

**Федеральное агентство по образованию
Тверской государственный технический университет**

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

Межвузовский сборник научных трудов

Выпуск 3

Тверь 2007

УДК 621.891

ББК 22.3:22.2:34.44я47

Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин [Текст]: межвуз. сб. науч. тр. / Под ред. Н.Б. Демкина. Вып. 3. Тверь: ТГТУ, 2007. 128 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);

канд. техн. наук М.В. Новосёлова (ответственный секретарь).

Рецензенты:

зав. кафедрой общей физики ТвГУ, доктор хим. наук профессор Ю.Д. Орлов;

доцент кафедры общей физики ТвГУ, кандидат физ.- мат. наук Е.Ф. Новиков.

ПРЕДИСЛОВИЕ

Тематика статей отражает основные направления исследовательской деятельности сотрудников кафедры физики Тверского государственного технического университета в области механики и физики контактного взаимодействия. Представлены также работы ученых из других вузов, в которых рассматриваются вопросы физики контактных явлений в конденсированных средах, физические аспекты материаловедения.

Статьи в сборнике расположены по тематическим разделам.

Раздел “*Механика контактного взаимодействия технических поверхностей*” включает статьи, посвященные актуальным научным и практическим вопросам теории контакта шероховатых поверхностей деталей машин и технических узлов.

Раздел “*Физические процессы на поверхности твердых тел*” содержит статьи, в которых рассматриваются различные аспекты взаимодействия твердой и жидкой фаз и физические свойства поверхностей монокристаллов.

В разделе “*Триботехника*” включены статьи, посвященные широкому кругу проблем трибологии. Представлены оригинальные результаты по разработке современных антифрикционных покрытий, повышающих износостойкость фрикционных узлов. Следует также отметить ряд статей, посвященных повышению эксплуатационных свойств реальных триботехнических узлов.

В разделе “*Электрические контакты*” рассматриваются актуальные проблемы повышения качества и надежности коммутирующего оборудования электрических сетей. Результаты исследований представляют несомненный теоретический и практический интерес.

В статьях, содержащихся в разделе “*Технология машиностроения*”, представлены результаты исследований технологических процессов в производстве машиностроительных изделий и их практическое применение. Описаны перспективы повышения качества и надежности конструкционных материалов и изделий из них.

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

**МЕХАНИКА КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ
ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

УДК 621. 891

Н.Б.Демкин

Тверской государственной технической университет

**ЗАВИСИМОСТЬ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ
ОТ ХАРАКТЕРИСТИК МИКРОГЕОМЕТРИИ**

Согласно молекулярно-механической теории трения, сила трения складывается из адгезионной F_a и деформационной F_d составляющих [1]

$$F = F_1 + F_2. \quad (1)$$

Коэффициент трения также может быть представлен в виде суммы

$$f = f_a + f_d, \quad (2)$$

где

$$f_a = \frac{\tau_0}{p_r} + \beta, \quad f_d = k\alpha_g \sqrt{y/r}. \quad (3)$$

Здесь τ_0 – удельная сила трения; β - коэффициент, характеризующий влияние давления на удельную силу трения; y – сближение поверхностей; r – радиус вершин выступов; α_g – коэффициент гистерезисных потерь ($\alpha \sim 0,01 \div 0,03$); k – коэффициент, характеризующий сопротивление отеснению материала единичной неровностью, для пластического контакта $k = 0,55$, а для упругого $k = 0,19$; p_r – фактическое давление.

Используя теорию реального контакта для расчета фактического давления и сближения при пластическом, упругом и упругопластическом контакте, можем найти коэффициент трения и силу трения на каждом выступе. При этом учитываются величина деформации выступа и давление на нем [2-4].

Для единичного выступа при пластическом, упругом и упругопластическом контакте коэффициент трения можем записать в виде

$$f = (\tau_0/GH_m)(y_k/y)^\omega + \beta + 0,55(y/r)^{1/2} + 0,19\alpha_g(y/r)^{1/2}, \quad (4)$$

здесь G и ω – коэффициенты, зависящие от степени деформации; y_k - критическое сближение; $y_k = 5,47 \cdot r \cdot \left(\frac{H_m}{E}\right)^2$, y_w - упругое восстановление; H_m – предельная твердость по Майеру; E – эффективный модуль упругости.

Последнее слагаемое в формуле (4) характеризует гистерезисные потери за счет упругого восстановления материала при упругопластическом контакте.

Величину упругого восстановления можно выразить как [5, 6]

$$y_w = 3,33(p_r / E)(r \cdot y)^{1/2}, \quad (5)$$

где p_r - фактическое давление, E – эффективный модуль упругости.

Формулы (3), (4) и (5) дают значение силы трения для отдельных выступов с учетом величины их деформации.

Разработанная ЭВМ - модель позволяет суммировать силы трения, полученные для отдельных выступов, и определить общий коэффициент трения и его адгезионную и деформационную составляющие. При этом характер деформации выступов меняется, в зависимости от сближения, от упругой к упругопластической и пластической. Учитывалось упрочнение материала при деформации выступов [6, 7].

Общая сила трения будет равна

$$F = \sum_1^n F_i. \quad (6)$$

Здесь F_i – сила трения на отдельном выступе, и, следовательно, общий коэффициент трения будет равен

$$f = F / N.$$

Расчеты выполняются для плоских стальных поверхностей, применительно к малым скоростям скольжения, когда температура на поверхности трения меняется незначительно.

Таблица. Характеристики шероховатых поверхностей

№ поверх.	p_c , МПа	HB , МПа	ν	Rp , мм	τ_0	β	α_g
1	5	2000	2	0,005	20	0,1	0,03
2	1	4000	2	0,005	20	0,1	0,03
3	5	2000	2	0,001	20	0,1	0,03
4	1	4000	2	0,001	20	0,1	0,03

В таблице представлены характеристики поверхностей, для которых выполнялись расчеты. Здесь p_c – контурное давление; HB – твердость по Бринеллю; ν - параметр кривой опорной поверхности; Rp – максимальная высота выступов над средней линией; τ_0 , β - параметры удельной силы трения; α_g – коэффициент гистерезисных потерь. Предполагалось, что трение происходит между двумя одинаковыми поверхностями.

На рис. 1 показано влияние величины радиуса кривизны вершин выступов на трение двух одинаковых шероховатых поверхностей, рисунок соответствует поверхностям №3 (табл.). Как видно из рисунка, коэффициент трения значительно увеличивается, когда r становится меньше 50 микрометров, причем это увеличение обусловлено ростом деформационной составляющей коэффициента трения. Адгезионная составляющая практически не меняется. Увеличение коэффициента трения вызвано ростом фактического давления, приводящим к внедрению выступов. На рис. 2 видно, что с уменьшением радиуса выступов фактическое давление растет, причем этот рост особенно заметен при малых радиусах выступов. На рис. 3 показано влияние на коэффициент трения параметра кривой опорной поверхности ν , характеризующего дисперсию вершин выступов по высоте. Как видно из рисунка, это влияние невелико, хотя оно увеличивается с ростом коэффициента трения.

На рис. 4 показано изменение числа контактирующих выступов и среднего диаметра пятна контакта с увеличением радиуса кривизны их вершин. Из рисунка видно, что вначале число контактирующих выступов резко сокращается, а когда радиус становится больше 100 мкм, оно почти не изменяется. С увеличением шероховатости число контактирующих выступов уменьшается, особенно для малых радиусов. Средний диаметр пятен контакта с увеличением радиуса кривизны вершин выступов плавно возрастает от 3 до 30 мкм при $Rp = 5$ мкм и от 1 до 14 мкм при $Rp = 1$ мкм. Для малых радиусов вершин выступов диаметр пятен растет быстрее.

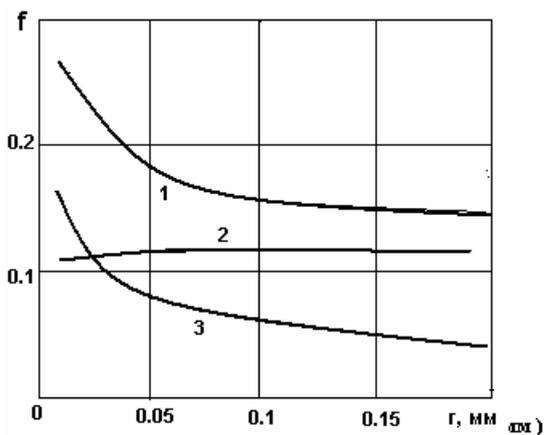


Рис. 1. Влияние радиуса кривизны вершин выступов на коэффициент трения:
1 – коэффициент трения, 2 – адгезионная,
3 – деформационная составляющие

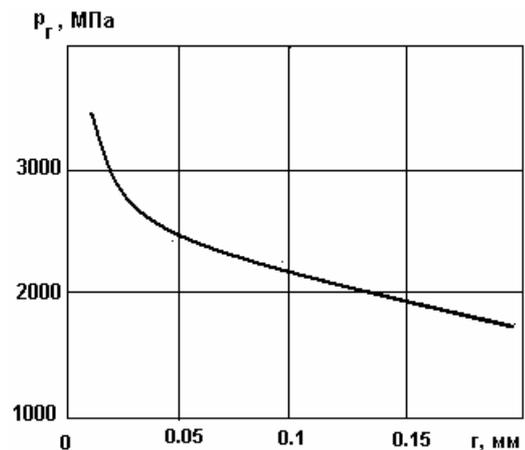


Рис. 2. Влияние радиуса кривизны вершин выступов на фактическое давление:
 $HB = 4000$ МПа; $Rp = 1$ мкм

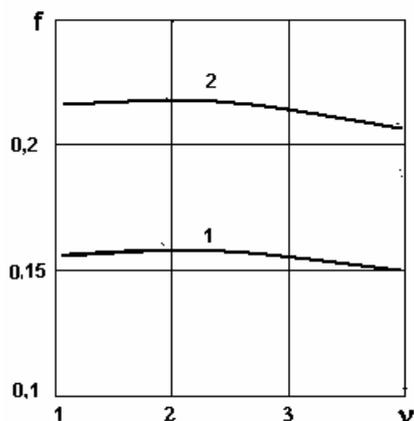


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения от параметра v .
 $HB = 2000$ МПа; $Rp = 1$ мкм; $p_c = 5$ МПа.
 1 - $r = 100$ мкм; 2 - $r = 10$ мкм

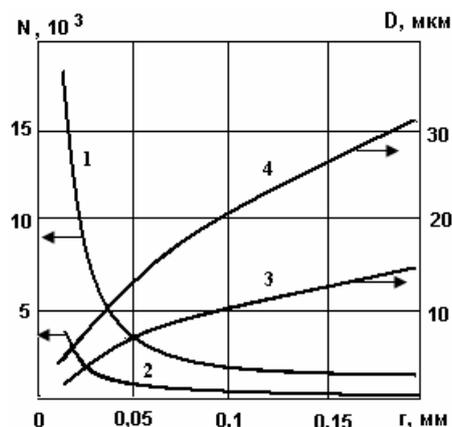


Рис. 4. Зависимость числа контактирующих выступов N и среднего диаметра пятен контакта D от радиуса кривизны вершин выступов.
 $HB = 2000$ МПа; $p_c = 5$ МПа.
 1, 3 - $Rp = 1$ мкм; 2, 4 - $Rp = 5$ мкм

Библиографический список

1. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977.
2. Демкин Н.Б. Модель трения при упругопластическом контакте // Трение и износ. 1994. Т. 15. №5.
3. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника). М.: Машиностроение, 2003. 575 с.
4. Горячева И.Г., Добычин М.Н. Контактные задачи в трибологии. М.: Машиностроение, 1988. 256 с.
5. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 243 с.
6. Демкин Н.Б. Теория контакта реальных поверхностей и трибология // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С. 1003-1024.
7. Мышкин Н. К. Петроковец М.И. Трибология. Принципы и приложения. Гомель: ИММС НАНБ, 2002. 303 с.

УДК 620.178.3

А.А. Ланков
Тверской государственный технический университет

УДАР ТВЕРДОЙ ЧАСТИЦЫ ОБ УПРОЧНЯЮЩУЮСЯ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКУЮ СРЕДУ

Рассмотрим удар сферической частицы, двигающейся со скоростью V_0 , с упрочняющимся полупространством.

От упругой деформации зависит обратимая часть потенциальной энергии упругого сжатия, которую найдем подсчитав работу упругого деформирования в процессе упругопластической деформации материала среды.

Для оценки максимальной доли упругой деформации используем соотношение, известное из [1, 2]:

$$\psi_{у\max} = -0,5 + (0,25 + 2 \cdot \psi_{\max})^{1/2}, \quad (1)$$

где $\psi = \frac{\alpha_{\max}}{\alpha_{кр}}$.

Для упругой силы используем зависимость нагрузки P от нормированного внедрения в упругой стадии

$$P = k \cdot P_{кр} = P_{кр} \cdot \psi^2; \quad d\alpha = \alpha_{кр} \cdot d\psi;$$

$$P_{кр} = 4,36 \cdot (J \cdot D)^2 \cdot H^3; \quad k = P / P_{кр}; \quad \alpha_{кр} = 0,5 \cdot \left(\frac{3 \cdot \pi}{4} J \cdot H \right)^2 \cdot D,$$

где $P_{кр}$, $\alpha_{кр}$ – параметры, характерные для начала зоны деформирования ОРУП; k – нормированная нагрузка (степень нагружения).

Энергия, необходимая для упругого деформирования среды, определяется изменением кинетической энергии твердой частицы, которая превращается в потенциальную энергию упругого сжатия Π_1 :

$$\frac{1}{2} \cdot M \cdot V_0^2 - \frac{1}{2} \cdot M \cdot V^2 = \Pi_1, \quad (2)$$

где, V_0 – начальная скорость частицы; V – скорость, после прохождения упругой фазы деформирования материала.

Для обратимой части потенциальной энергии, подставляя выражения для работы, затраченной для приобретения потенциальной энергии, имеем

$$\Pi_2 = \int_{\alpha_{кр}}^{\alpha_{у\max}} P \cdot d\alpha = P_{кр} \cdot \alpha_{кр} \cdot \int_1^{\psi_{\max}} \psi^2 \cdot d\psi = P_{кр} \cdot \alpha_{кр} / 3 \cdot (\psi_{\max}^3 - 1). \quad (3)$$

Скорость отскока $V_{отск}$ всегда меньше скорости соударения V_o , так как часть энергии затрачивается на необратимые потери при упругопластическом деформировании. Обозначив $V_{отск} = e \cdot V_o$, где e – коэффициент восстановления скорости частицы, используя для коэффициента восстановления скорости выражения (2), и (3), сумма которых дает ту часть обратимой доли потенциальной энергии, которая идет на сообщение частице скорости отскока, получим

$$\Pi_1 + \Pi_2 = \frac{1}{2} M V_{отск}^2 = \frac{1}{2} \cdot M \cdot e^2 \cdot V_o^2.$$

Подставив значения Π_1 и Π_2 , преобразовав массу через объем шара и его плотность, после преобразований найдем

$$e = \frac{3.92 \cdot H^{2.5} \cdot J^2}{V_o \rho^{1/2} \cdot \left[\left(\frac{1}{2} + 2 \cdot \psi_{max} - \left(\frac{1}{4} + 2 \cdot \psi_{max} \right)^{1/2} \right)^{3/2} + 0.2 \right]^{1/2}},$$

где H – предельная твердость; $J = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2}$; ρ – плотность материала среды; μ_1 и μ_2 – коэффициенты Пуассона частицы и среды.

В числителе (с точностью до коэффициента) стоит сочетание механических свойств, которое представляет скорость входа частицы в зону деформации материала ОРУП, т.е. $V_{кр} = 4.3 \cdot H^{2.5} \cdot J^2 / \rho^{1/2} \ll V_o$. Нормируя V_o по скорости $V_{кр}$, получим относительную нормированную скорость U_o , которая войдет в определяющее для коэффициента восстановления уравнение

$$e = \frac{0.91}{U_o \left[\left(\frac{1}{2} + 2 \cdot \psi_{max} - \sqrt{\frac{1}{4} + 2 \cdot \psi_{max}} \right)^{3/2} + 0.2 \right]^{1/2}}. \quad (4)$$

Относительная нормированная скорость U_o определяется через относительное нормированное внедрение ψ [1, 2]:

$$U_o = \left(0.0625 + 1.25 \cdot \psi_{max} + 2.5 \cdot \psi_{max}^2 - 0.833 \cdot \left(\frac{1}{4} + 2 \cdot \psi_{max} \right)^{3/2} \right)^{1/2}. \quad (5)$$

Решая уравнения (4) и (5) совместно, получим значение коэффициента e .

Для начала упругопластической с упрочнением фазы деформирования $\psi_{max} = 1$, $U_o = 1$ и из формул (4) и (5) найдем $e = 1$ и $\psi = 1$. Иначе, $e = 1$ обусловлено тем фактором, что в расчетах заведомо не учитываются потери на внешнее трение в упругой области деформирования, где материал обладает абсолютно упругими свойствами, а коэффициент восстановления скорости e остается равным единице.

Задаваясь различными значениями ψ от 1,05 до ∞ , что соответствует высокой степени пластичности материала среды, по формуле (5) можно найти соответствующие им значения нормированных скоростей U_0 , а затем рассчитать коэффициент восстановления.

Формулы (4) и (5) можно заменить аппроксимацией

$$e = 0,988 \cdot U_0^{-0,23764}, \quad (6)$$

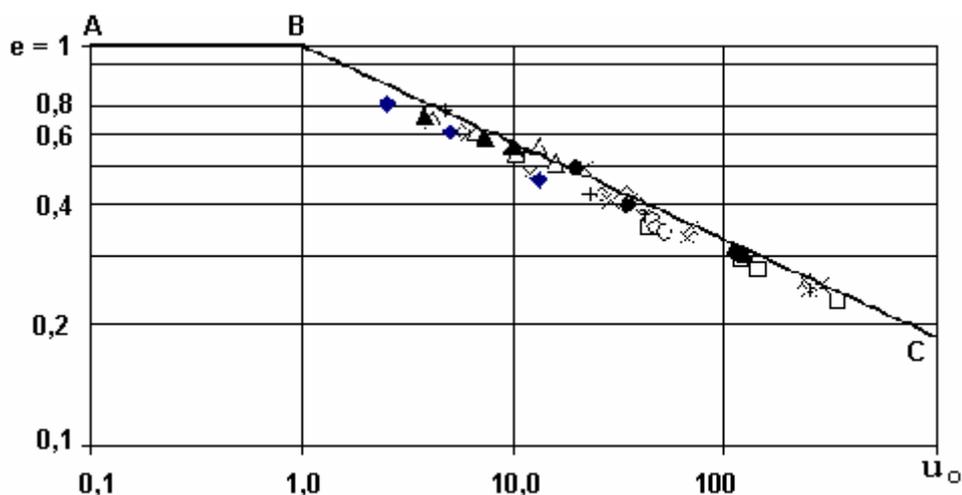
расчет по которой гарантирует погрешность не выше 1,2 % в самой неблагоприятной точке начала ОРУП. Если раскрыть содержание U_0 , то получим другой вид формулы, зависящий от механических свойств материала:

$$e = 1,397 \cdot \frac{H^{0,594} \cdot J^{0,47528}}{\rho^{0,1188} \cdot V^{0,23764}}. \quad (7)$$

Показатели степени в виде неправильных дробей – дань аппроксимации уравнений (4)-(6). Все приведенные формулы справедливы при $U_0 \geq 1$ ($V_0 > V_{кр}$).

Формулы (4) и (5) и аппроксимации (6), и (7) используются в диапазоне нормированных скоростей $1 < U < \infty$.

На рисунке приведены результаты экспериментов из различных источников. Прямая ВС соответствует расчету по формулам (4),(5) или (6). Символами обозначены результаты экспериментов из работ [3 - 5]. Прямая АВ соответствует участку упругой деформации, когда коэффициент восстановления равен 1, а потери на внешнее трение не учитываются.



Зависимость коэффициента восстановления скорости от нормированной скорости. ВС – расчет по формулам (4)-(6).

Экспериментальные данные взяты из работ [3 - 5]

Библиографический список

1. Ланков А.А. Осесимметричная задача упругопластичности // Трение и износ. 1992. Т. 13. №5. С. 777-786.
2. Миронов В.А., Ланков А.А. Деформирование конструкционных материалов при ударном воздействии. Тверь: ТГТУ, 2000. 172 с.
3. Виноградов В.Н., Бирюков В.И., Назаров С.И., Червяков И.Б // Трение и износ. 1981. Т.2. №4. С. 584 – 588.
4. Гольдсмит В. Удар. М.: Изд-во лит. по строительству, 1965.
5. Багреев В.В. Упругопластический удар массивных тел // Тр. Ин-та железнодорожного транспорта, 1964. Т.103. С. 53 – 70.

УДК 620.178.16

А.А. Ланков

Тверской государственной технической университет

ИЗНОС УПРОЧНЯЮЩЕЙСЯ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЙ СРЕДЫ В ПРОЦЕССЕ СОУДАРЕНИЯ

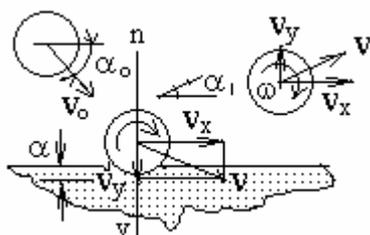


Рис. 1. Принципиальная схема для расчета

В статье рассматривается изнашивание упругоупрочняющейся среды при ударе сферической частицы под некоторым углом к полупространству.

