровых покрытий для увеличения срока службы подвижных деталей выталкивающей системы пресс-форм	70
В.В. Новиков, Д.А. Зоренко. Исследование факторов возникновения коррозии при микродуговом оксидировании алюминия и его сплавов ...	74
О.В. Кретинин, С.С. Горбунов, Е.А. Мотова, А.Н. Крылов, Д.Е. Хохлов. Использование экспресс-оценки прогнозирования процессов износа материалов	76

ФИЗИКА ПОВЕРХНОСТИ И ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ

Н.Ю. Сдобняков, А.Н. Базулев, В.М. Самсонов. Расчет избыточной свободной энергии наноклапел и нанокристаллов во втором приближении теории возмущений	80
И.Е. Новиков, А.Р. Новоселов. Оценка линейного натяжения ребер	90
Е.Ф. Новиков. Метод оценки температурной зависимости поверхностного натяжения изомеров нормальных углеводородов	93

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

<u>В.М. Власов</u> , Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Витвицкий. Влияние ультразвуковых колебаний на напряженное состояние в боридных слоях	97
И.Н. Нестерова. Повышение срока эксплуатации стальных деталей нанесением ионно-плазменного покрытия	102
Е.Р. Матвеев. Анализ компьютерных моделей для расчёта относительного удельного электросопротивления дисперсного электропроводного материала	103
В.В. Иванов, О.В. Самсонова. Влияние дозы облучения на процессы переключения в монокристаллах ТГС	109

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТЫ

В.В. Измайлов, М.В. Новосёлова, Д.А. Левыкин. Исследование эрозионной износостойкости электроконтактных материалов в режиме импульсного разряда	112
М.В. Ким, В.Ю. Рычагов, Ю.А. Филиппов. Поворотно-проходные разъединители на основе скользящих контактных соединений с упругой деформацией	117
В.Н. Забоин. Экспериментальные исследования коэффициентов трения сильноточных скользящих электрических контактов	120
М.С. Калинин, В.Ю. Рычагов, Ю.А. Филиппов. Конструктивные способы защиты от гололеда фрикционных контактных соединений высоковольтных аппаратов наружной установки	123
В.В. Самойлов. Геометрический анализ физических полей и процессов в низковольтных автоматических выключателях	126