Частица соударяется с преградой под углом α_0 к поверхности тела (рис. 1). Возможны три сменяющих друг друга фазы внедрения, характеризующиеся нормированными величинами внедрения и нагрузки.

В начальный момент возникает фаза упругого внедрения [1, 2], продолжающаяся в пределах диапазона $1 < \psi < 0,1357$, $0 < k < 0,05$, $v < v_{кр2}$, которая сменяется стадией ограниченной упругопластичности (ООУП), существующей в диапазоне $0,1357 < \psi < 1$, $0,05 < k < 1$; $v_{кр1} < v < v_{кр2}$, а затем область упругоупрочняющейся упругопластичности (ОРУП), которой соответствует интервал $1 < \psi < \psi_{max}$; $0,05 < k < k_{max}$; $v > v_{кр2}$, где $\psi = \frac{\alpha}{\alpha_{кр}}$. Обобщенная

степень нагружения или нормированная нагрузка $k = P / P_{кр}$; P – нагрузка; критическая нагрузка $P_{кр} = 4,36 \cdot (J \cdot D)^2 \cdot H^3$ соответствует началу области деформационного упрочнения ОРУП.

Для большинства конструкционных материалов максимальные значения ψ_{max} и k_{max} всегда меньше ∞ , что означает невозможность достиже-

ния материалом пластических свойств. В применяемой нами модели упругопластической среды с ростом нормальной нагрузки (скорости соударения) снижается доля упругих деформаций и постепенно возрастает доля пластических деформаций.

После прохождения фазы упругопластичности упрочняющийся упругопластический материал перейдет в стадию пластичности, но это возможно только в условиях, когда ψ_{\max} и k_{\max} равны бесконечности.

Необходимые кинематические параметры удара можно найти, воспользовавшись уравнениями второго закона динамики

$$m \cdot v_y \frac{dv_y}{d\alpha} = N, \quad m \cdot v_x \frac{dv_x}{d\alpha} = T, \quad J \cdot v_y \frac{d\omega}{d\alpha} = M. \quad (1)$$

Здесь $J = \frac{2}{5} \cdot m \cdot R^2$; $dt = \frac{d\alpha}{v_y} = \frac{\alpha_{кр} \cdot d\psi}{v_y}$; $\alpha_{кр}$ – внедрение, необходимое для перехода материала среды в состояние упрочняющейся упругопластичности, равное $\alpha_{кр} = 0,5 \cdot \left(\frac{3\pi}{4} \cdot JH \right)^2 \cdot D$; H – предельная твердость; $D = 2 \cdot R$, R – радиус шаровой частицы; N – нормальное усилие; $M = T \cdot R$ – момент силы трения; T – касательное усилие.

При соударении с преградой часть кинетической энергии частицы затрачивается на упругое деформирование материала среды на величину $\alpha < \alpha_{кр}$, причем скорость v_0 уменьшается до значения v . Очевидно,

$$\left| \frac{m \cdot v^2}{2} \right|_{v_0}^v = - \int_0^\alpha P \cdot d\alpha, \quad (2)$$

где P – сжимающая сила, величина которой определяется в упругой фазе из соотношения Герца $\alpha = G \cdot P^\gamma$, в котором

$$G = \left(\frac{3}{4} \cdot J \right)^{\frac{2}{3}} \cdot \left(\frac{2}{D} \right)^{\frac{1}{3}}, \quad \gamma = \frac{2}{3}. \quad (3)$$

После интегрирования для скорости частицы, внедренной на величину $\alpha < \alpha_{кр}$, то есть в области ООУП найдем, что

$$V^2 = V_{oy}^2 - \frac{2 \cdot \gamma}{m \cdot (\gamma + 1) \cdot G^{1/\gamma}} \cdot \alpha^{(\gamma+1)/\gamma}. \quad (4)$$

Чтобы частица деформировала среду на величину $\alpha_1 = 0,1357 \cdot \alpha_{кр2}$, при которой возникают первичные пластические деформации под частицей при переходе от упругой области к области ограниченной упругопластичности (ООУП), положим $\alpha = \alpha_1$ и $v = 0$; предполагая, что частица гасит свою скорость, после преобразований имеем

$$V_{кр1} = 0,354 \cdot H^{2,5} \cdot J \cdot \rho^{-1/2}. \quad (5)$$

Для скорости $V_{кр2}$, которой должна обладать частица, чтобы достичь начала стадии упрочнения (ОРУП), положив $v = 0$ и $\alpha = \alpha_{кр}$ ($\psi = 1$), найдем

$$V_{кр2} = 4,3 \cdot H^{2,5} \cdot J \cdot \rho^{-1/2}. \quad (6)$$

Следовательно, скорость частицы, необходимая для инициирования пластического течения под частицей, отличается от скорости, необходимой для достижения стадии упрочнения (ОРУП) в $V_{кр2} / V_{кр1} = 12,15$ раза.

Для нахождения промежутка времени, затраченного на преодоление упругой фазы, представив $v = d\alpha/dt$, из соотношения (4), разрешая его относительно времени, получим

$$dt = d\alpha / (v_{oy}^2 - 2 \cdot \gamma \cdot \alpha^{(\gamma+1)} / G^{1/\gamma} \cdot m \cdot (\gamma+1))^{1/2}. \quad (7)$$

Для времени преодоления упругой фазы после интегрирования (7) в пределах $\psi = 0$ до $\psi = 0,1357$ получим

$$\tau_1 = 0,1357 \cdot \alpha_{кр2} / v_{oy}. \quad (8)$$

Нормируем это выражение по времени соударения частицы с пластической средой той же твердости H , согласно работе [3] $\tau_{пл} = 0,644 \cdot D \cdot \sqrt{\rho/H}$.

$$\tau_1 / \tau_{пл} = 0,1357 \cdot u_{oy}, \quad (9)$$

где $u_{oy} = v_{oy} / V_{кр}$.

Используя тот же метод, найдем промежуток времени, за который частица достигает внедрения, характерного для фазы ОРУП, т.е. нормированное внедрение изменяется от $\psi = 0,1357$ до $\psi = 1$:

$$\tau_2 = 1 / u_{oy}. \quad (10)$$

Из (9) и (10) видно, что для достижения фазы развитой упрочняющейся упругопластичности (ОРУП) требуется промежуток времени в 7,4 раза больший, чем для достижения первых пластических деформаций.

В соответствии с адгезионно-деформационной теорией И.В. Крагельского касательные напряжения среза материала среды при скольжении подчиняются биномиальному закону [5]:

$$\tau = \tau_0 + \beta \cdot p. \quad (11)$$

Для тангенциальной составляющей тела, введя площадь соприкосновения частицы с поверхностью мишени, получим

$$T = - (\pi \cdot R \cdot \tau_0 \cdot \alpha + \beta \cdot N) = - \left[\pi \cdot R \cdot \tau_0 \cdot \alpha + \beta \cdot \left(\frac{\alpha}{G} \right)^{1/\gamma} \right]. \quad (12)$$

Так как длительность фазы упругого сжатия мала, можно считать, что сферическая частица движется вдоль преграды без перекатывания. Воспользовавшись вторым уравнением из (1), для дифференциала скорости частицы вдоль оси x получим

$$dv_x = - \left(\frac{3 \cdot \tau_0 \cdot \alpha}{D^2 \cdot \rho \cdot v_y} + \frac{\beta \cdot \alpha^{1/\gamma}}{\pi \cdot D^3 \cdot \rho \cdot v_y \cdot G^{1/\gamma}} \right) \cdot d\alpha. \quad (13)$$

Интегрируя это выражение от $\alpha = 0$ до $\alpha = \alpha_{кр1} = 0,1357 \alpha_{кр2}$, найдем нормированную скорость, которой частица будет обладать после прохождения упругой фазы:

$$u_{x1} = u_{ox} - \frac{0,007}{u_{oy}} \cdot \left(1,697 \cdot \frac{\tau_0}{H} + 0,5 \cdot \beta \right). \quad (14)$$

Введенные обозначения: $v_{ox}/v_{кр2} = u_{ox}$; $v_{oy}/v_{кр2} = u_{oy}$; $v_x/v_{кр2} = u_x$.

Найдем путь, пройденный частицей, скользящей по поверхности упругопластической преграды в упругой фазе, при деформировании от $\alpha = 0$ до $\alpha = \alpha_1$ из интеграла :

$$x_1 = \int_0^{\alpha_1} v_{x1} dt. \quad (15)$$

Подставив значение v_{x1} , после преобразований и приведения к нормированному виду имеем

$$\bar{x}_1 = x_1 / \alpha_{кр2} = 0,1357 \cdot u_{x1} / u_{oy}. \quad (16)$$

В области ограниченной упругопластичности (ООУП) действуют соотношения [1, 2]:

$$\psi = k^{2/3}; \quad d = d_{крп} \cdot k^{0,45}; \quad p = 0,5 \cdot H \cdot k^{0,1}, \quad (17)$$

из которых для площади контакта и касательного усилия получим

$$F = 0,25 \cdot \pi \cdot d_{\text{крп}}^2 \cdot \psi^{1,35}; \quad p = 0,5 \cdot H \cdot \psi^{0,15}, \quad (18)$$

$$T \cdot (\tau_0 + \beta \cdot p) \cdot F = \pi \cdot D \cdot \alpha_{\text{крп}} \cdot (\tau_0 \cdot \psi^{1,35} + 0,5 \cdot \beta \cdot H \cdot \psi^{1,5}). \quad (19)$$

Для скорости входа из области деформирования ООУП в область развитой упругопластичности ОРУП и пути имеем

$$u_{x2} = u_{ox} - (1,066 \cdot \frac{\tau_0}{H} + 0,5 \cdot \beta) \cdot u_{oy}. \quad (20)$$

Потери энергии на стадии упругой деформации и ООУП для материалов средней твердости и $u_{oy} > 1$ пренебрежимо малы. По этой причине скорости входа в ОРУП можно обоснованно принимать равной u_{ox} .

Для определения величины пути частицы в ОРУП, представив нормированную скорость как функцию нормированного внедрения, найдем

$$u_{x2} = u_{ox} - 1,06 \cdot \frac{\tau_0 \cdot \psi^{2,35}}{u_{oy} \cdot H} - 0,5 \cdot \frac{\beta \cdot \psi^{2,5}}{u_{oy}} - 0,115 \cdot \frac{\tau_0}{u_{oy} \cdot H}. \quad (21)$$

Не приводя подробных вычислений, для нормированного пути приводим выражение

$$\bar{x}_2 = \frac{x_2}{\alpha_{\text{крп}2}} = \dots = 0,854 - 0,316 \cdot \frac{\tau_0}{H \cdot U_{oy}^2} - 0,14 \cdot \frac{\beta}{U_{oy}^2}. \quad (22)$$

Полученные соотношения позволяют установить степень значимости каждой из рассмотренных фаз в процессе соударения.

Потери скорости при прохождении упругой стадии и ООУП, путь частицы и время ее взаимодействия с материалом весьма малы, по сравнению с их значениями в ОРУП.

Если частица способна упругопластически с упрочнением деформировать материал мишени, то создаваемый момент силой трения достигает такой величины, что приводит к перекачиванию частицы по поверхности мишени. В фазе восстановления деформации частица отбрасывается от преграды, вращаясь.

Найдем характеристики деформации преграды при ее упругопластическом с упрочнением деформировании.

Связав линейную скорость с угловой, для дифференциала горизонтальной скорости получим

$$dv_x = - \frac{15 \cdot T \cdot d\alpha}{v_y \cdot \pi \cdot D^3 \cdot \rho} = - \frac{15 \cdot T \cdot \alpha_{\text{крп}2} \cdot d\psi}{u_y \cdot \pi \cdot D^3 \cdot \rho \cdot v_{\text{крп}2}}. \quad (23)$$

Вертикальная скорость после отскока v_y выражается через начальную вертикальную скорость из известного соотношения $v_y = e \cdot v_{oy}$, где e – коэффициент восстановления скорости.

Для касательного усилия в ОРУП, учитывая, что площадь соприкосновения

$$F = 0,25 \cdot \pi \cdot d_{\text{крп}}^2 \cdot 0,5 \cdot (k + k^{1/2}) = \pi \cdot D \cdot \alpha_{\text{крп}2} \cdot \psi,$$

а давление текучести, выражаемое через ψ , равно [1, 2]:

$$P = H \cdot \left\{ 1 - \frac{1}{2 \cdot \psi} \cdot (\sqrt{0,25 + 2 \cdot \psi} - 0,5) \right\},$$

найдем

$$T = \pi \cdot D \cdot \alpha_{\text{крп}2} \cdot \psi \cdot \left\{ \tau_o + \beta \cdot H \left[1 - \frac{1}{2 \cdot \psi} \cdot \left(\sqrt{\frac{1}{4} + 2 \cdot \psi} - 0,5 \right) \right] \right\}. \quad (24)$$

Подставляя в выражение (23) полученное значение T и проинтегрировав его в пределах от $\psi = 1$ до $\psi = \psi_{\text{max}}$, для нормированной горизонтальной скорости найдем в удобной для приближенного расчета форме

$$\begin{aligned} \bar{u}_x = \bar{u}_{x2} - \frac{1,25}{u_{oy}^2} \cdot \left(\frac{\tau_o}{H} + \beta \right) \cdot (2 \cdot \psi_{\text{max}}^2 - \psi_{\text{пл}}^2 - 1) + \frac{0,417 \cdot \beta}{\bar{u}_{oy}^2} \times \\ \times \left\{ (0,25 + 2 \cdot \psi_{\text{пл}})^{3/2} - 2 \cdot (0,25 + 2 \cdot \psi_{\text{max}})^{3/2} \right\}, \quad (25) \\ \psi_{\text{пл}} = 0,5 \cdot (1 + 2 \cdot \psi - \sqrt{0,25 + 2 \cdot \psi}). \end{aligned}$$

Для определения длины пути в ОРУП используется тот же метод, что и при выводе формулы (22). Конечное выражение для расчета нормированного пути, в котором оставлены только определяющие процесс члены, имеет вид

$$\bar{x} = (2 \cdot \psi_{\text{max}} - \psi_{\text{пл}} - 1) \cdot \left\{ \frac{\bar{u}_{ox}}{\bar{u}_{oy}} + \frac{1,25}{\bar{u}_{oy}^2} \cdot (\psi_{\text{пл}}^2 + 1) \cdot \left(\frac{\tau_o}{H} + \beta \right) \right\}. \quad (26)$$

Полная нормированная скорость частицы после отскока

$$\bar{u} = (\bar{u}_x^2 + \bar{u}_y^2)^{1/2}. \quad (27)$$

Угол отскока определяется выражением

$$\text{tg } \alpha_1 = \bar{u}_y / \bar{u}_x. \quad (28)$$

Коэффициент потерь энергии, учитывающий необратимые потери на пластическое деформирование и затраченные частицей на преодоление трения:

$$\xi = 1 - \left(\frac{\bar{u}}{\bar{u}_o} \right)^2. \quad (29)$$

Для определения промежутка времени, в течение которого происходит касание частицы с материалом мишени в ОРУП, используем уравнение

$$\bar{u}^2 = \left(\frac{d\alpha}{v_{кр2} \cdot dt} \right)^2 = \frac{1}{v_{кр2}^2} \cdot \left(\frac{d\alpha}{dt} \right)^2. \quad (30)$$

Нормированный промежуток времени в фазе сжатия материала в ОРУП находится из интеграла

$$\frac{t_{21}}{t_{нл}} = \int_1^{\psi_{max}} \frac{d\psi}{\sqrt{u_o^2 - \left(0,0625 + 1,25 \cdot \psi + 2,5 \cdot \psi^2 - 0,833 \cdot \left(\frac{1}{4} + 2 \cdot \psi \right)^{3/2} \right)}}. \quad (31)$$

Длительность фазы восстановления упругой деформации найдем, воспользовавшись выражением для скорости отскока,

$$v_{отск} = - \frac{d\alpha}{dt} = 0,91 \cdot v_{кр2} \cdot \left[\left(0,5 + 2 \cdot \psi - \sqrt{\frac{1}{4} + 2 \cdot \psi} \right)^{3/2} + 0,2 \right]^{1/2}. \quad (32)$$

Время длительности этой фазы находится из интеграла

$$\frac{t_{22}}{t_{нл}} = 1,1 \cdot \int_{\psi_{нл}}^{\psi_{max}} \frac{d\psi}{\left[\left(0,5 + 2 \cdot \psi - \sqrt{0,25 + 2 \cdot \psi} \right)^{3/2} + 0,2 \right]^{1/2}}. \quad (33)$$

Как и все полученные выражения, интегралы для определения времени не зависят от механических характеристик преграды и частицы, все уравнения нормированы и являются общими для любых упрочняющихся сред.

Абсолютные значения скоростей (как и других координат и характеристик) не играют определяющей роли. Главными являются нормированные величины, которые зависят от свойств материала мишени, формы и размера частицы и в меньшей степени от абсолютных значений характеристик. Значения интегралов (31-33) можно предварительно вычислить, так как ψ являются числами от 1 до некоторого значения ψ_{max} .

В работе [6] установлена зависимость интенсивности эрозионного износа от объема образовавшейся лунки

$$J = 0,239 \cdot C_v \cdot \frac{\rho_m \cdot V}{\rho_a \cdot R^3}, \quad (34)$$

где ρ_a - плотность вещества частицы; C_v - коэффициент, зависящий от эрозионной стойкости материала, значения которого для некоторых материалов приведены в работе [6]; V - объем образовавшейся лунки.

Объем лунки, сформированной в материале преграды зависит от механических свойств материала мишени, куба радиуса частицы и полной нормированной деформации:

$$V = 96,8 \cdot R^3 \cdot (J \cdot H)^4 \cdot \psi \cdot \left\{ \psi + 0,5 - (0,25 + 2 \cdot \psi)^{1/2} \right\}. \quad (35)$$

Соотношение, позволяющее оценить износ упрочняющегося материала от удара одиночной частицы в г/кг, получается из (36) и (35):

$$J = 23,14 \cdot C_v \cdot \frac{\rho_m}{\rho_a} \cdot (J \cdot H)^4 \cdot \psi \cdot \left\{ 0,5 + \psi - (0,25 + 2 \cdot \psi)^{1/2} \right\}. \quad (36)$$

Из рис. 2. видно, что с возрастанием угла атаки происходит рост коэффициента потерь энергии.

На рис. 3. показано, что с ростом угла атаки происходит одновременно и возрастание угла отскока частицы от преграды.

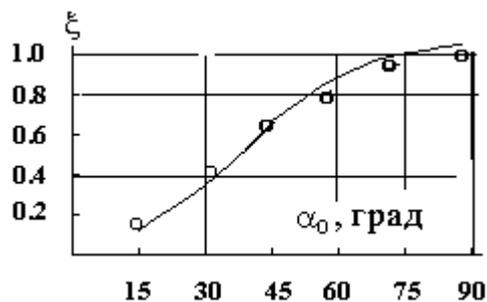


Рис. 2. Влияние угла атаки твердой частицы диаметром 2 мм при соударении с армо – железом на коэффициент потерь энергии.

Эксперимент взят из [4].

Расчет по (29)

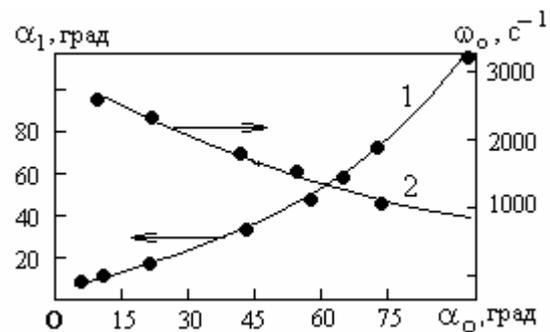


Рис. 3. Влияние угла атаки твердой частицы α_0 , соударяющейся со скоростью $v = 22,5$ м/с с преградой из армо - железа $H = 1050$ Н/мм², на угол отскока α_1 (1) и приобретенную частицей угловую скорость ω (2).

Диаметр частицы 2 мм [4]

В потоке частицы абразива далеки от сферической формы. Их можно заменить частицами сферической формы той же массы и приведенного радиуса R_a с выступами на поверхности в виде сферических сегментов, ра-

диусы которых r_i совпадают с радиусами вершин заменяемых ими выступов на поверхности частицы. Все полученные выше уравнения можно применить и для случая соударения частиц случайным выступом радиуса r_i , если вместо плотности частицы ρ_a использовать приведенную плотность $\rho_{a\bar{}} = \rho_a(R_a/r_i)^3$.

Ввиду различной ориентации частицы момент удара с преградой имеет случайный характер, поэтому следует перейти к вероятностным характеристикам удара.

Если исходить из равновероятностных всевозможных ориентаций частицы, то ожидаемые значения составляющих скорости v_x и v_y и координаты x можно определить, если задать плотность $\rho_{a\bar{}}$ по некоторому усредненному радиусу, равному $\bar{r} = (\sum r_i^3 / n)^{1/3}$, где n - число выступов на поверхности частицы.

Формула (37) позволяет определить износ упрочняющейся мишени для любых скоростей, вертикальные составляющие которых больше, чем $V_{кр2}$.

Учитывая, что для износа пластической среды той же твердости можно использовать соотношение [5],

$$J_{пл} = C_v \cdot \rho \cdot v_o^2 / 2 \cdot H, \quad (37)$$

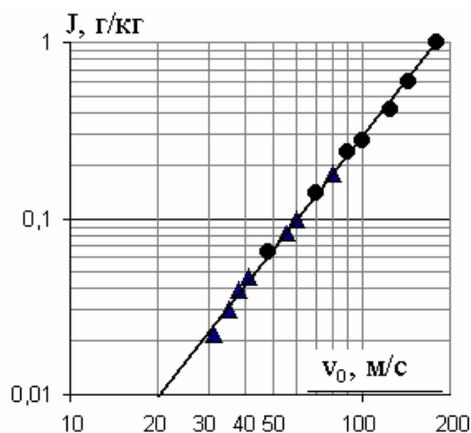


Рис. 4. Влияние скорости соударения частицы на интенсивность изнашивания. Экспериментальные данные взяты из работы [7]. Расчет - по формуле (37)

Введя $J_{пл}$ в уравнение (37), произведя замену скорости ее нормированной величиной, найдем соотношение (37) между износом упрочняющейся преграды и пластической среды той же твердости.

Различие между расчетом по формулам (37) и (39) для нормированных скоростей $u < 150$ всегда меньше 10% и продолжает уменьшаться с ростом нормированной скорости, поскольку при деформировании материала свойства материала начинают меняться, приближаясь к свойствам локально-пластического тела.

$$\frac{J_{упл}}{J_{пл}} = 2,5 \cdot \frac{\Psi}{u_{oy}^2} \times \{0,5 + \Psi - (0,25 + 2 \cdot \Psi)^{1/2}\}. \quad (38)$$

Влияние скорости соударения частицы на интенсивность изнашивания показано на рис. 4. С ростом скорости соударения нелинейно возрастает и износ.

Библиографический список

1. Ланков А.А. Осесимметрическая задача упругопластичности // Трение и износ. 1992. Т.13. №5. С. 777 – 787.
2. Ланков А.А. Эрозионное разрушение материалов при рикошетировании потока твердых сферических частиц // Трение и износ. 1992. Т.13. №1. С. 206 – 221.
3. Гольдсмит В. Удар. М.: Изд-во лит. по строительству, 1965. 448 с.
4. Виноградов В.И., Бирюков В.И., Назаров С.И., Червяков И.Б. //Трение и износ. 1981. Т.2. №4. С. 584 – 588.
5. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ. М., 1977.
6. Козырев С.П. // Гидроабразивный износ металлов при кавитации. М.,1971. С.173 – 177.
7. Клейс И.Р., Кангур Х.Ф. // Трение и износ. 1987. Т.8. №4. С. 605 – 614.

УДК 662.731:543.5:621.891

И.И. Беркович, Ю.И. Морозова
Тверской государственной технической университет

**МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ФАКТИЧЕСКОЙ ПЛОЩАДИ
КОНТАКТА ДИСПЕРСНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

Известные методы экспериментального измерения фактической площади контакта (ФПК) дисперсных материалов [1-3] достаточно сложны в применении и требуют специального аппаратного обеспечения. К настоящему времени разработаны методы расчета ФПК дисперсных материалов с учетом влияния характера контактной деформации, физико-механических свойств материалов частиц, фракционного состава и параметров режима нагружения [4, 5]. Однако расчетные методы применимы для дисперсных материалов, частицы которых имеют округлую форму и обладают гладкой поверхностью. Кроме того, необходимо знание таких физико-механических характеристик материалов частиц, как предел текучести, модуль упругости, параметров закона распределения частиц по размеру, что требует специальных достаточно сложных экспериментальных исследований.

Для решения прикладных задач, связанных с разработкой технологических процессов производства изделий из порошков методов компактирования: в области порошковой металлургии, при получении топливных и кормовых брикетов, таблетировании и гранулировании пластмасс, пищевых и фармацевтических материалов, требуется создание более простых и доступных инженерных методов оценки ФПК.

Упрощающим обстоятельством для оценки ФПК в условиях компактирования является то, что давление прессования превышает на несколько порядков величину давления, при которой происходит переход от упруго-пластического деформирования к пластическому при взаимном влиянии частиц [1]. Следует отметить, что пластическая деформация по мере роста давления прессования от пятен контакта распространяется вглубь частиц. Когда зоны пластической деформации перекрываются, она становится стесненной, и давление текучести возрастает по мере роста давления прессования. Подобным образом происходит и деформирование частиц в объеме прессовки. Однако поскольку координационное число частиц в зоне контакта прессовки с поверхностью инструмента ниже, чем в объеме, то частицы внутри прессовки переходят в состояние стесненной пластической деформации при бóльших значениях давления прессования, чем это имеет место у частиц на границе прессовки.

Эксперименты проводились на порошке алюминия марки АП1 со средним диаметром частиц порядка 0,22 мм. ФПК определялась методом нарушения полного внутреннего отражения света в местах формирования площади контакта. Измерения ФПК осуществлялось на телевизионном планиметре [1]. Компрессионные испытания осуществлялись путем одностороннего прессования данного порошка в цилиндрической матрице.

Исследования показали, что в масштабе действующих давлений прессования, который соответствует диапазону давлений, используемых в порошковой металлургии, зависимость фактического давления прессования на контакте от давления прессования может быть описана линейной функцией

$$\sigma_r = \sigma_{or} + k_r p. \quad (1)$$

В свою очередь зависимость относительной ФПК от давления выражается в виде дробно-линейной функции

$$\eta = p/\sigma_r = p/(\sigma_{or} + k_r p). \quad (2)$$

Здесь σ_{or} и k_r – коэффициенты, характеризующие соответственно исходную твердость частиц порошка и интенсивность роста давления текучести с повышением степени стесненности пластической деформации.

Аналогичный характер имеет и зависимость эффективного напряжения в объеме прессовки от давления прессования. Однако в своей начальной части эта зависимость не линейна, что отражает запаздывание в наступлении стесненной пластической деформации частиц в объеме прессовки по отношению к частицам, расположенным на границе.

Исследования, проведенные на ряде дисперсных материалов как органического, так и неорганического происхождения, показали, что величина эффективного напряжения от давления описывается формулой, аналогичной (1)

$$\sigma_s = \sigma_{os} + k_s p. \quad (3)$$

Коэффициенты зависимостей (1) и (3), рассчитываемые методом наименьших квадратов, составили: $\sigma_{or} = 141$ МПа, $\sigma_{os} = 26,9$ МПа, $k_r = 0,742$, $k_s = 0,959$. Поскольку при некотором критическом давлении ($P_{кр}$) поры смыкаются и $\sigma_r = \sigma_s = P_{кр}$, то

$$k_r = 1 - \sigma_{or}/P_{кр}, \quad k_s = 1 - \sigma_{os}/P_{кр}.$$

С доверительной вероятностью 0,95 было установлено, что рассчитанные с помощью этих формул значения критического давления можно считать статистической оценкой одной и той же величины $P_{кр}$. Отношение σ_{or}/σ_{os} для данного материала составило 5,45. Подобные данные были получены для материалов разной природы с разной формой частиц.

Из полученных результатов можно сделать вывод о том, что в случае, если имеются достоверные сведения о величине предела текучести или твердости материала частиц, то, пользуясь найденными соотношениями, можно рассчитать коэффициенты формулы (2) для расчета ФПК. Если же такие сведения отсутствуют, то, проведя компрессионные испытания, можно вычислить значения σ_{os} и $P_{кр}$, а затем, используя найденные соотношения, рассчитать значения коэффициентов формулы (2).

Библиографический список

1. Беркович И.И. Фрикционное взаимодействие торфа с элементами оборудования торфяного производства: Дис. ... д-ра. техн. наук. Тверь: ТГТУ, 1997. 468 с.
2. Демкин Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей. М.: Наука, 1970. 266 с.
3. Демкин Н.Б. и др. Основы трибологии. М.: Центр «Наука и техника». 1995. 777 с.
4. Беркович И.И. Фрикционное взаимодействие дисперсных материалов с твердой поверхностью // Трение и износ. 1995. Т.16. №6. С. 1079-1117.
5. Беркович И.И., Морозова Ю.И. Контактное взаимодействие дисперсных структур // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 1998. С. 27-37.

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ МОДУЛЯ УПРУГОСТИ ЭЛАСТОМЕРА
В ТЯЖЕЛЫХ РЕЖИМАХ НАГРУЖЕНИЯ**

В современном машиностроении широкое применение получили эластомерные материалы различной химической природы. Они используются как эластичный инструмент для листовой штамповки, поглощающие аппараты в транспортном машиностроении [1]. Наибольший интерес представляют синтетические полиуретановые каучуки, обладающие высокими физико-механическими свойствами: механической прочностью и износостойкостью. Поэтому эти эластомеры используются в узлах с тяжелыми режимами нагружения. Для проектирования таких узлов необходимо знать упругие характеристики эластомеров, основной из которых является модуль упругости.

Существуют способы определения модуля упругости при сжатии и растяжении эластомерного образца. При растяжении тонкие полоски эластомера подвергают одноосному растяжению и измеряют относительную деформацию, которая достигает нескольких сотен процентов [2]. Другой способ основан на сжатии образца в виде цилиндра, помещенного между плоскими плитами. Модуль упругости рассчитывают как отношение напряжения сжатия к относительному уменьшению высоты образца [3]. Этот способ обладает существенным недостатком. При сжатии образца вследствие трения его торцов о сжимающие плиты последний приобретает бочкообразную форму, и его деформация становится неоднородной. Поэтому модуль упругости зависит от размеров, формы образца и степени его сжатия. Оба способа характерны тем, что модуль упругости определяется в условиях одноосного напряженного состояния.

Предложенный метод определения модуля упругости эластомера (А.С. № 712737) основан на внедрении жесткого цилиндрического штампа в образец эластомера на заданную глубину [4]. Схема устройства для проведения эксперимента изображена на рисунке. Для уменьшения влияния сил трения цилиндрический штамп смазывают смазкой ЦИАТИМ-221. Модуль упругости вычисляют по формуле

$$E = 0,75 \frac{Q}{d \cdot h}, \quad (1)$$

где Q – усилие; d – диаметр штампа; h – глубина внедрения.

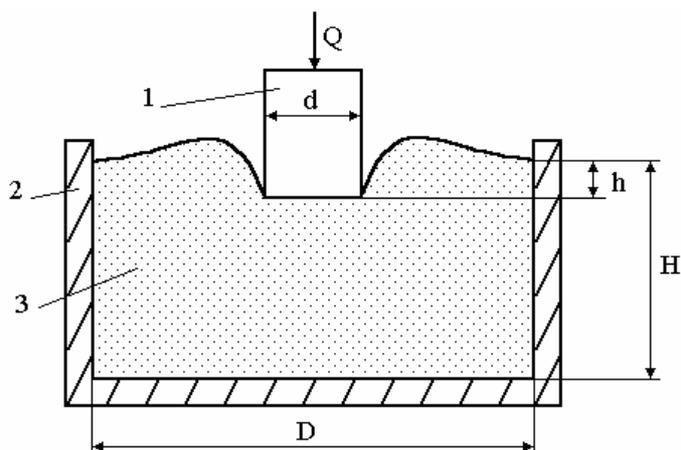


Схема определения модуля упругости эластомера:

- 1 – цилиндрический штамп;
- 2 – цилиндрический контейнер;
- 3 – эластомер

Образец исследуемого эластомера в виде цилиндра помещают в стальной стакан диаметром D и высотой H для исключения расширения образца под нагрузкой в направлении, перпендикулярном ее действию. Однако формула (1) может быть использована при наименьшем влиянии масштабного фактора, а именно когда $h/H = 0,010 \div 0,018$, а $d/D = 0,18 \div 0,25$. Рассчитанный в этом интервале значенный модуль упругости для

полиуретана СКУ-7Л оказался равным $23,8 \pm 3,1$ МПа при доверительной вероятности 0,95. Данным методом проведены испытания на 50 марках эластомеров различной химической природы и подтвержден выбранный интервал минимального влияния масштабного фактора на модуль упругости эластомера.

Полученные таким способом значения модулей упругости эластомеров, применяемых в листовой штамповке, позволили рассчитать силовые параметры различных технологических штампов и энергетических затрат. Данный способ внедрен в НПО «Тверьгеофизика» для расчета силовых характеристик каротажных узлов, в которых эксплуатируются эластомерные муфты, испытательной аппаратуры нефтяных и газовых скважин. Результаты испытаний позволили повысить надежность и долговечность эластомерных деталей.

Библиографический список

1. Феокистов И.Б., Степанов А.Н. Упругие характеристики эластомерного материала для поглощающих аппаратов автосцепного устройства // Вестник ВНИИЖТ. 2003. № 5.
2. ГОСТ 210-75. Резина. Метод определения модуля эластичности при растяжении.
3. ГОСТ 9982-76. Резина. Метод определения релаксации напряжений при сжатии.

УДК 621.891

С.В. Удалов
Тверской государственный технический университет

КОНТАКТ ЭЛЛИпсоИДА С ШЕРОХОВАТЫМ УПРУГИМ ПОЛУПРОСТРАНСТВОМ

Задачи о контакте тел вращения различной формы с шероховатым упругим полупространством играют важную роль в теории и практике расчетов узлов деталей машин на трение и износ, герметичность, контактную жесткость и электропроводность и рассматривались в целом ряде работ [1-5]. В этих работах для расчета деформации контакта волнистой поверхности были использованы модели волн в виде сферического сегмента или цилиндрического сегмента.

Однако применение модели волн в виде эллипсоидального сегмента дает возможность решать контактные задачи в более общем случае. Особенности в методике расчета деформации контакта эллипсоидальной волны и послужили причиной разработать модель данного контактного взаимодействия.

Рассмотрим контакт единичного эллиптического жесткого гладкого сегмента с полуосями a , b и c с шероховатым упругим полупространством. Эллиптический сегмент деформируется упруго. Тангенциальные напряжения будем считать пренебрежительно малыми. Шероховатая поверхность однородна. Микровыступы шероховатого слоя деформируются пластически. От этого случая легко перейти к контакту шероховатого круглого эллипсоида с жесткой плоскостью и к контакту двух шероховатых эллипсоидов (рис. 1).

Для точки поверхности, расположенной в центре эллипсоида, сближение:

$$Z = Z_{по} + Z_{шо}, \quad (1)$$

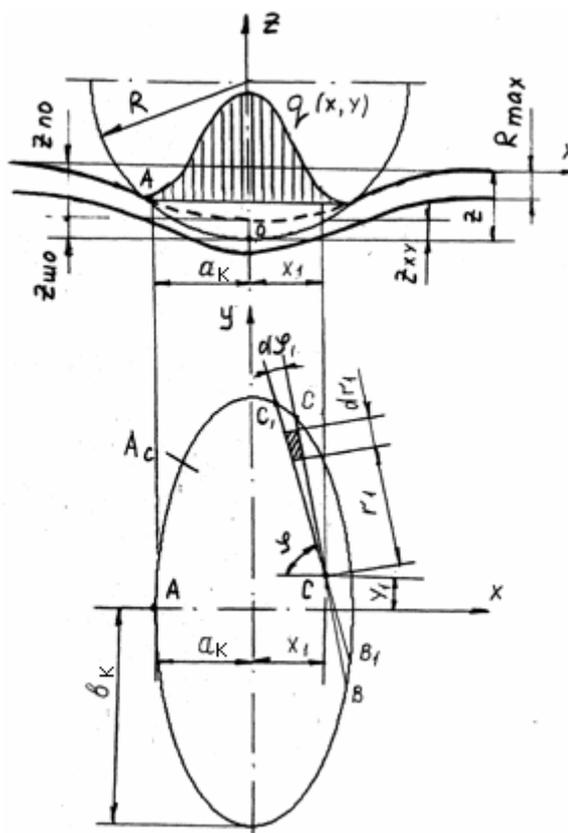


Рис. 1. Схема контакта упругого шероховатого эллипсоидального сегмента с упругим полупространством

где Z_{no} - упругая деформация полупространства, $Z_{шо}$ - деформация шероховатого слоя.

Для любой другой точки поверхности эллипсоида, находящейся на расстоянии x по оси Ox от центра в пределах площади касания радиуса a и на расстоянии y по оси Oy от центра в пределах площади касания радиуса b , сумма деформации упругого полупространства и шероховатого слоя будет меньше на величину первоначального зазора, обусловленного эллиптической формой индентора (рис. 1):

$$Z = (Z_{пху} + Z_{шху}) - Z_{ху}, \quad (2)$$

где $Z_{пху}$ и $Z_{шху}$ - деформация полупространства и шероховатого слоя в точке на расстоянии x по оси Ox и y по оси Oy от центра; $Z_{ху}$ - зазор в этой точке.

Когда имеет место деформация полупространства и шероховатого слоя, распределение давления можно представить в виде [6]

$$q_c = q_0(1 - m^2)^\beta, \quad (3)$$

где β - переменный показатель, причем $\frac{1}{2} \leq \beta \leq \nu + \varpi$, $m^2 = \frac{x^2}{a_K^2} + \frac{y^2}{b_K^2}$.

Составим выражение для перемещения некоторой точки $A_1(x_1, y_1)$ поверхности полупространства, расположенной внутри эллипса с полуосями a_K и b_K , в пределах загруженного эллипса. Проведем через т. $A_1(x_1, y_1)$ секущую BC , а в бесконечной близости другую B_1C_1 . Выражая элемент площади dF как $r_1 d\varphi_1 dr_1$ и обозначая длину хорды B_1C_1 через $2l_1$, имеем [7]

$$Z_{пху} = \frac{J}{\pi} \int_F \frac{q_c dF}{r_1} = \frac{J}{\pi} \int_0^\pi d\varphi_1 \int_{2l_1} q_c dr_1, \quad (4)$$

где $J = \frac{1 - \mu^2}{E}$.

Для более удобного вычисления интегралов, входящих в выражение (4), целесообразно ввести новые независимые переменные с помощью соотношений

$$x = x_1 \quad \text{и} \quad y = \frac{a_K}{b_K} y_1, \quad (5)$$

т.е. преобразовать координатную плоскость x_1, y_1 в плоскость x, y . При

этом преобразовании эллипс $\left(\frac{x_1}{a_K}\right)^2 + \left(\frac{y_1}{b_K}\right)^2 = 1$ на плоскости x_1, y_1 переходит

в окружность $\left(\frac{x}{a_K}\right)^2 + \left(\frac{y}{a_K}\right)^2 = 1$ на плоскости x, y .

При рассмотрении преобразования эллипса в окружность каждой точке плоскости x_1, y_1 соответствует некоторая вполне определенная точка плоскости x, y . Естественно принять, что при этом величины давлений в соответствующих точках остаются без изменения.

Так как при рассмотренном преобразовании хорда эллипса B_1C_1 длиной $2l_1$ переходит в хорду окружности BC длиной $2l$, то элементы длин этих хорд связаны соотношением $dr_1 = \frac{l_1}{l} dr$. Следовательно, между площадью полуэллипса и площадью полукруга существует следующая зависимость: $\int_{2l_1} q_c dr_1 = \frac{l_1}{l} \int_{2l} q_c dr$. Заменяя $q_c = q_0(1-m^2)^\beta$, находим для площади получившейся фигуры следующее выражение, пользуясь тем, что внутренний интеграл по длине хорды BC представляет собой площадь эпюры давления, лежащей над хордой:

$$\int_{2l_1} q_c dr_1 = 0,536 \frac{l_1}{l} q_0 (1-m^2)^\beta \frac{\pi l^2}{2},$$

тогда согласно зависимости (4) получим:

$$Z_{пху} = 0,536 \frac{Jq_0}{2} (1-m^2)^\beta \int_0^\pi \frac{l_1}{l} l^2 d\varphi_1. \quad (6)$$

Для вычисления интеграла, входящего в выражение (6), целесообразно выразить величины $\frac{l_1}{l}$, l^2 и φ_1 через координаты x_1, y_1 точки A_1 и угол φ , образованный хордой BC круга с осью x .

Из геометрических соображений следует, что $l^2 = a_K^2 - (x \sin \varphi + y \cos \varphi)^2$, $OB = a_K$. Используя соотношения (5), имеем

$$l^2 = a_K^2 - \left(x_1 \sin \varphi + \frac{a_K}{b_K} y_1 \cos \varphi \right)^2. \quad (7)$$

По условию преобразования координатной плоскости x_1, y_1 в плоскость x, y можем написать следующие соотношения для проекций хорды B_1C_1 эллипса и хорды BC круга на координатные оси:

$$l_1 \cos \varphi_1 = l \cos \varphi \quad \text{и} \quad l_1 \sin \varphi_1 = \frac{b_K}{a_K} l \sin \varphi, \quad (8)$$

откуда

$$\left(\frac{l_1}{l} \right)^2 = \cos^2 \varphi + \frac{b_K^2}{a_K^2} \sin^2 \varphi. \quad (9)$$

Из тех же соотношений следует, что $tg\varphi_1 = \frac{b_K}{a_K} tg\varphi$, или, дифференцируя почленно и используя первое из соотношений (8), имеем

$$d\varphi_1 = \frac{b_K}{a_K} \left(\frac{l}{l_1} \right)^2 d\varphi. \quad (10)$$

Внося соотношения (7), (9) и (10) в выражение (4) для перемещения $Z_{\Pi X}$ и замечая, что пределы интегрирования по φ те же самые, что и по φ_1 , имеем

$$Z_{\Pi XY} = 0,536 \frac{Jq_0}{2} \int_0^\pi \frac{a_K b_K - \frac{b_K}{a_K} x_1^2 \sin^2 \varphi - \frac{a_K}{b_K} y_1^2 \cos^2 \varphi - x_1 y_1 \sin 2\varphi}{\sqrt{1 - e^2 \sin^2 \varphi}} (1 - m^2)^\beta d\varphi, \quad (11)$$

где $e = \sqrt{1 - \left(\frac{b_K}{a_K} \right)^2}$ - относительный эксцентриситет контурного эллипса области контакта.

Деформация элемента шероховатого слоя [6]:

$$Z_{\text{шXY}} = Rp \left(\frac{q}{\alpha K_3 t m B} \right)^{1/(v+\sigma)} = C_{\text{ш}} q^{1/(v+\sigma)}, \quad (12)$$

где $C_{\text{ш}} = Rp \left(\frac{1}{\alpha K_3 t m B} \right)^{1/(v+\sigma)}$.

Согласно результатам, полученным в работе [7], первоначальный зазор, обусловленный эллиптической формой индентора,

$$Z_{XY} = \frac{b^2 x^2 + a^2 y^2}{2b^2 a}. \quad (13)$$

Подставив в выражение (2) выражения (11), (12), (13), имеем:

$$\begin{aligned} & 0,536 \frac{Jq_0}{2} \int_0^\pi \frac{a_K b_K - \frac{b_K}{a_K} x_1^2 \sin^2 \varphi - \frac{a_K}{b_K} y_1^2 \cos^2 \varphi - x_1 y_1 \sin 2\varphi}{\sqrt{1 - e^2 \sin^2 \varphi}} (1 - m^2)^\beta d\varphi = \\ & = Z - \frac{b x_1^2 + a y_1^2}{2 b a} - C_{\text{ш}} q_0^{1/(v+\sigma)} (1 - m^2)^{\beta/(v+\sigma)}. \end{aligned} \quad (14)$$

Преобразуя (14), получим выражение

$$\begin{aligned}
& B(1+\beta;0,5)0,536 \frac{Jq_0 a_K b_K}{2} \int_0^\pi \frac{1}{\sqrt{1-e^2 \sin^2 \varphi}} (1-m^2 \sin^2 \varphi)^{\beta+\frac{1}{2}} d\varphi = \\
& = Z - \frac{bx_1^2 + ay_1^2}{2ba} - C_{ш} q_0^{\frac{1}{\nu+\omega}} (1-m^2)^{\frac{\beta}{\nu+\omega}},
\end{aligned} \tag{15}$$

где $B(1+\beta;0,5)$ - бета-функция.

В частных случаях при $m^2=0$ и $m^2=1$, т.е. при $x_1=0, y_1=0$ и $1=\frac{x^2}{a_K^2} + \frac{y^2}{b_K^2}$, интеграл в уравнении (15) выражается через бета-функцию [8], что дает возможность получить два уравнения. Поскольку (15) содержит четыре неизвестных Z, β, a_K, b_K то воспользуемся следующим. Разложим подынтегральную функцию и функцию правой части по степеням m^2 и отбросим члены больших порядков, чем m^2 . Тогда для определения сближения Z , радиусов пятна контакта a_K и b_K и параметра получим систему из четырех уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} Z_{п0} + Z_{ш0} = Z, \\ (\beta+1)Z_{п0} + \frac{\beta}{\nu+\omega} Z_{ш0} = \frac{bb_K^2 + aa_K^2}{2ab}, \\ \frac{B(\beta+1;0,5)\beta}{\pi} Z_{ш0} = Z - \frac{bb_K^2 + aa_K^2}{2ab}, \\ ab_K = ba_K, \end{array} \right. \tag{16}$$

где $Z_{п0} = B(1+\beta;0,5)0,536 \frac{Jq_0 a_K b_K}{2}$ и $Z_{ш0} = C_{ш} q_0^{\frac{1}{\nu+\omega}}$; $K_B = B(1+\beta;0,5)$; $\lambda = \nu + \omega$;
 $b_K = a_K \frac{b}{a}$.

Решая систему (16) относительно a_K, b_K, Z получим:

$$\begin{aligned}
a_K &= \left(\frac{C_{ш} q_0^{\frac{1}{\lambda}} (K_B - 1)}{K_B 0,536 \frac{Jq_0 \frac{b}{a}}{2} - \frac{(a^3 + b^3)}{2a^3 b}} \right)^{\frac{1}{2}}, & b_K &= \left(\frac{b}{a} \right) a_K, \\
Z &= 0,536 \frac{JK_B b q_0}{2} \left(\frac{C_{ш} q_0^{\frac{1}{\lambda}} (K_B - 1)}{K_B 0,536 \frac{Jq_0 \frac{b}{a}}{2} - \frac{(a^3 + b^3)}{2a^3 b}} \right) + C_{ш} q_0^{\frac{1}{\lambda}}.
\end{aligned}$$

На рис. 2 показана зависимость полуоси площадки контакта касания стального эллипсоида с полуосями 65 мм и 120 мм со стальными поверхностями различной шероховатости от нагрузки.

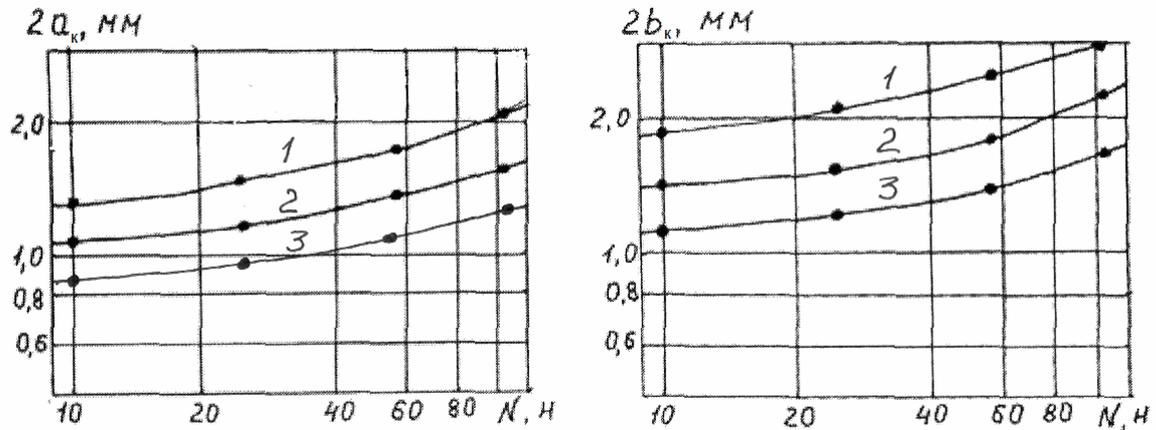


Рис. 2. Зависимость полуоси площадки контакта касания от нагрузки для контакта стального эллипсоида с плоскими шероховатыми поверхностями:
1 - $Ra = 4$ мкм; 2 - $Ra = 2,1$ мкм; 3 - $Ra = 0,7$ мкм

Выводы: получено решение задачи о контакте эллиптического жесткого гладкого сегмента с полуосями a , b и c с шероховатым упругим полупространством при пластической деформации микронеровностей. Получены расчетные зависимости для нахождения сближения и параметров площадки контакта.

Библиографический список

1. Штаерман И.Я. Контактная задача теории упругости. М.;Л.: ГИТТЛ, 1949.
2. Гринвуд Д., Трип Е. Упругий контакт шероховатых сфер // Тр. Американского общ. инж.- механиков. Прикладная механика, 1967. №4.
3. Коротков М.А. Влияние шероховатости на формирование единичной контурной площади контакта / Сб. "Вопросы механики". Калинин: КПИ, 1972. Вып. XY (XIII).
4. Демкин Н.Б., Алексеев В.М. Влияние шероховатости на контурную площадь контакта // Сб. "Механика и физика контактного взаимодействия". Калинин: КПИ, 1975.
5. Александров В.М., Кудиш И.И. Асимптотический анализ плоской и осесимметричной контактной задачи при учете поверхностной структуры взаимодействующих тел // Изв. АН. МТТ. 1979. №1. С. 58-70.
6. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей. М., 1981.
7. Основы современных методов расчета на прочность в машиностроении / С.Д. Пономарев, В.Л. Бидерман и др. М., 1950.
8. Ильин В.А., Э.Г. Позняк. Основы математического анализа. М., 2002.

ФИЗИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ НА ПОВЕРХНОСТИ ТВЕРДЫХ ТЕЛ

УДК 532.632

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

РОЛЬ ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ РАСТЕКАНИЯ КАПЕЛЬ ПО ТВЕРДОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Процессы смачивания и растекания, происходящие при контакте жидкостей с твердыми телами, играют большую роль во многих отраслях промышленности и в природе. Растекание представляет собой самопроизвольное течение жидкости по твердой поверхности, происходящее за счет уменьшения избыточной свободной энергии системы. Скорость растекания зависит от соотношения движущих сил и сил сопротивления. Движущие силы определяются теми составляющими свободной энергии системы, которые уменьшаются при смачивании. Для макроскопических капель жидкости, растекающейся по гладкой однородной твердой поверхности, движущую силу растекания F можно найти, пользуясь силовой трактовкой поверхностного натяжения [1]. В этом случае сила, действующая на единицу длины периметра смачивания вдоль поверхности, равна:

$$F = (\sigma_{sl} - \sigma_{sv}) - \sigma \cdot \cos \theta,$$

или

$$F = \sigma \cdot (m - \cos \theta), \quad (1)$$

где σ , σ_{sv} и σ_{sl} – поверхностные натяжения на границе жидкость – газ, твердое тело – газ и твердое тело – жидкость соответственно, θ – динамический краевой угол.

Для микрокапель заметное влияние на движущую силу растекания может оказывать избыточная свободная энергия линии трехфазного контакта κ , возникающего на периметре смачивания (линейное натяжение). В данной работе результаты оценок κ методом термодинамической теории возмущений использованы для теоретического исследования его влияния на растекание капель жидкости по твердой поверхности.

Полученное нами в работе [2] выражение для κ имеет вид

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

где a – диаметр молекул жидкости; $m = (\sigma_{sv} - \sigma_{sl})/\sigma$. Если $|m| < 1$, то $m = \cos\theta_\infty$, где θ_∞ – равновесный краевой угол макроскопической капли.

Рассмотрим каплю в форме сферического сегмента с динамическим краевым углом θ , растекающуюся по плоской твердой поверхности. Добавка к движущей силе растекания, обусловленная линейным натяжением периметра смачивания капли, состоит из двух слагаемых. Первое из них $(-\kappa/r)$ представляет собой силу, действующую на единицу длины периметра смачивания с натяжением κ и радиусом кривизны r перпендикулярно к нему. Второе $[-\left(\frac{\partial \kappa}{\partial \theta}\right)\left(\frac{\partial \theta}{\partial r}\right)]$ связано с зависимостью $\kappa(\theta)$ и отражает стремление системы уменьшить свободную энергию, изменяя θ . В дальнейшем будем вместо динамического краевого угла θ использовать его косинус ($\cos \theta = x$). Вводя безразмерную движущую силу растекания $f = F/\sigma$, можно записать:

$$f = m - x - \frac{\kappa}{\sigma \cdot r} - \frac{1}{\sigma} \left(\frac{\partial \kappa}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial x}{\partial r} \right). \quad (2)$$

Рассмотрим каплю на плоской твердой подложке. Объем V капли жидкости в виде сферического сегмента, выраженный через радиус ее основания r и x , равен:

$$V = \frac{\pi \cdot r^3 \cdot (1-x) \cdot (2+x)}{3 \cdot (1+x) \cdot \sqrt{1-x^2}},$$

тогда

$$r = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V \cdot (1+x) \cdot \sqrt{1-x^2}}{\pi(1-x) \cdot (2+x)}}.$$

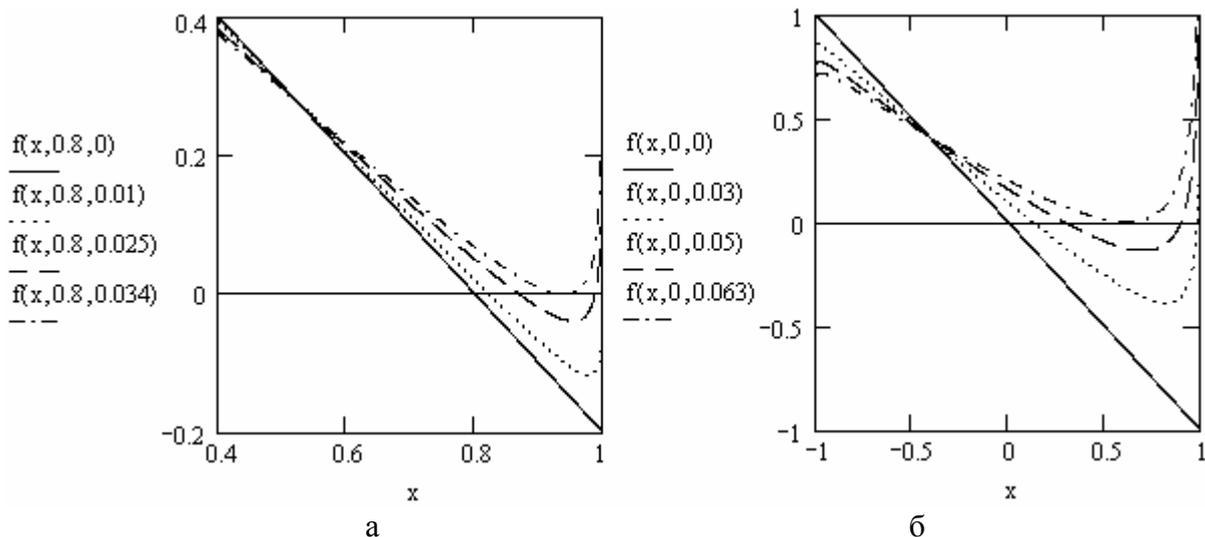
Выполняя дифференцирование при условии постоянства объема и подставляя выражение для r , получим:

$$f(x, m, \alpha) = m - x - \alpha \cdot \sqrt[3]{9\pi \cdot (1-x) \cdot \frac{(2+x)}{(1+x) \cdot \sqrt{1-x^2}}} \cdot \left[(1+m) \cdot \frac{x}{\sqrt{1-x^2}} - \frac{1+x}{\sqrt{2 \cdot (1-x)}} \right] - \\ - \alpha \cdot \sqrt[3]{9\pi \cdot (1-x) \cdot \frac{(2+x)}{(1+x) \cdot \sqrt{1-x^2}}} \cdot \frac{2+x}{\sqrt{1-x}} \cdot \left[\frac{1+m}{\sqrt{1+x}} - \frac{(3-x) \cdot (1+x)}{2\sqrt{2}} \right],$$

здесь параметр $\alpha = a \cdot \frac{1}{\sqrt[3]{V}} \approx \frac{1}{\sqrt[3]{N}}$ характеризует размер капли, состоящей из N молекул. Для макроскопической капли $\alpha = 0$ и движущая сила растекания соответствует формуле (1).

Зависимость движущей силы растекания от косинуса динамического краевого угла для нескольких значений параметра m при разных размерах каплей представлена графически на рисунке.

Графики построены для параметра $m = 0,8$, что соответствует $\theta_\infty = 37^\circ$ (рис., а). Видно, что при краевых углах близких к равновесному, влияние линейного натяжения приводит к увеличению движущей силы растекания. Это увеличение становится все более заметным по мере уменьшения размера капли, сопровождаясь уменьшением равновесного краевого угла (увеличением $\cos\theta = x$). При достижении каплей критического размера движущая сила растекания становится положительной при всех x , что соответствует полному смачиванию. Как видно из рисунка полное смачивание наступает при $\alpha > 0,034$, или при $N < 25000$.



Зависимость движущей силы растекания от косинуса краевого угла для нескольких значений параметра m , характеризующего смачивание макроскопической каплей, и α , характеризующего размер капли

Если динамический краевой угол удаляется от равновесного, то относительное увеличение f становится менее заметным и сменяется уменьшением.

В случае, когда начальная величина краевого угла меньше равновесного, влияние линейного натяжения приводит к уменьшению движущей силы оттекания.

Графики (рис., б) относятся к случаю безразличного смачивания ($m = 0$, $\theta_\infty = 90^\circ$), в этих случаях при уменьшении размера капли влияние линейного натяжения на движущую силу растекания возрастает.

Представляет интерес рассмотреть растекание цилиндрической капли по плоской твердой подложке. Такие капли могут возникать в процессах

микропайки. Размер цилиндрической капли будем характеризовать числом молекул N , приходящимся на единицу ее длины.

В случае цилиндрической капли периметр смачивания прямолинеен, и влияние линейного натяжения на движущую силу растекания f_1 связано только с зависимостью $\kappa(x)$:

$$f_1 = m - x - \frac{1}{\sigma} \left(\frac{\partial \kappa}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial x}{\partial r} \right).$$

Выполняя дифференцирование в этом выражении при условии постоянства объема ($V = Const$), получим:

$$f_1(x, m, \alpha) = m - x - 3\alpha \cdot \frac{a \cdot \cos x - x \cdot \sqrt{1-x^2}}{\sqrt{1-x^2} - x \cdot a \cdot \cos x}.$$

$$\cdot \left[\frac{1+m}{\sqrt{1-x^2}} - \frac{(3-x)(1+x)}{2 \cdot \sqrt{2(1-x)}} \right] \cdot \sqrt{\frac{a \cdot \cos x - x \cdot \sqrt{1-x^2}}{1-x^2}}.$$

Здесь параметр $\alpha = (N \cdot a)^{-1/2}$ характеризует поперечный размер капли.

Влияние линейного натяжения на движущую силу растекания цилиндрической капли аналогично сферической, хотя и несколько слабее. Данный случай интересен тем, что влияние κ обусловлено только зависимостью $\kappa(\theta)$ и не связано с кривизной периметра или с изменением его длины. Отметим, что при уменьшении размера цилиндрической капли равновесный краевой угол уменьшается, и при достижении некоторого критического размера устанавливается полное смачивание, как и в случае сферической.

Подводя итог, можно сказать, что линейное натяжение в некоторых случаях дает заметный вклад в движущую силу растекания сферических и цилиндрических микрокапель. Обусловленные им эффекты могут играть существенную роль при напылении покрытий, микропайке, создании композитных материалов, а также в ряде других технологических процессов.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (грант № 05-03-32198).

Библиографический список

1. Сумм Б.Д., Горюнов Ю.В. Физико-химические основы смачивания и растекания. М.: Химия, 1976. 232 с.
2. Новиков И.Е., Новоселов А.Р. Влияние линейного натяжения на размерные эффекты при смачивании в пористых средах // Механика и физика фрикционного контакта. Тверь: ТГТУ, 2003. С. 55-61.

УДК 532.632

И.Е. Новиков, А.Р. Новоселов
Тверской государственный университет**ВЛИЯНИЕ ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ РЕБЕР
НА СРЕДНЕЕ ПОВЕРХНОСТНОЕ НАТЯЖЕНИЕ МОНОКРИСТАЛЛА**

Среднее поверхностное натяжение микрокристаллов играет определяющую роль при анализе фазовых равновесий с участием кристаллических тел. Оно входит в выражения для зависимости температуры и давления в сосуществующих фазах от размера микрокристаллов. При термодинамическом рассмотрении микрокристаллов в их избыточную свободную энергию необходимо включать наряду с энергией граней энергию ребер. В данной работе ранее проведенные оценки линейного натяжения ребер кристалла использованы для исследования размерной зависимости среднего поверхностного натяжения. Следуя монографии [1], среднее поверхностное натяжение монокристалла, учитывающее линейное натяжение ребер, можно определить формулой

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{S} \left(\sum_{j=1}^N \sigma_j S_j + \sum_{k=1}^M \kappa_k L_k \right), \quad (1)$$

где $S = \sum_{j=1}^N S_j$; σ_j – поверхностное натяжение j -й грани; κ_k – линейное натяжение k -го ребра; S_j и L_k – площади граней и длины ребер.

Размер монокристалла удобно характеризовать параметром

$$r = 3V / S,$$

где V – объем кристалла. Такое определение согласуется с радиусом кривизны сферической межфазной границы для жидкофазных систем.

В работе [2] нами методом термодинамической теории возмущений была проведена оценка линейной плотности избыточной свободной энергии (линейного натяжения) ребра, образованного пересечением двух граней кристалла. При этом считалось, 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. Так, согласно результатам Бенсона и Клакстона, приведенным в монографии [3], поверхностная энергия кристаллов инертных газов, в которых межмолекулярное взаимодействие является полностью дисперсионным, изменяется при переходе от одной кристаллической плоскости к другой не более чем на несколько процентов.

Полученное в работе [2] выражение для линейного натяжения ребра имеет вид:

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

Здесь σ – дисперсионная составляющая поверхностного натяжения граней кристалла, которую, в соответствии с вышесказанным, можно считать примерно одинаковой для всех граней, a – среднее межмолекулярное расстояние, α – угол между гранями.

Рассмотрим кубический кристалл с ребром $2r$. В этом случае $\alpha = 90^\circ$, $\kappa = -\sigma a (1 + \sqrt{2})$. Учитывая оценочный характер проводимых расчетов, примем $\kappa \approx -2\sigma a$. Тогда среднее поверхностное натяжение в соответствии с формулой (1)

$$\bar{\sigma} = \sigma + \frac{\kappa}{r} = \sigma \left(1 - \frac{2a}{r}\right).$$

Такой характер зависимости $\sigma(r)$ соответствует известной формуле Толмена [4] для зависимости поверхностного натяжения жидкой сферической капли от её радиуса.

Избыточное давление ΔP в рассматриваемом кристалле, обусловленное поверхностным натяжением и натяжением ребер, можно найти из соотношения

$$\Delta P(2r)^2 = 4\sigma \cdot (2r) + 4\kappa$$

Тогда

$$\Delta P = \frac{2\sigma}{r} \left(1 - \frac{2a}{r}\right) = \frac{2\bar{\sigma}}{r}.$$

Вид этого выражения соответствует известному капиллярному давлению (уравнение Лапласа) внутри жидкой капли.

Проведенные в данной работе оценки показывают, что характер размерной зависимости среднего поверхностного натяжения микрокристаллов и микрокапель вполне аналогичен. Это позволяет распространить термодинамические соотношения, описывающие жидкофазные микрогетерогенные системы, на системы, включающие кристаллические тела.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (грант № 05-03-32198).

Библиографический список

1. Русанов А.И. Фазовые равновесия и поверхностные явления. Л.: Химия, 1967. 388 с.
2. Новиков И.Е. Новоселов А.Р. Оценка линейного натяжения ребер // Механика и физика фрикционного контакта. Тверь: ТГТУ, 2005. С. 90-92.
3. Адамсон А. Физическая химия поверхностей. М.: Мир. 1979.
4. Tolman R.S. The effect of droplet size on surface tension // J.Chem.Phys. 1949. V.17. № 2. P. 333-340.

УДК 548.5

А.И. Иванова, Т.Е. Гурьева
Тверской государственный университет

ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПЛОТНОСТИ ДИСЛОКАЦИЙ ПО КРИСТАЛЛОГРАФИЧЕСКИМ НАПРАВЛЕНИЯМ $\langle 110 \rangle$ И $\langle 112 \rangle$ В МОНОКРИСТАЛЛЕ ГЕРМАНИЯ

Введение. Монокристаллы германия относятся к важнейшим типам оптических материалов. Германий используется в качестве линз и входных окон объективов инфракрасной оптики (тепловизоров). Возникающие при выращивании кристаллов дефекты кристаллической решетки (атомы примеси, вакансии, дислокации, границы блоков) являются источниками различных оптических аномалий [1]. Проблема стабильного получения кристаллов с высокой оптической однородностью далека от разрешения.

Цель данной работы – исследование влияния высокотемпературного отжига на плотность дислокаций и их распределения по кристаллографическим направлениям в монокристалле германия.

Методика эксперимента. Исследовали монокристаллы германия с кристаллографическими ориентациями $\langle 110 \rangle$ и $\langle 112 \rangle$, выращенные способом Чохральского в вакууме в графитовом тепловом узле. Монокристалл германия был разрезан на пластины толщиной 3-5 мм, пластины последовательно пронумерованы. Одна сторона каждой пластины была подвергнута шлифовке абразивным материалом, химической полировке и селективному химическому травлению. Четные образцы были отожжены в вакууме в течение 43 часов при температуре 887 ± 5 °С.

Методика исследования плотности дислокаций. Количество дислокационных ямок травления подсчитывали с помощью металлографического микроскопа при увеличении 200. Плотность дислокаций исследовали по двум направлениям, перпендикулярным кристаллографическим направлениям $\langle 110 \rangle$ и $\langle 112 \rangle$. Вдоль каждого направления по диаметру кристалла через 5 мм подсчитывали количество ямок травления в 1 мм^2 . После измерения по одному направлению рассчитывали среднее значение плотности дислокаций по формуле

$$N_d = \bar{N}_d / (S_{п.з} \cdot 0,01) [\text{см}^{-2}],$$

где \bar{N}_d – среднее арифметическое количества ямок травления во всех полях зрения; $S_{п.з}$ – площадь поля зрения. При подсчете дислокаций не допускалось совпадение полей зрения с малоугловыми границами (МУГ).

Погрешность измерения плотности дислокаций в экспериментах составляет 30 % и объясняется ручным подсчетом. Специфика поверхностей после травления состоит в том, что она содержит как одиночные, так и слипшиеся ямки травления. Для повышения точности измерений плотности дислокаций внедряются математические методы обработки статистических цифровых изображений поверхности монокристалла с помощью ЭВМ [2].

Результаты эксперимента. На рис. 1 показаны поверхности исследуемых образцов. Представленные сечения характеризуются сложными неоднородными распределениями дислокаций и МУГ. Структуры сечений существенно отличаются друг от друга, то есть имеет место неоднородность по длине монокристалла германия.

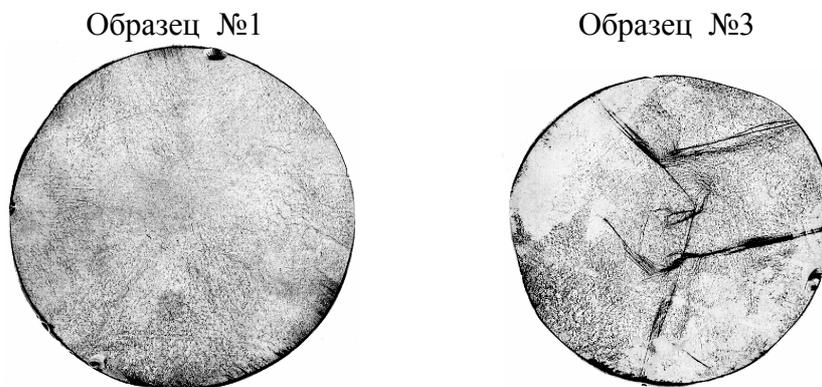


Рис. 1. Поверхности образцов германия

На рис. 2 показано распределение плотности дислокаций по кристаллографическим направлениям $\langle 110 \rangle$ и $\langle 112 \rangle$.

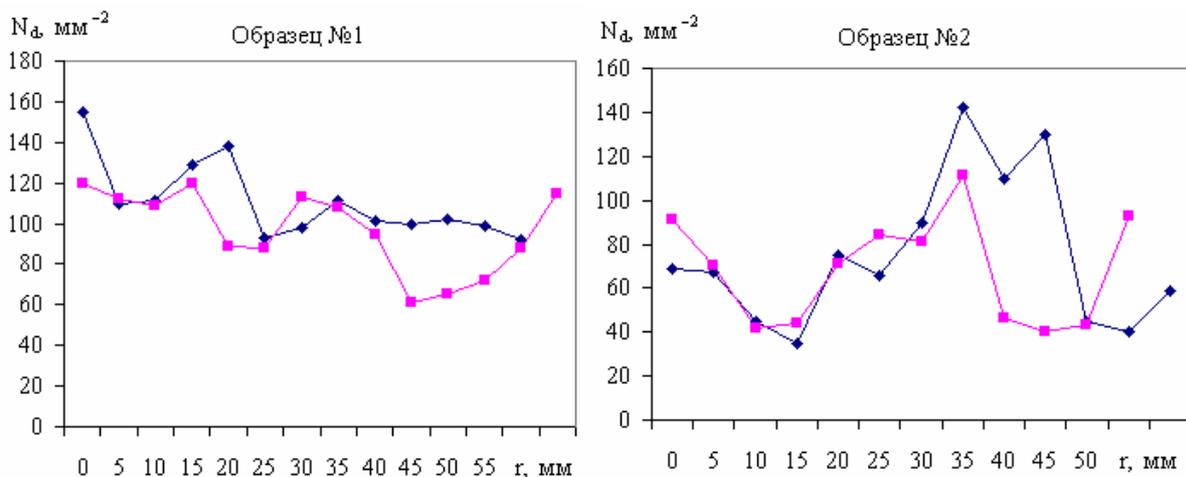


Рис. 2. Распределение дислокаций на поверхности:
 —◆— по направлению $\langle 110 \rangle$ —■— по направлению $\langle 112 \rangle$

Средние значения плотности дислокаций исследуемых образцов представлены в таблице.

Среднее значение плотности дислокаций $N_d \cdot 10^4$, см⁻²

№ образца	Без отжига			После отжига			
	1	3	7	2	4	6	8
По направлению $\langle 110 \rangle$	1,0	0,6	2,0	0,7	0,8	0,6	3,7
По направлению $\langle 112 \rangle$	1,0	0,8	2,0	0,7	1,0	0,7	3,5

Из анализа результатов эксперимента следует, что высокотемпературный осесимметричный отжиг не приводит к снижению величины плотности дислокаций, но во всех образцах наблюдается некоторое изменение распределения дислокаций по сечению. В исходных кристаллах максимальное количество дислокаций наблюдалось в центре и периферии. В отожженных образцах максимум смещается к периферии кристаллов. Можно отметить значительное увеличение средней плотности дислокаций после отжига в образце №8. Это явление объясняется влиянием МУГ, которые задерживают движение дислокаций во время отжига. МУГ являются препятствием для движущихся дислокаций [3], на поверхностях образцов после отжиге наблюдалось увеличение размеров МУГ и рост количества дислокаций вблизи их.

Исследование распределения дислокаций по кристаллографическим направлениям $\langle 110 \rangle$ и $\langle 112 \rangle$ показало, что плотность дислокаций не зависит от кристаллографического направления; количество дислокаций по направлению $\langle 112 \rangle$ уменьшается по направлению к грани.

Авторы выражают благодарность за методическое руководство и постоянное содействие в проведении научно-исследовательских работ профессору Ю.М. Смирнову.

Библиографический список

1. Механические напряжения и оптические аномалии в кристаллах германия и парателлурита / И.А. Каплунов, А.И. Колесников и др. // Вестник ТГУ. Сер. Физика. 2004. Вып. 6. №4. С. 72-80.
2. Изучение дислокационной структуры монокристаллов германия методом избирательного травления / А.И. Иванова, А.Б. Долматов и др. // Вестник ТГУ. Сер. Физика. 2004. Вып. 6. №4. С. 65-71.
3. Доброхотов Э.В. Диффузия в дислокационном германии и модель «жидкого» ядра дислокации // ФТТ. 2005. Т.47. Вып.12. С. 2166-2169.

УДК 532.6:541.8

Н.Ю. Сдобняков, А.Н. Базулев, Д.А. Кульпин, Д.М. Соловьев
Тверской государственной университет

**РАЗМЕРНАЯ ЗАВИСИМОСТЬ
ПОВЕРХНОСТНОГО НАТЯЖЕНИЯ НАНОКАПЕЛЬ *Na, Al, Cu*
И ИХ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКАЯ СТАБИЛЬНОСТЬ**

В последние годы, особенно в связи с развитием нанотехнологии, интерес к структуре и свойствам малых объектов существенно возрастает. С уменьшением размера свойства, в частности термодинамические характеристики, малого объекта начинают зависеть от его эффективного радиуса R . В соответствии с методом термодинамической теории возмущений (ТТВ), развитым в наших предыдущих работах [1], избыточная свободная энергия малого объекта может быть представлена в виде

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

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

Одним из преимуществ рассматриваемого нами метода ТТВ является возможность его применения не только к молекулярным системам, но и металлическим частицам. Эффективные парные потенциалы, предложенные различными авторами для металлических расплавов, получены для массивной фазы и только для нее адекватно учитывают вклады электрон-ионного, ион-ионного и электрон-электронного взаимодействий. Таким образом, непосредственное применение этих потенциалов к очень малым объектам не является корректным. В нашей работе мы использовали потенциалы Шиффа для *Al* (2) и *Na* (3) [2]:

$$\Phi_1 = -\left(\left[\cos(5.987r)/r^3 \right] (0.19 + 1.02/r^2 + 0.08/r^4) + \left[\sin(5.987r)/r^4 \right] (0.43 + 2.54/r^2) \right), \quad (2)$$

$$\Phi_5 = \left[\cos(8.97r)/r^3 \right] (0.66 + 4.22/r^2 + 2.61/r^4) + \left[\sin(8.97r)/r^4 \right] (0.54 + 0.67/r^2) + 1.49/r^{12}, \quad (3)$$

а также эффективный потенциал для меди, восстановленный из экспериментальных структурных данных с помощью итерационного самосогласо-

ванного метода [3] (рис. 1). Как показано в [3], полученные потенциалы с хорошей точностью воспроизводят структурные свойства меди, кроме того, обеспечивают хорошее согласие расчетных кинетических коэффициентов с их экспериментальными значениями.

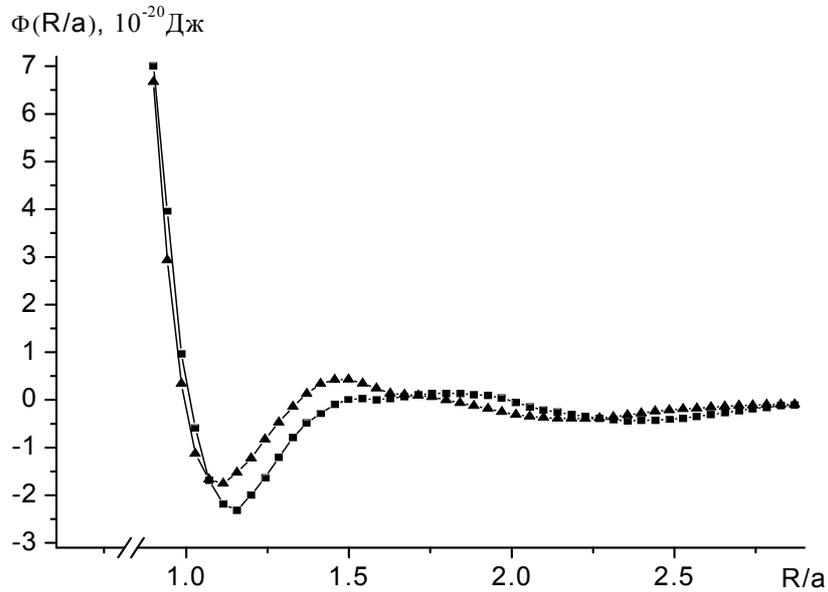


Рис. 1. Эффективные межатомные потенциалы взаимодействия атомов жидкой меди для температур 1423 К (■), 1773 К (▲), восстановленные из экспериментальных структурных данных, взятых из работы [3]

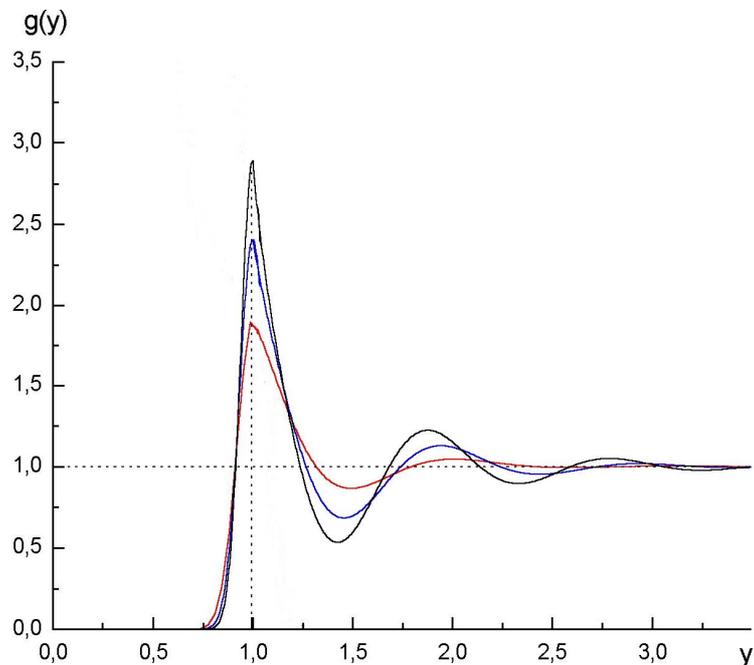


Рис. 2. Радиальные функции распределения $g(y = R/a)$ для леннард-джонсовского флюида при различных температурах и плотностях $T_1 > T_2 > T_3$ (значениям T_1, T_2, T_3 отвечают верхняя, средняя и нижняя кривые соответственно)

Заметим, что невозмущенной радиальной функции распределения (рис. 2), фигурирующей в выражении (1), будет отвечать также невозмущенный парный потенциал, однозначно связанный с функцией распределения соотношением Вика, Чандлера и Андерсена:

$$g(r) = e^{\frac{-\Phi(r)}{kT}} y(r, [n]), \quad (4)$$

где k - постоянная Больцмана; T - абсолютная температура; $y(r, [n])$ - функция распределения системы твердых сфер, функционально зависящая от плотности n , но не зависящая от вида парного потенциала [4]. Однако проведенные в [5] расчеты показали, что в окрестности тройной точки указанное приближение приводит к очень существенному завышению высоты первого максимума $g(r)$. Вместе с тем, в работе [4] показано, что в широком температурном интервале (от тройной точки до критической области) радиальная функция распределения достаточно адекватно описывается более общей аналитической моделью

$$g(r) = \exp(-\Phi(r)/kT) \left[1 + \sum_{i=1}^n a_i \bar{\gamma}^i(r, d) / i! \right]. \quad (5)$$

Второй множитель в (5) отвечает разложению зависящей от плотности части радиальной функции по базисным функциям $\bar{\gamma}^i(r, d)$, где d - эффективный диаметр твердой сферы. Поскольку второй множитель в (4) не должен зависеть от выбора парного потенциала, радиальную функцию распределения для металлического расплава $g(r)$ можно найти по радиальной функции леннард-джонсовской системы $g_{LD}(r)$ при той же температуре T :

$$g(r)/g_{LD}(r) = \exp[-(\Phi(r) - \Phi_{LD}(r))/kT]. \quad (6)$$

Радиальную функцию леннард-джонсовского флюида $g_{LD}(r)$ рассчитывали согласно работе Маттеоли и Мэнсоори [6]. Для нанок капель меди радиальная функция распределения и эффективный парный потенциал взяты из работы [3]. В качестве целевых функций использовали экспериментальные структурные факторы, полученные рассеянием рентгеновских лучей на образцах жидкой меди при температурах 1423, 1773 К [7].

В нашей работе получены размерные зависимости поверхностного натяжения нанок капель металлических расплавов натрия, алюминия и меди в широком температурном интервале (см. рис. 3).

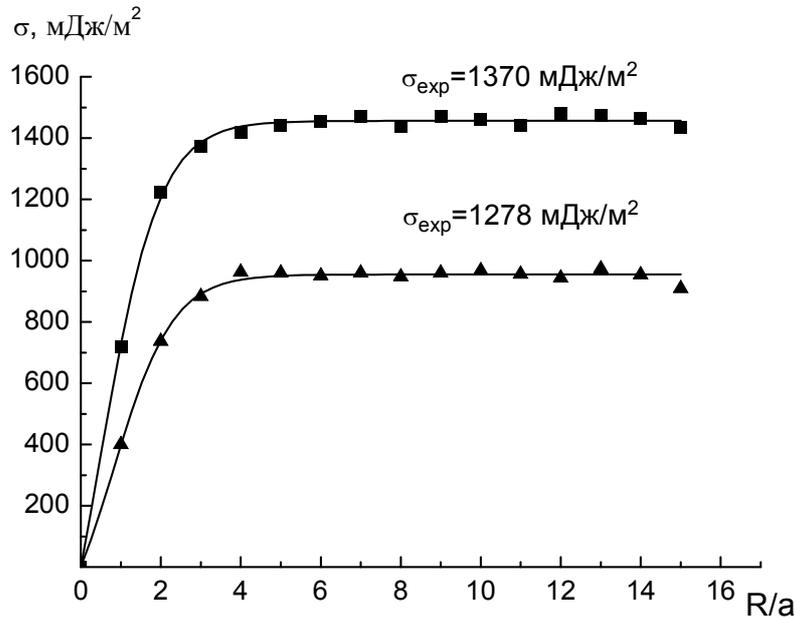


Рис. 3. Размерная зависимость поверхностного натяжения жидкой меди при различных значениях температуры и плотности

Результаты расчетов сопоставляли с формулой Толмена [8]

$$\sigma/\sigma_{\infty} = \frac{1}{1 + 2\delta/R_s}, \quad (7)$$

($\delta > 0$ - толменовская длина) и линейной зависимостью

$$\sigma = KR, \quad (8)$$

предложенной ранее А.И. Русановым [9] для малых R . Здесь K - коэффициент пропорциональности, зависящий от температуры, давления и состава жидкой фазы. Результаты расчетов макроскопического значения поверхностного натяжения, коэффициента пропорциональности в формуле Русанова (8) и параметра Толмена (7) для наночапель алюминия, натрия и меди представлены в табл. 1. Результаты проведенных нами расчетов удельной свободной поверхностной энергии для всех исследованных систем показывают, что в достаточно хорошем приближении справедлива аппроксимация вида

$$\sigma(R) = \begin{cases} KR, & \text{при } R \leq R_c, \\ \sigma_{\infty}, & \text{при } R > R_c, \end{cases} \quad (9)$$

т.е. при радиусах $R < R_c$ (R_c - характерное (критическое) значение радиуса) поверхностное натяжение описывается линейной формулой Русанова, а

при $R > R_c$ практически совпадает с предельным значением σ_∞ , отвечающим плоской макроскопической границе раздела.

Таблица 1. Предельное значение поверхностного натяжения σ_∞ , коэффициента пропорциональности K в формуле Русанова (8) и параметра Толмена в (7)

Вещество	T, K	$\sigma_\infty^{\text{exp}}, \text{мДж} \cdot \text{м}^{-2}$ [10]	$\sigma_\infty^{\text{th}}, \text{мДж} \cdot \text{м}^{-2}$	$K, 10^{10} \text{мДж} \cdot \text{м}^{-3}$	$\delta, \text{Å}$
Na	373	197,8	130,3	20,1	0,361
	1073	127,8	68,0	10,5	0,643
	1773	57,8	32,7	5,05	0,834
Al	933	915	1010	197	0,383
	1373	820	866	169	0,489
	2103	680	652	127	0,523
Cu	1423	1370	1452	249	0,510
	1773	1278	1091	187	0,398

Еще одним важным результатом является тот факт, что для всех исследованных систем в соответствующем интервале справедливо приближение (9), а значит и условие устойчивости наночастиц, полученное в [11]:

$$K < K_{ch} = (3/(12\nu - 2))\beta^{-1}, \quad (10)$$

где K_{ch} - характерное значение параметра K , отвечающее границе стабильности; $\nu = 2,67$ - безразмерная постоянная, оценка которой проведена в работе [11]; β - изотермическая сжимаемость массивной материнской фазы. В [11] показано, что условие стабильности (10) для наночастиц натрия выполняется. В табл. 2 значения K_{ch} сравниваются с теоретическими значениями параметра K для наночастиц меди и алюминия. Как видно из табл. 2, для меди и алюминия $K < K_{ch}$, т.е. условие стабильности (10) также выполняется.

Таблица 2. Сравнение расчетных значений параметра K с характерным значением K_{ch}

Вещество	T, K	$\beta \cdot 10^{11} \text{Па}^{-1} *$	$K, 10^{10} \text{мДж}/\text{м}^3$	$K_{ch}, 10^{10} \text{мДж}/\text{м}^3$
Cu	1423	1,36	249	735
Al	933	2,3	197	435

* Оценочные значения изотермической сжимаемости рассчитаны по формуле $\beta = c_p (c_v \rho a^2)^{-1}$, где c_p, c_v, ρ - молярные изобарные и изохорные теплоемкости, плотность вещества соответственно, взяты из работы [12], а a - скорость звука в расплаве меди взята из работы [10].

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

Авторы выражают признательность Киммель А.В. за предоставленные экспериментальные данные и ценную дискуссию.

Библиографический список

1. Базулев А.Н., Самсонов В.М., Сдобняков Н.Ю. Применение термодинамической теории возмущений к расчету межфазного натяжения малых объектов // ЖФХ. 2002. Т.76, №11. С. 2073.
2. Schiff D. Computer experiments on liquid metals. // Phys. Rev. 1969. V. 186, No.1. P. 151.
3. Киммель А.В., Ладьянов В.И. Эффективные парные потенциалы межатомного взаимодействия атомов жидкой меди, восстановленные из экспериментальных дифракционных данных // Вестник ИжГТУ. 2005. Вып. 1. С. 6.
4. Мазур В.А., Почкин Ю.А. Аналитическая модель радиальной функции распределения леннард-джонсовской жидкости // ЖСХ. 1986. №5. С. 144.
5. Samsonov V.M., Shcherbakov L.M., Novoselov A.R., Lebedev A.V. 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 // Colloids and surfaces. 1999. V.160. P.117.
6. Matteoli E., Mansoori G. A simple expression for radial functions of pure fluids and mixtures // Journal of Chem. Phys. 1995. V. 103. No. 11. P. 4672.
7. Waseda Y. The Structure of Non-Crystalline Materials (McGraw-Hill, New York, 1980); Waseda Y., Ohtani M. Z. Naturforsch., 1975. Bd. 30a, 4. P. 485.
8. Tolman R.C. The effect of droplet size on surface tension // Journal of Chem. Phys. 1949. V. 17. № 2. P. 333.
9. Русанов А.И. Фазовые равновесия и поверхностные явления. Л.: Химия, 1967. 388 с.
10. Физические величины: Справочник. М.: Энергия, 1991. С. 335.
11. Самсонов В.М., Сдобняков Н.Ю. Об условиях термодинамической стабильности наночастиц // Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования. 2004. №2. С. 73.
12. Smithell C.J. Smithells Metals reference book. Butterworths. London, 1983.

УДК 621.822

А.Н. Болотов, И.В. Горлов
Тверской государственной технической университет**ВОССТАНОВЛЕНИЕ ЛОКАЛЬНО ИЗНОШЕННЫХ
ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ**

В настоящее время необходимо внедрение таких методов восстановления, которые бы позволили производить восстановление сложных дорогостоящих деталей на качественно новом уровне, с использованием относительно небольших и достаточно несложных устройств. Способ восстановления локально изношенных подшипников скольжения по прилегающей поверхности (патент № 228247) наиболее полно соответствует этим требованиям [1, 2, 4]. Предложенный способ восстановления по затратам и условиям применения существенно отличается от применяемых в настоящее время технологий ремонта.

В недавнем прошлом подшипники изготавливали из специальных баббитов, нанесенных на стальные кольца, которые запрессовывались в отверстия головок и блоков цилиндров. Для обеспечения соосности отверстий их затем растачивали на специальном станке. Процесс ремонта в этом случае достаточно трудоемок. Кроме того, применение баббитов уменьшается из-за их низкой температурной стойкости.

В настоящее время подшипниковых вкладышей не делают, а растачивают посадочные поверхности под распределительные валы непосредственно в корпусе из алюминиевого сплава АК-9 или аналогичных ему. В связи с такой конструкцией узлов резко усложнился их ремонт.

Для обеспечения требуемых геометрических характеристик восстановленного узла необходимо рассмотреть его конструктивные особенности. Опоры распределительного вала представляют собой соосные цилиндрические поверхности с различным диаметром, убывающим к одной стороне. Их бывает от трех до пяти. Например, у двигателей ЗМЗ-4025, ЗМЗ-4026, ЗМЗ-4061 и им аналогичных имеются пять опор скольжения, у двигателей моделей 331, 3317, 2213, 412МЭ и их модификаций три опоры распределительного вала. При восстановлении опор необходимо обеспечить их соосность, для этого в конструкции приспособления должны присутствовать конструктивные элементы, обеспечивающие постоянное и точное базирование прилегающей поверхности относительно корпуса восстанавливаемой детали. Эти элементы должны выверяться относительно корпуса восстанавливаемой детали и надёжно закрепляться на ней, а сни-

маться только после завершения всех контрольных и восстановительных операций.

Основной деталью приспособления является кондукторный вал, представляющий собой прилегающие поверхности к восстанавливаемым опорам распределительного вала. Он должен быть изготовлен таким образом, чтобы цилиндрические поверхности калибрующих шеек были соосны друг другу и имели незначительные отклонения формы, лежащие в пределах упругой релаксации деформированной поверхности при восстановлении. Отвечающий таким требованиям кондукторный вал восстанавливающего приспособления обеспечит необходимую точность ремонтируемой детали и позволит перемещение калибрующего устройства в позиции локального деформирования и извлечение после выполнения всех операций.

На кондукторном валу 1 (рис. 1) имеется три ступени с перепадом диаметров по 0,5 мм на сторону, которые и являются прилегающими поверхностями.

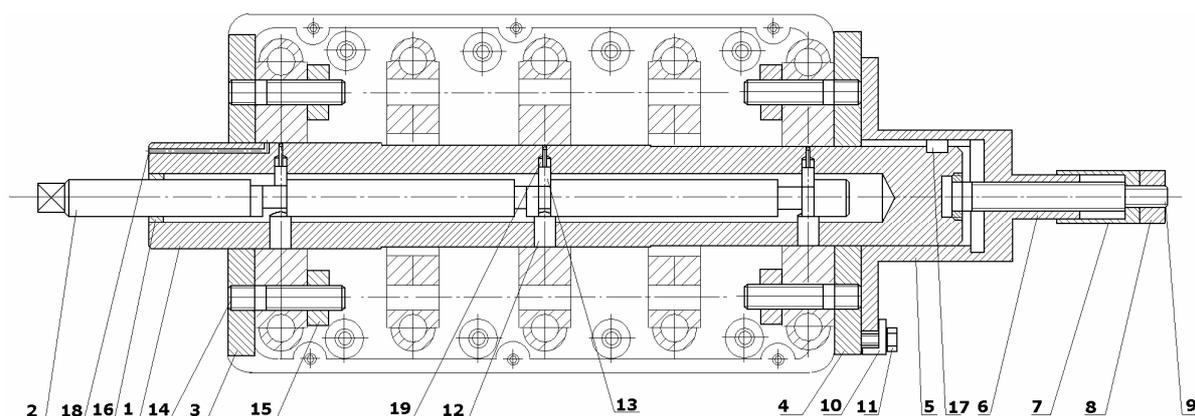


Рис.1. Схема восстановления опор распределительного вала, расположенных в головке блока цилиндров двигателей моделей 331, 3317, 3313, 412ЭМ и им аналогичных

В валу просверлено осевое отверстие. В отверстии имеется втулка 16, которая служит опорой эксцентрикового вала 2, предназначенного для обеспечения осевого перемещения индентора 13 во время сканирования и восстановления изношенной поверхности подшипника скольжения.

Кроме того, на валу имеются три ступенчатых радиальных отверстия, предназначенные для размещения в них элементов деформирующих устройств.

Также на кондукторном валу имеется шпоночный паз, связывающий его через шпонку 17 с лимбом 5. При помощи лимба осуществляют поворот вала в очередную позицию.

Кондукторный вал изготавливается из цементуемой стали 18ХГТ. После термической обработки кондукторный вал имеет высокую твёрдость рабочих поверхностей и в то же время не подвержен существенным короблениям во время закалки.

Для точного базирования кондукторного вала 1 относительно восстанавливаемой детали служат опоры 3 и 4, которые крепят резьбовыми пальцами 14 и гайками 15 к головке блока через отверстия, используемые для установки валов коромысел.

При выверке кондукторного вала на первом этапе восстановления он принимает определённое положение относительно поверхностей опор распределительного вала. При этом зазор между калибрующими поверхностями кондукторного вала и восстанавливаемыми опорами скольжения может присутствовать с обеих сторон корпуса приспособления, что может привести к изгибанию его во время внедрения индентора 13. Для компенсации усилия деформирования, которое может привести к изгибанию кондукторного вала и, как следствие, нарушению соосности восстанавливаемых поверхностей опор подшипников, в конструкции предусмотрен специальный элемент - дополнительная опора 12.

Эксцентриковый вал 2, обеспечивающий перемещение индентора 13 при топографировании и деформировании восстанавливаемой поверхности, одной своей стороной опирается на дополнительную опору 12 (имеющую возможность перемещаться до упора в противоположную сторону восстанавливаемого подшипника), а другой своей стороной через кулачок передаёт усилие на индентор 13. Таким образом, при деформировании кондукторный вал 1 обеспечивает положение прилегающей поверхности, но не воспринимает само усилие деформирования. Возвращение индентора в исходное положение после снятия нагрузки обеспечивает возвратная пружина 19.

Для однозначного задания и отслеживания перемещений кондукторного вала 1 относительно восстанавливаемой детали имеется специальное отсчётное устройство. Это устройство имеет два элемента контроля перемещений, лимб 5, определяющий положение кондукторного вала 1 относительно восстанавливаемой детали при повороте, и винт 9, определяющий осевое перемещение.

Перемещение кондукторного вала 1 обеспечивается через лимб 5 с градусной сеткой, связанный с ним шпонкой 17, которая передаёт вращатель-

ное движение и в то же время позволяет перемещаться в осевом направлении за счёт паза на кондукторном валу 1. Для вращения кондукторного вала 1 имеется рычаг (не показан на рис. 1), с помощью которого он поворачивается в нужное положение, определяемое по лимбу 5. После поворота в нужное положение лимб 5 фиксируется болтом 11 через прихват 10.

Осевое перемещение задаётся винтом 9 и определяется по линейке 6, нанесённой на корпус лимба 5, и по насечкам, нанесённым на барабанчик 7, который зафиксирован контргайкой 8. Перемещение кондукторного вала 1 в осевом направлении должно обеспечивать доступ индентора 13 к восстанавливаемой поверхности по всей ширине подшипника, то есть оно должно быть равно ширине восстанавливаемой поверхности.

Для подачи антифрикционного полимера к углублениям, полученным при деформировании, в кондукторном валу 1 имеются три специальных канала 18 (на рис. 1 показан один из них).

Важным силовым элементом устройства является кулачковый вал 2, который передаёт усилие от рукоятки (не показанной на рис. 1) к индентору 13. Конструкция кулачкового вала представлена на рис. 2.

Кулачковый вал имеет три кулачка 2 (рис. 2). Кулачок, расположенный в рабочей плоскости, обеспечивает движение индентора 1 при деформировании. Остальные кулачки смещены относительно положения других восстанавливаемых опор, а для отсутствия контакта кулачкового вала с инденторами в нерабочих положениях на нем имеются проточки 3 в соответствующих местах.

При переходе к восстановлению следующей опоры кулачковый вал следует переместить в осевом направлении до положения, соответствующего следующему рабочему, при этом два других кулачка выйдут из контакта с инденторами, находящимися в нерабочих положениях.

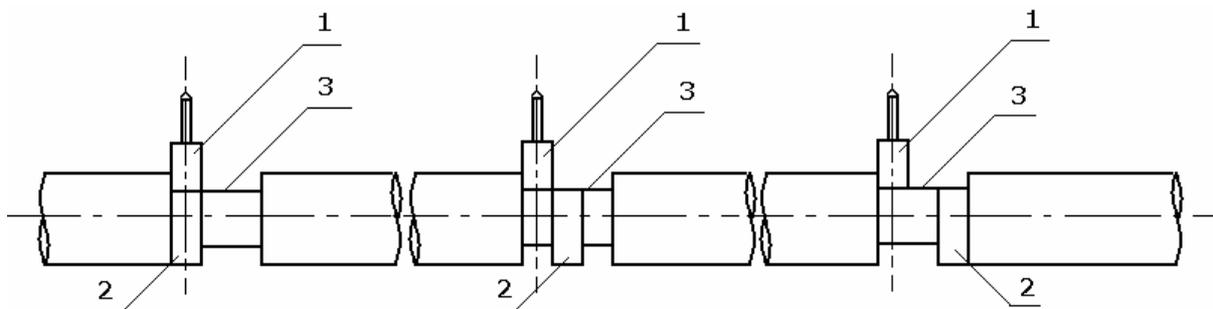


Рис. 2. Конструкция кулачкового вала

Глубина внедрения и величина восстанавливаемого зазора определяются по отклонению рукоятки, устанавливаемой на эксцентриковый вал, и угломерной шкале, которая крепится к кондукторному валу хомутом после установки его в головку блока (рукоятка, угломерная шкала и крепёжный хомут на рис. 1 не показаны).

Перед установкой кондукторного вала его прилегающую поверхность обрабатывают для предотвращения адгезии с антифрикционным материалом антиадгезионной смазкой, которая состоит из 20 % церезина в смеси бензина «галоша» и уайт-спирита, взятых в пропорции 2:1. После помещения кондукторного вала 1 в восстанавливаемую деталь на него устанавливают базирующие опоры 3 и 4, так чтобы резьбовые пальцы 14 вошли в отверстия, служащие для установки валов коромысел, и фиксируют гайками 15 (рис. 1). После этого сканируются крайние опоры распределительного вала. Для этого лимб 5 устанавливают в нулевое положение и фиксируют болтом 11 через прихват 10. С другой стороны кондукторного вала устанавливают угломерную шкалу и фиксируют хомутом, затем на четырёхгранный хвостовик кулачкового вала 2 устанавливают рукоятку со стрелкой в положение, соответствующее нулевому делению. Величину зазора определяют по отклонению стрелки на рукоятке, устанавливаемой на эксцентриковый вал, и по угломерной шкале, которая крепится к кондукторному валу 2 хомутом (рукоятка, угломерная шкала и крепёжный хомут на рис. 1 не показаны). После этого измеряют зазоры между прилегающей и восстанавливаемой поверхностью по угломерной шкале и рукоятке кулачкового вала через равные углы поворота кондукторного вала 2, определяемые с помощью лимба 5. По результатам сканирования определяют максимальный износ. При необходимости кондукторный вал перемещают и фиксируют в новое положение базирующих опор 3 и 4. Затем проводят топографирование всех изношенных поверхностей, данные по нему заносят в компьютер. По результатам обчёта топограммы на компьютере получают величины внедрения в каждой из контрольных точек. Положения, величины внедрения в контрольных точках определяют с помощью отсчетного узла. Число указанных точек на восстанавливаемой поверхности зависит от степени износа подшипников. После этого проводится деформирование в указанных точках на глубину, обеспечивающую перемещение изношенных участков до ограничивающей поверхности таким образом, чтобы восстановленная площадь превышала площадь поперечного сечения индентора приблизительно в 3 – 5 раз. При этом после проведения деформирования в одной из точек кондукторный вал перемещают в следующее положение, а через специальный канал подают под давлением антифрикционный

полимер в углубление, полученное на предыдущем этапе. В качестве антифрикционного материала можно использовать пастообразную композицию УП-5-222. Восстановив первую опору, перемещают кулачковый вал в осевом направлении до вхождения в зацепление с индентором в следующем рабочем положении. Аналогично восстанавливают другие опоры.

Проведя все операции по восстановлению изношенных поверхностей, с кулачкового вала снимают рукоятку, а с кондукторного вала угломерную шкалу. Из опоры 4 вывинчивают болты 11 крепящие прихваты 10. С кондукторного вала снимают лимб 5 с отсчётным устройством. Кулачковый вал 2 устанавливают в положение, соответствующее нулевому перемещению инденторов 13. Затем отворачивают гайки 15 и снимают базирующие опоры 3, 4 рис. 1 и извлекают кондукторный вал 1 из восстановленной детали.

После отвердевания антифрикционного полимера восстановленная деталь осматривается и отправляется на сборку агрегата.

Разработанный способ восстановления изношенных поверхностей позволяет получать номинальные геометрические параметры узла трения без дополнительной механической обработки, а композиционная структура обеспечивает реконструированной поверхности лучшие триботехнические свойства по сравнению с поверхностями, не имеющими такого строения, что существенно влияет на работоспособность агрегатов, используемых после ремонта [3].

Библиографический список

1. Болотов А.Н., Горлов И.В. Восстановление изношенных поверхностей методом пластического деформирования // *Механика и физика фрикционного контакта*: Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2002. С. 39-43.
2. Болотов А.Н., Демкин Н.Б., Горлов И.В. Восстановление локально изношенных подшипников методом пластического деформирования по прилегающей поверхности // *Трение, износ, смазка*. 2005. № 2. С. 26-30.
3. Болотов А.Н., Горлов И.В. Сравнительные триботехнические испытания материалов // *Механика и физика фрикционного контакта*: Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2003. С. 40-44.
4. Пат. РФ, МКП 23 Р 6/00, 6/02. Способ восстановления локально изношенной поверхности детали / А.Н. Болотов, И.В. Горлов. №228247 С1; Заявл. 20.12.2002; Оpubл. 10.05.2004; Бюл. № 13. 8 с.

УДК 621.822

А.Н. Болотов, В.Л. Хренов
Тверской государственный технический университет

МАГНИТОПАССИВНЫЙ ШПИНДЕЛЬНЫЙ УЗЕЛ ЛАБОРАТОРНОГО ГОМОГЕНИЗАТОРА

После создания стабильных магнитных смазочных масел появились возможности изготовления триботехнических устройств с новыми возможностями и улучшенными эксплуатационными характеристиками [1].

Примером рационального применения магнитожидкостных трибоузлов является лабораторный гомогенизатор для механического перемешивания жидкостей и дисперсий в колбах (рис. 1). Во время работы его устанавливают непосредственно в горлышко колбы, что позволяет загерметизировать ее содержимое.

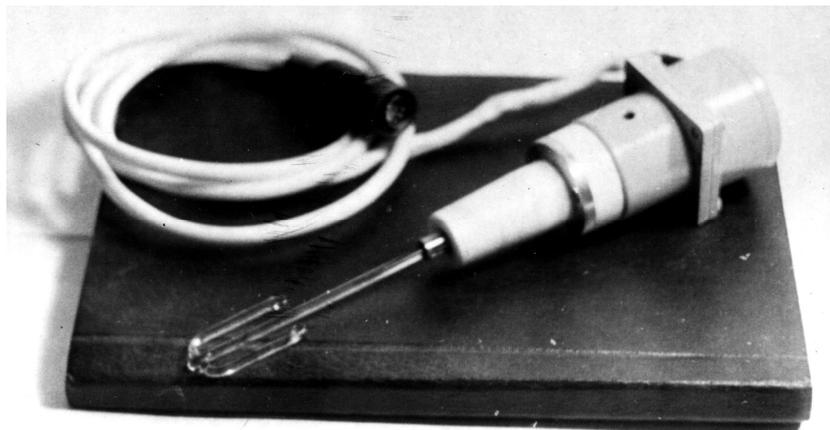


Рис. 1. Общий вид гомогенизатора

Гомогенизатор состоит из электропривода 1 (рис. 2), магнитопассивного шпиндельного узла 2 с уплотнениями и непосредственно мешалки. Корпус шпиндельного узла 2 размещен во фторопластовой пробке под шлиф № 29. В качестве привода использован шаговый электродвигатель, который позволяет изменять частоту вращения от 50 до 500 об/мин при сохранении достаточно высокого момента на валу – 0,15 Н·м.

В шпиндельном узле 2 в качестве передней и задней опоры шпинделя 4 используются два радиально-упорных магнитожидкостных подшипника скольжения [2, 3, 4], размещенных в немагнитном корпусе 3. Каждый подшипник образован магнитопроводом 5, втулкой 6 и постоянным магнитом 8. Кольцевые магнитопроводы 7 с зубцами, обращенными к валу, и постоянными магнитами 8 образуют многоступенчатые бесконтактные магнитожидкостные уплотнения. Эти же постоянные магниты 8 также

обеспечивают одновременно удержание и циркуляцию магнитного масла в подшипниках. Таким образом, подшипниковые опоры и уплотнения имеют общую магнитную систему и образуют герметичный магнитопассивный шпиндельный узел.

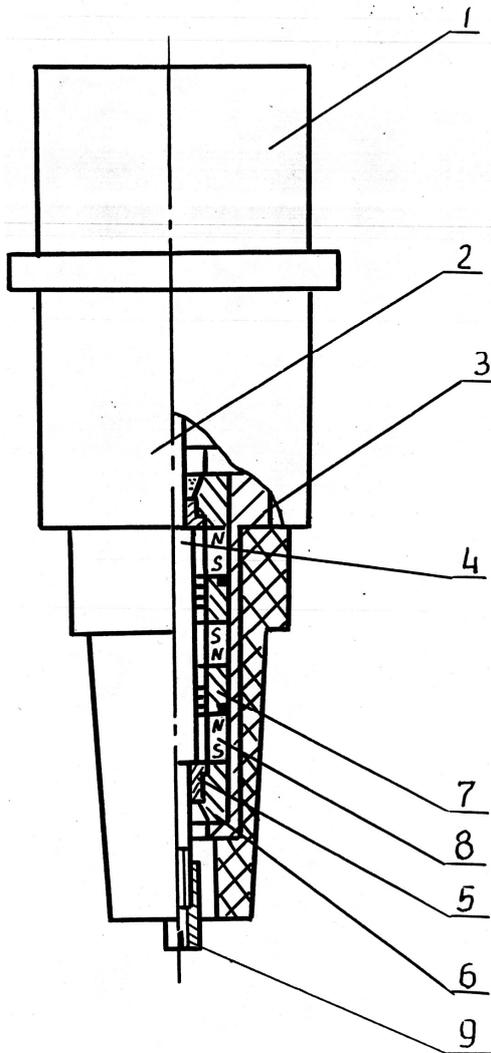


Рис. 2. Схема лабораторного гомогенизатора

Заправка шпиндельного узла магнитным маслом осуществляется через канал, выполненный вдоль оси шпинделя. Мешалки различной формы закрепляются в разжимной муфте 9 на конце шпинделя. Многозубцовое магнитожидкостное уплотнение выдерживает избыточное давление 0,12 МПа и при правильном выборе магнитного масла может герметизировать наряду с вакуумом различные парогазовые среды, включая агрессивные.

Только применение магнитожидкостных подшипников позволило решить проблему центрирования шпинделя при работе в вакууме и различных других средах. Все другие типы подшипников либо имеют высокую стоимость, либо подвержены большому износу, из-за чего нарушается герметичность уплотнений. Общая магнитная система шпиндельного узла обеспечила стабильную работу подшипников в гидродинамическом режиме и рациональную топографию магнитного поля для многозубцовых уплотнений.

Лабораторные гомогенизаторы с магнитопассивным шпиндельным узлом прошли успешные испытания на Редкинском опытном заводе Тверской области.

Библиографический список

1. Болотов А.Н., Михалев Ю.О., Хренов В.Л. Подвесы с использованием магнитной жидкости // Трение и износ. 1990. Т. 11. № 1. С. 116-123.
2. Болотов А.Н., Павлов В.Г., Болотова Е.А. Магнитожидкостные подшипники скольжения // Трение и износ. 2004. Т. 25. №3. С. 286-291.
3. А.С. 1186850 (СССР), МКИ F16H02N15/00. Магнитожидкостный подшипник / Демкин Н.Б., Болотов А.Н., Елисеева Г.С., Орлов Д.В.
4. Пат. 2016055 РФ, МПК С30М169/06. Магнитное масло и способ его получения / Болотов А.Н., Созонтов К.И., Хренов В.Л.

УДК 621.891

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМИРОВАНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОГО САМОСМАЗЫВАЮЩЕГОСЯ КЕРАМИЧЕСКОГО СЛОЯ НА ПОВЕРХНОСТИ АЛЮМИНИЯ В РЕЖИМЕ МДО

Одним из способов повышения долговечности алюминиевых деталей в узлах трения является нанесение износостойких оксидных покрытий в режиме микродугового оксидирования. Это покрытие обладает спектром необходимых физико-механических и триботехнических свойств [1]. Основным недостатком является высокий коэффициент трения в условиях работы без смазочного материала, который приводит к увеличению затрат энергии и интенсивному износу поверхности контртела. Одним из наиболее эффективных способов устранения этого недостатка является способ модифицирования известных покрытий мелкодисперсными частицами твердой смазки. Таким образом, чтобы получить композиционное покрытие, имеющее равномерное распределение частиц твердой смазки по всей толщине керамической матрицы, необходимо обеспечить их встраивание непосредственно в процессе роста покрытия. На кафедре физики в Тверском государственном техническом университете были проведены успешные эксперименты по внедрению мелкодисперсных частиц твердой смазки (вторая фаза) в керамическую матрицу (первая фаза) МДО покрытия на алюминии. В качестве исследуемых веществ второй фазы были выбраны наиболее часто применяющиеся в качестве твердой смазки мелкодисперсный порошок графита (размер частиц 2-10 мкм) и порошок MoS₂, что соизмеримо с размером пор, образующихся в керамической матрице.

Анодно-искровая формовка неорганических покрытий является сложным процессом, включающим в себя стадии пассивации металла, образование барьерного оксидного слоя, его пробой и формирование неорганического осадка [2]. Частицы твердой смазки вносят некоторые изменения в технологический процесс нанесения покрытия. Так, например, порошок графита является токопроводящим материалом, в результате этого стандартное ведение процесса нанесения покрытия он делает невозможным. В этом случае не происходит важной стадии пассивации поверхности. При подаче напряжения на ванну и покрываемую деталь частицы графита, устремляясь к покрываемой детали аноду, налипают на чистую, еще не успевшую покрыться диэлектрической мономолекулярной трехмерной оксидной пленкой поверхность покрываемой детали. Из-за способности проводить электрический ток эти частицы образуют точки безразрядной утечки тока. В результате этого поверхность образца вместо диэлектрических свойств приобретает свойства проводника, и беспрепятственное течение тока не дает процессу выйти в режим пробоя диэлектрической пленки, то есть режима искрения не происходит и толщина покрытия не увеличи-

вается. Одним из способов получать покрытия с содержанием частиц графита по всей толщине покрытия явился новый способ [3], заключающийся в изоляции поверхности частиц графита адсорбированной пленкой глицерина. Глицерин для проводимых испытаний выбран из-за диэлектрических, неионогенных (не распадается в электролите на ионы) свойств, а также он сохраняет свои свойства при достаточно высоких температурах. Для предотвращения распада глицерина и изменения его свойств как поверхностно активного вещества при высоких температурах электролит охлаждался до температуры 2 - 5 °С, которая поддерживалась в данном интервале в течение всего времени нанесения, проводящие частицы графита замедляют процесс роста пленки. Важной зависимостью, которая была выявлена в ходе экспериментов, является зависимость толщины пленки от концентрации частиц дисперсной фазы в электролите, представленная на рис. 1.

Кривая 1 показывает зависимость толщины получаемого покрытия от концентрации частиц графита в электролите. Кривая 2 показывает зависимость толщины получаемого покрытия от концентрации частиц дисульфида молибдена в электролите. С ростом концентрации частиц графита в электролите до 30 г/л толщина покрытия слабо меняется в результате не абсолютной диэлектрической защиты адсорбированной пленки глицерина на поверхности частиц графита. При превышении 40 г/л толщина покрытия резко снижается вплоть до полного прекращения процесса образования покрытия в результате образования очагов коррозии. Увеличение же концентрации частиц дисульфида молибдена в электролите ведет к постепенному росту толщины покрытия вследствие хорошей встраиваемости частиц в матрицу. Концентрация более 50 г/л ведет к повышению содержания частиц в покрытии при одновременном снижении износостойких и адгезионных свойств покрытия.

Процесс встраивания частиц второй фазы (рис. 2) можно разделить на три этапа. 1. Подход частицы к поверхности электрода (в результате седиментации, перемешивания, электростатических сил). Дисульфид молибдена и графит имеют неполярные молекулы, поэтому могут приобретать направленное движение в электрическом поле за счет поляризации. 2. Образование электростатической связи между поверхностью образца и частицей. 3. Заращение частицы керамической матрицей.

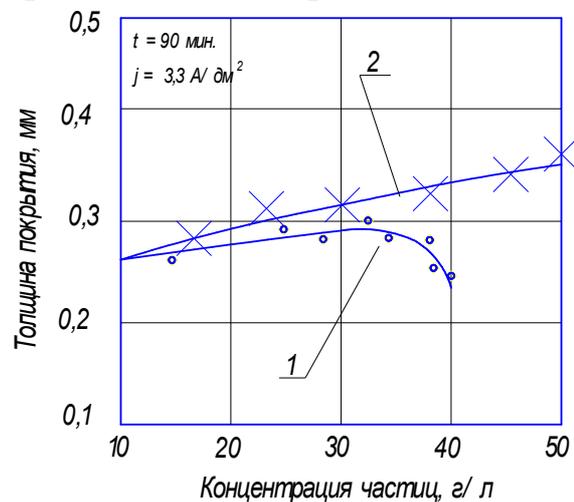


Рис. 1. Зависимость толщины покрытия от концентрации частиц второй фазы в электролите

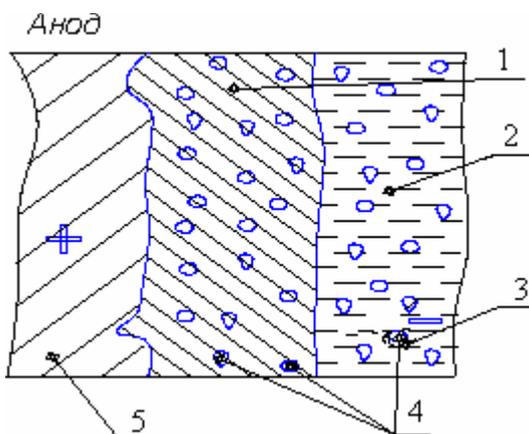


Рис. 2. Модель роста самосмазывающегося композиционного покрытия:
1 – керамическая матрица; 2 – суспензия (электролит); 3 – адсорбированные молекулы глицерина; 4 – поляризованные частицы дисперсной фазы; 5 – покрываемый металл (анод)

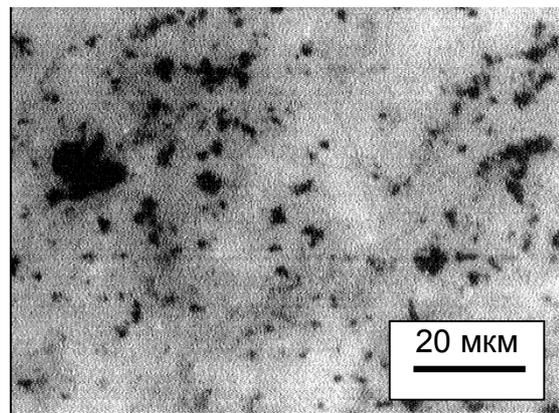


Рис. 3. Поверхность износостойкого анодно-искрового покрытия на алюминиевом сплаве Д1 с частицами графита. Черные точки представляют собой вкрапления частиц графита

На основании анализа структуры покрытия видно, что встраивание частиц носит чисто механический характер, так как химического взаимодействия не происходит (рис. 3). В незначительной степени химическое взаимодействие графита с алюминием может происходить в результате искрового пробоя покрытия с образованием карбида алюминия.

В результате исследований было определено, что:

- увеличение концентрации частиц графита в электролите более 35 г/л ведет к резкому уменьшению толщины покрытия, нарушается его сплошность и резко растет износ;

- оптимальная концентрация дисульфида молибдена в электролите равна порядка 45 г/л. При этом концентрация в покрытии порядка 25 %. Концентрация частиц в электролите более 50 г/л ведет к повышению содержания частиц в покрытии при одновременном снижении износостойкости и адгезионных свойств покрытия;

- коэффициент трения снижается практически линейно с увеличением концентрации частиц обоих твердых смазочных веществ.

Библиографический список

1. Федоров В.А. Разработка основ применения легких сплавов в качестве материалов триботехнического назначения за счет формирования поверхностного керамического слоя: Дис. ... д-ра техн. наук. Москва, 1993. 303 с.
2. Баковец В.В., Поляков О.В., Долговесова И.П. Плазменно-электролитическая анодная обработка металлов. Новосибирск: Наука, 1991. 152 с.
3. А. С. 2220233 РФ, 7 С25D 15/00. Способ электролитического нанесения антифрикционного покрытия на алюминии и его сплавах / А.Н. Болотов, Д.А. Зоренко, В.В. Новиков. 3 с.

УДК 621.891

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

ПОДБОР СОСТАВА ЗАЩИТНОГО АНТИФРИКЦИОННОГО ПОКРЫТИЯ ДЛЯ РЕЗИНОВЫХ УПЛОТНЕНИЙ ПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

На основании результатов, полученных в работе [1], разработана методика подбора состава антифрикционного покрытия для узлов трения. Эта методика применена для подбора защитного антифрикционного покрытия на резиновых уплотнениях подвижных соединений, используемых в нефтедобывающей и нефтеперерабатывающей промышленности.

Покрытие представляет собой раствор фторполимера с дополнительными компонентами, который наносится на поверхность резинового уплотнения с последующей его полимеризацией. Наносимое покрытие должно сочетать высокую адгезионную прочность с низким коэффициентом трения. В связи с этим покрытие изготавливается двухслойным: первый слой обладает высокой адгезией, а второй – низким коэффициентом трения [2]. Были использованы резина марки 2СФ132-8-150-30 и защитное антифрикционное покрытие следующего состава. Первый слой: фторопласт + ацетон + ДМФА, второй слой: фторопласт + ацетон + антифрикционный наполнитель (графит). Проведение экспериментальных исследований и расчетов по предложенному ниже алгоритму позволит оптимизировать процентный состав графита и толщину слоя защитного антифрикционного покрытия для обеспечения наилучших триботехнических характеристик реального узла трения.

1. Исследование влияния процентного состава графита на адгезию покрытия к подложке.

Учитывая степень гибкости материалов покрытия и подложки, использовали метод отслаивания. Опытные образцы изготавливали согласно базовой методике, изложенной в работе [2]. Дополнительно после нанесения последнего слоя покрытия образцы склеивали попарно и полимеризовывали под нагрузкой при стандартном температурном режиме. Испытания проводили на специально сконструированном приборе [1]. Адгезионную прочность оценивали как отношение силы, затраченной на разрушение соединения к площади поверхности разрушения. Исследовали базовый состав покрытия с добавлением 0 %, 1 %, 5 % и 10 % графита.

2. Оценка коэффициента трения материала покрытия.

Величину коэффициента трения оценивали на микротрибометре, схема которого и методика испытаний представлена в работе [3]. Исследовали указанные выше варианты состава покрытия.

3. Оценка оптимального состава покрытия.

Результаты проведенных в пунктах 1 и 2 исследований приведены на рис. 1. Показано, что с увеличением процентного содержания наполнителя коэффициент трения падает, но и адгезия покрытия к подложке также уменьшается. Учитывая это, наиболее оптимальным можно считать содержание графита в материале – 5 %.

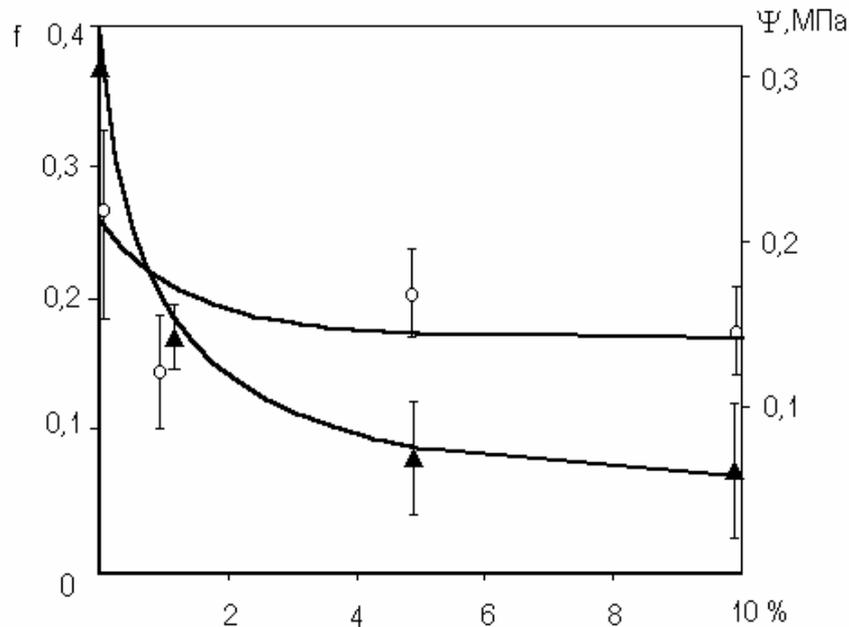


Рис. 1. Влияние процентного содержания графита на коэффициент трения f и удельно-допустимое напряжение на разрыв Ψ .

○ - коэффициент трения, ▲ - удельно-допустимое напряжение на разрыв

4. Определение упругих постоянных I_1 и I_2 материалов покрытия и основания.

Упругие постоянные материалов покрытия I_1 и основания I_2 определяются контактным методом, на профилографе-профилометре модели 201. Для определения I_1 как функции внедрения при известных толщине покрытия δ , радиусе индентора R , величине прилагаемой нагрузки N и свойствах основания I_2 и μ_2 разработана специальная программа, основанная на предложенной в работе [1] модели контактного взаимодействия шарового сегмента и двухслойного упругопластического полупространства.

Результаты эксперимента и последующих расчетов показали: $I_1 = 9,63 \cdot 10^{-4} \text{ МПа}^{-1}$; $I_2 = 1,91 \cdot 10^{-3} \text{ МПа}^{-1}$.

5. Расчет характеристической твердости H_{x1} и степени упрочнения m_1 материала покрытия.

Для измерения характеристической твердости H_{x1} и степени упрочнения m_1 материала покрытия был использован микротвердомер ПМТ-3 (с применением сферического индентора).

Для материала покрытия получено $H_{x1} = 71$ МПа, его степень упрочнения $m_1 = 0,37$. Материал подложки предполагался абсолютно упругим, и для него характеристическую твердость и степень упрочнения не определяли.

6. Определение параметров шероховатости контактирующих поверхностей.

Значения: R_a , R_p , S_m , t_m измеряли на профилографе-профилометре модели 252 и по методике [4] рассчитывали параметры эквивалентной шероховатости: $R_p = 6,9 \cdot 10^{-6}$ м; $\nu = 1,91$; $R = 5,2 \cdot 10^{-4}$ м; $t_m = 0,58$.

7. Сформирована база данных для характеристик упругопластического контакта сферической микронеровности с упругопластическим полупространством.

Используя пакет разработанных программ [1], сформировали массивы следующих параметров: $\varepsilon = \delta/\rho$; $P = \rho/\rho_r$; $\theta = a/a_r$; α ; β . Здесь a и ρ – сближение и радиус пятна контакта сферической микронеровности и двухслойного полупространства; a_r и ρ_r – аналогичные величины для полупространства из материала покрытия; α – коэффициент упругой осадки выступов; β – коэффициент формы эпюры давления.

8. Определение максимально допустимой толщины покрытия.

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

$$\delta_{max} = \frac{\delta}{\rho_2} \left(\frac{1,5\pi I_1 q_a}{\nu(\nu-1)t_m K_3} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}} \left(\frac{R}{Rp} \right)^{\frac{0,5}{2\nu+1}} \left(\frac{RRp}{\nu} \right)^{0,5}.$$

где $K_3 = \Gamma(2,5)\Gamma(\nu+1)/\Gamma(\nu+1,5)$; $\Gamma(x)$ - гамма функция x . В результате расчетов получено значение $\delta_{max} = 174$ мкм.

9. Определение минимально допустимой толщины покрытия.

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

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

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

Вычисления показали, что минимально допустимая толщина покрытия $\delta_{min} = 28,5$ мкм.

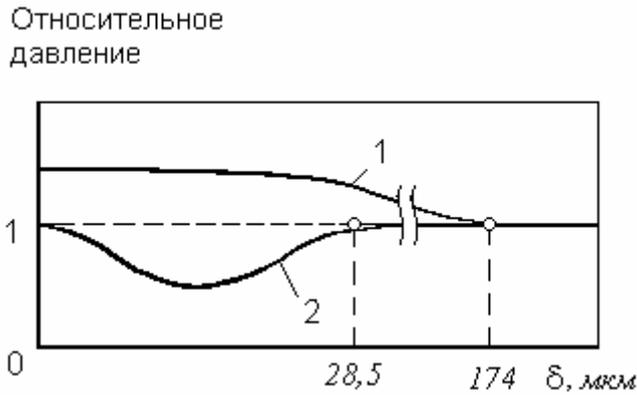


Рис. 2. Определение толщины покрытия

Смысл определения δ_{\max} и δ_{\min} поясняется на рис. 2. Здесь линия 1 - отношение упругого давления двухслойного полупространства q к давлению q_r для полупространства из материала покрытия, рассчитанного по Герцу для средней микронеровности. Линия 2 - отношение упругопластического давления $q_{уп}$ двухслойного полупространства к давлению q , рассчитан-

ному по упругим формулам при той же нагрузке. Таким образом, толщина наносимого покрытия не должна превышать δ_{\max} , при которой происходит контакт с деталью из материала покрытия, и не должна быть меньше δ_{\min} , при которой становится ощутим вклад пластических деформаций в формирование контакта.

10. Результаты расчетов показали, что для выбранной пары материалов процентное содержание графита во втором антифрикционном слое должно равняться 5 %, а оптимальная толщина покрытия лежит в диапазоне от 28,5 до 174 мкм.

Данную методику можно использовать для предварительной оптимизации состава и толщины антифрикционных покрытий поверхностей трения, что позволит значительно сократить время натуральных испытаний трибосопряжений.

Библиографический список

1. Туманова О.О. Теоретическое и экспериментальное обоснование расчета узлов трения с твердосмазочными покрытиями: Автореф. дис. ...канд. техн. наук. Тверь, 1996. 20 с.
2. Сулягин О.В., Туманова О.О., Деменков Э.В. Исследование работоспособности защитных антифрикционных покрытий для резиновых уплотнений подвижных соединений // Теоретические и прикладные разработки молодых трибологов: Тез. докл. семинара-смотр "Триболог-8М". 25 - 29 ноября 1991 г. Ростов, 1991. С. 94-100.
3. Гусев А.Ф. Фрикционные характеристики материалов для токопроводящих узлов, работающих при повышенных температурах: Автореф. дис. ...канд. техн. наук. Калинин, 1988. 21 с.
4. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.

УДК 620.179.112; 669.01

А.Ю. Лаврентьев, Е.И. Авдейчик
Тверской государственной технический университет

ПЕРСПЕКТИВЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ПО ПОВЫШЕНИЮ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ НАСОСОВ ДЛЯ ПОДАЧИ ГИДРОАБРАЗИВНОЙ СУСПЕНЗИИ

Для очистки поверхностей различных деталей используют гидроабразивную обработку. При этом способе струя суспензии (вода и абразив) воздействует на обрабатываемую поверхность, удаляя с нее все виды загрязнений. Данный способ можно эффективно использовать для отделочной обработки криволинейных поверхностей.

Существует несколько типов установок для гидроабразивной обработки (ГАО) [4]. Наиболее распространены установки с подачей абразива за счет эжекции водой (с давлением до 150 МПа) или воздухом. Установки, работающие с водой при высоком давлении, не позволяют повторно использовать абразив. Поэтому используется наиболее дешевый абразив – кварцевый песок, который обладает невысокими эксплуатационными свойствами. Применение в таких установках электрокорунда или карбида кремния экономически не целесообразно. Установки, в которых суспензия абразива и воды разгоняется за счет сжатого воздуха, более целесообразны в машиностроении. Защитные кожухи или камера обеспечивают сбор абразива. Также улучшаются условия труда обслуживающего персонала и экологические характеристики процесса. В таких установках предусматривается устройство для подачи гидроабразивной суспензии.

Наиболее интересна установка с подачей суспензии насосом (рис. 1). Суспензия подается из бака 1 насосом 2 по трубе 3 к струйному аппарату 4, а разгон суспензии осуществляется сжатым воздухом, подаваемым через штуцер 5. Абразив поддерживается в баке во взвешенном состоянии мешалкой 8. Обрабатываемая деталь 6 устанавливается в камере 7, из которой суспензия стекает обратно в бак 1. Подача суспензии с помощью насоса позволяет повысить производительность обработки в 2 раза по сравнению с засасыванием суспензии из бака за счет эжекции, при этом расход воздуха остается прежним. В результате существенно снижается себестоимость обработки.

Однако при работе насосы для подачи суспензии подвергаются интенсивному гидроабразивному и кавитационному воздействию [1, 3, 4]. В результате происходит износ входных и выходных патруб-

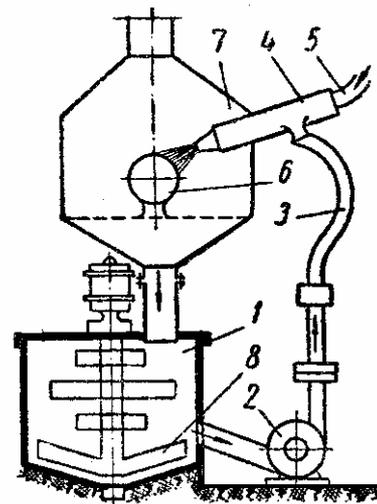


Рис. 1. Установка
с подачей суспензии насосом
и эжекцией сжатым воздухом [4]

ков, клапанов (в поршневых насосах), рабочих колес и корпусов в центробежных насосах. Восстановление изношенных элементов – весьма трудоемкий и длительный процесс, требующий специальных технологий и приводящий к простоям оборудования.

На основе анализа состояния вопроса сформулирована *цель исследований*: повышение надежности работы насосов для подачи гидроабразивной суспензии. Для ее достижения проводятся работы в следующих направлениях:

1. Выбор типа и разработка конструкции насоса, обеспечивающего оптимальную себестоимость и минимальные простои при обслуживании.
2. Разработка износостойких материалов для деталей насоса с учетом особенностей их работы.
3. Разработка технологии изготовления деталей насоса из износостойких материалов.

За базовый тип принят оседиагональный насос. Насосы такого типа производит ФГУП Усть-Катавский вагоностроительный завод им. С.М. Кирова. Установки на базе оседиагональных насосов предназначены для перекачки вязких и загрязненных примесями жидкостей, а именно: воды, грунтовых и глиняных растворов, промышленных сточных вод; неоднородных по плотности и вязкости жидкостей. Главная особенность оседиагональных насосов - применение в них шнековых колес с винтовыми лопастями как постоянного, так и переменного шага. Это позволило получить межлопаточный канал, обеспечивающий низкую гидродинамическую нагруженность лопастей рабочего колеса. Такая особенность профилирования рабочих колес оседиагональных насосов дает возможность достичь в них одновременно высоких антикавитационных и энергетических качеств, а также обеспечить способность перекачивать высоковязкие жидкости с механическими примесями [www.oilpump.ru].

Однако насосы данного типа выпускаются большой мощности (от 2,2 кВт), с производительностью (7,5 л/с) и напором от 8 м. Для установки ГАО эти параметры должны быть в 5...10 раз меньше [4-6]. Для изготовления экспериментальной установки выбран центробежный насос НБЦ-0,37. Технические характеристики насоса НБЦ-0,37:

тип электродвигателя: асинхронный;	мощность электродвигателя: 0,37 кВт;
частота вращения: 2850 об/мин;	напряжение: 220 В, 50Гц;
материал корпуса насоса: серый чугун;	материал рабочего колеса: латунь.

При проведении исследований предполагается изготовить новую внешнюю часть корпуса с измененной конструкцией, учитывающей необходимость изменения основных конструктивных параметров насоса. Корпус выполняется из коррозионно-стойких материалов с возможностью установки сменных модулей различной геометрии. Сменные модули можно изготавливать из различных материалов.

На рис. 2 показана схема расположения сменных модулей. Наиболее целесообразно использовать сменные модули трех элементов конструкции: входного патрубка 1, выходного патрубка 2 и рабочей полости корпуса – «улитки» 3.

Рабочее колесо насоса выполняют быстросменным с возможностью замены лопастей.

Материал лопастей, так же как и материал сменных модулей корпуса, выбирают на основе испытаний образцов на стойкость к гидроабразивному и кавитационному изнашиванию. На первом этапе исследований процесс моделируется на плоских образцах материалов на действующей установке ГАО с учетом условий изнашивания различных деталей. В дальнейшем по разработанным технологиям изготавливают экспериментальный насос из наиболее стойких материалов и проводят натурные стойкостные испытания.

На основе комплекса исследований предполагается создать насосную установку для подачи гидроабразивной суспензии, обладающую высокой надежностью. Это позволит повысить производительность ГАО и сократить энергозатраты при ее изготовлении.

Библиографический список

1. Погадаев Л.В. Шевченко П.А. Гидроабразивный и кавитационный износ судового оборудования. М.: Судостроение, 1984. 264 с.
2. Тененбаум М.М. Сопротивление абразивному изнашиванию. М.: Машиностроение, 1976. 270 с.
3. Трение износ и смазка (трибология и триботехника) / Под ред. А.В. Чичинадзе М.: Машиностроение, 2003.
4. Билик Ш.М. Абразивно-жидкостная обработка металлов. М.: Машгиз, 1970.
5. Балакин И.Я., Зимин Ю.Н. Технология очистки отливок. Л.: Машиностроение, 1986.
6. Очистка отливок / Под ред. Б.Б. Гуляева. Л.: Машиностроение, 1969.

УДК 620.179.112; 669.01

А.Ю. Лаврентьев, Я.Э. Витолс
Тверской государственной технической университет

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ШЛАНГОВ ДЛЯ ПОДАЧИ ГИДРОАБРАЗИВНОЙ СУСПЕНЗИИ

В промышленности существует необходимость перекачивания жидкостей, содержащих большое количество абразивных частиц. В строительстве бетон подается из смесителей. При производстве композиционных материалов производится экструзия смеси компонентов с твердыми частицами (карбиды, нитриды, оксиды различных элементов). При гидроабразивной обработке перекачивается суспензия воды и абразивных частиц (кварцевый песок, электрокорунд, карбид кремния) [4-6].

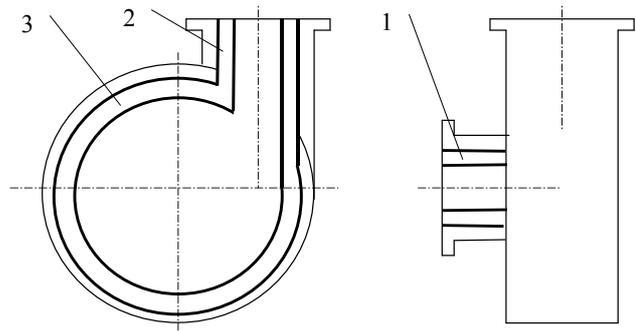


Рис. 2. Модульная конструкция корпуса оседиагонального насоса

Под воздействием жидкости и абразива происходит изнашивание деталей установок. Наиболее интенсивно изнашиваются элементы насосов и подающих патрубков. Ремонт и техническое обслуживание этих узлов влекут за собой остановку оборудования и простои, что снижает эффективность использования. Недостаточная надежность подающих шлангов и патрубков может привести к авариям и серьезным последствиям.

В связи с этим актуальной является задача повышения ресурса работы и надежности шлангов и патрубков в устройствах для подачи гидроабразивной суспензии. Решить поставленную задачу возможно за счет повышения износостойкости материалов и совершенствования конструкции деталей. Исследовательские работы для решения поставленной задачи проводятся на базе установки гидроабразивной обработки.

В литературе имеется достаточно информации по условиям изнашивания патрубков [1, 3, 4]. При перекачивании гидроабразивной суспензии имеет место сочетание гидроабразивного и кавитационного изнашивания.

Гидроабразивное изнашивание [3]. Твердые частицы в потоке жидкости или газа изнашивают детали насосов, гидротурбин, землесосов, энергетического оборудования, вентиляторов, трубопроводы и арматуру для транспортирования строительных растворов, цемента, сыпучих материалов.

Гидроабразивное изнашивание происходит в условиях ударного воздействия твердых частиц на поверхность тела. В зависимости от свойств материалов и угла атаки абразивными частицами изнашивание может иметь природу хрупкого разрушения (износ силикатного стекла), микрорезания (износ меди), пластического оттеснения, возникновения и роста микротрещин.

Интенсивность изнашивания зависит от угла атаки, скорости потока, концентрации, размера, твердости абразивных частиц, соотношения твердости поверхности материала и абразивных частиц. С уменьшением угла атаки снижается величина ударного импульса, увеличивается вероятность пропахивания и микрорезания поверхности.

Повышение твердости сталей в целом благоприятно сказывается на сопротивлении изнашиванию, однако одновременно повышается опасность хрупкого разрушения. Износостойкость сталей увеличивается при наличии карбидов в вязкой структуре матрицы материала (сталь Х12).

Гидроабразивная износостойкость чугунов изменяется в широких пределах. Наиболее износостойкими являются хромистые чугуны, карбидочугуны. При повышении твердости сплавов и наплавленных металлов наблюдается увеличение износостойкости. Износ твердых сплавов и минеральных материалов зависит от угла атаки α , увеличиваясь при $\alpha \rightarrow 90^\circ$. Полимерные материалы слабо противостоят гидроабразивному изнашиванию.

Развитие процессов разрушения во времени позволяет говорить об усталостной природе гидроабразивного изнашивания. Величина накопленной внутренней энергии в результате деформирования и упрочнения поверхностного слоя материала может служить критерием его износостойкости.

Кавитационное изнашивание [3]. Кавитационное изнашивание происходит в результате многократного воздействия на поверхность гидравлических ударов, возникающих при захлопывании кавитационных полостей вблизи поверхности детали. Кавитационные полости (пузырьки) образуются в гидродинамическом потоке вследствие появления в нем областей с давлением ниже давления насыщенного пара этой жидкости. Захлопывание пузырька происходит при увеличении внешнего давления со скоростью звука. Высвобождаемая энергия аккумулируется в поверхностных слоях детали и идет на деформирование, изменение структуры, появление и развитие микротрещин с последующим разрушением материала.

Кавитационному изнашиванию подвержены лопасти турбин, гребных валов, насосов и других гидротехнических устройств.

При работе гидроабразивной установки давление в патрубке не превышает 0,1 МПа, а скорость потока суспензии составляет от 20 до 50 м/мин, отсутствуют выступы или впадины. При таких условиях само по себе кавитационное изнашивание незначительно. Однако в пристенном слое потока жидкости наблюдается вихревая структура [2]. Скорость жидкости и абразивных частиц в отдельных завихрениях может существенно увеличиваться (рис. 1). В результате интенсивность гидроабразивного изнашивания возрастает.

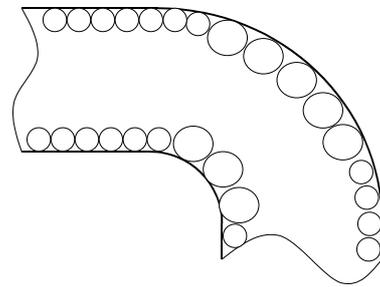


Рис.1. Вихревые структуры в пристенном слое потока жидкости

В литературе описывается несколько схем испытаний материалов на износостойкость при гидроабразивном износе [2].

Существующие методы не в полной мере учитывают условия работы напорных шлангов. В процессе работы в ряде случаев (например, при перемещении струйного аппарата в гидроабразивной установке) кривизна шланга может изменяться. Износ шлангов в месте перегиба существенно увеличивается. Это происходит, вероятно, за счет более интенсивного воздействия абразивных частиц на материал шланга в результате возникновения центробежной силы при движении частицы по радиусному участку. Возникающая центробежная сила зависит от массы частицы, скорости и радиуса движения. Соответственно, уменьшая скорость потока (например, за счет увеличения диаметра шлангов), можно уменьшить интенсивность износа.

Основным методом повышения износостойкости шлангов является выбор материалов для его изготовления с учетом условий работы.

Важнейшим параметром, влияющим на износ материала, является угол наклона вектора скорости абразивной частицы к поверхности детали (угол атаки α) [2]. При движении гидроабразивной суспензии по шлангу угол атаки α близок к 0. При малых углах атаки разрушение материала происходит путем среза с образованием царапин. В литературе имеются данные по износостойкости различных материалов при гидроабразивном износе [1].

Установлено [1], что при $\alpha = 10^\circ$ износостойкость полимеров, резины, цветных металлов и низкоуглеродистых сталей весьма низкая (от 0,2 до 3,2 мин/мм³) и напрямую зависит от твердости. Износостойкость высокоуглеродистых сталей в 2 раза выше (6,7...7,5 мин/мм³). Причем в этом случае наибольшее увеличение наблюдается при наличии в структуре материала твердых дисперсных включений (карбидов железа и легирующих элементов). Наибольшей износостойкостью обладают твердые сплавы (32...83 мин/мм³) и минералокерамика С 8 (120 мин/мм³).

Однако шланги и напорные рукава из твердых сплавов или минералокерамики не будут обладать достаточной гибкостью. Следовательно, целесообразно разработать материал и технологию производства шлангов с композиционной структурой: матрица из эластичного материала обеспечит достаточную гибкость, а сверхтвердый наполнитель – высокую износостойкость.

Также следует рассмотреть возможность разработки конструкции напорной магистрали, в которой малоизнашивающиеся прямолинейные участки выполнять из более дешевых шлангов из резины, а угловые элементы – из композиционного материала (рис. 2).

Разработка технологии изготовления износостойких элементов напорной магистрали в устройствах для передачи гидроабразивной суспензии позволит повысить надежность конструкции и снизит расходы при эксплуатации.

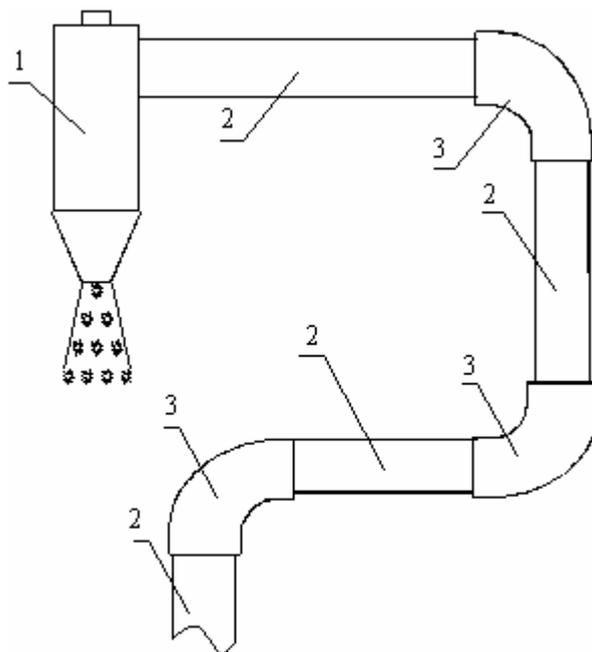


Рис. 2. Схема напорной магистрали с элементами из различных материалов:
1 – сопло гидроабразивной установки;
2 – шланги из резины; 3 – соединительные угловые элементы из композита

Библиографический список

1. Погадаев Л.В. Шевченко П.А. Гидроабразивный и кавитационный износ судового оборудования. М.: Судостроение, 1984. 264 с.
2. Тененбаум М.М. Сопротивление абразивному изнашиванию. М.: Машиностроение, 1976. 270 с.
3. Трение износ и смазка (трибология и триботехника) / Под ред. А.В. Чичинадзе М.: Машиностроение, 2003.
4. Билик Ш.М. Абразивно-жидкостная обработка металлов. М.: Машгиз, 1970.
5. Балакин И.Я., Зимин Ю.Н. Технология очистки отливок. Л.: Машиностроение, 1986.
6. Очистка отливок / Под ред. Б.Б. Гуляева. Л.: Машиностроение, 1969.

УДК 621.315

В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, А.Е. Наумов
Тверской государственной технической университет

**ПРИМЕНЕНИЕ СТАТИСТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ
К ПРОГНОЗИРОВАНИЮ ДОЛГОВЕЧНОСТИ
ЭЛЕКТРОКОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ**

В статье рассматриваются актуальные вопросы, связанные с разработкой и развитием методов технической диагностики электроконтактных соединений. В качестве диагностического параметра, на основании которого делается вывод о работоспособности или отказе соединения, могут выступать контактное электросопротивление [1, 2] или температура контактных деталей [3].

В теории надежности одной из важнейших задач считается прогнозирование надежности и долговечности объектов, в том числе прогнозирование остаточного ресурса на основании мониторинга объекта на стадии эксплуатации [4]. Такое прогнозирование необходимо для обоснованного планирования диагностических мероприятий, ремонтных работ, сроков и объемов замены электроконтактных соединений.

Характеристики надежности и долговечности электроконтактных соединений могут быть получены обработкой соответствующих статистических данных по большому количеству соединений. Результатом такой обработки являются точечные статистические оценки: вероятность безотказной работы, средняя наработка на отказ, гамма-процентая наработка до отказа и т.д. Недостатком такого подхода является необходимость проведения большого количества испытаний или наблюдений за находящимися в эксплуатации соединениями.

Возможен другой подход к решению рассматриваемой проблемы – с использованием статистических методов анализа временных рядов [5 – 8]. Зависимость сопротивления контактного соединения от времени $R(t)$ (рис. 1) является типичным примером нестационарного случайного процесса. На регулярную составляющую (тренд) накладываются случайные колебания. Тренд также является случайной функцией времени и не повторяется даже для однотипных

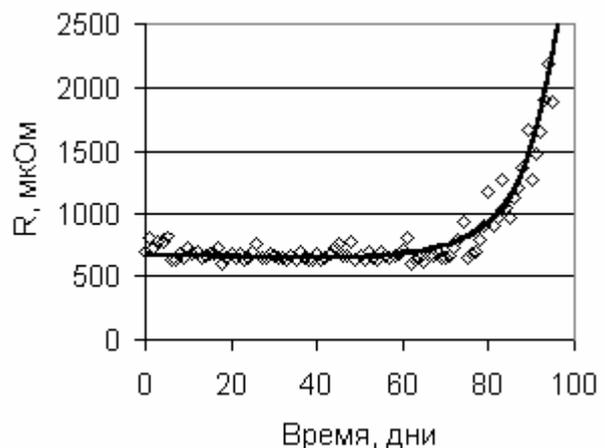


Рис. 1. Зависимость электросопротивления контактного соединения от времени

контактных соединений, работающих в одинаковых условиях. Причина – воздействие многочисленных случайных факторов. Частные реализации этого случайного процесса представляют собой временные ряды $R(t)$, образованные значениями контактного сопротивления в дискретные моменты времени.

Преимуществом такого подхода является то, что прогнозирование остаточного ресурса производится для *данного конкретного* соединения. При этом отпадает необходимость в большом объеме статистической информации, вернее, источником всей необходимой информации является данное соединение. Кроме того, предлагаемая методика прогнозирования является *адаптивной*, т.е. учитывающей возможные изменения в условиях эксплуатации соединения и корректирующей соответственно оценку остаточного ресурса.

Методика эксперимента

Испытаниям подвергались болтовые соединения (рис. 2) питающего кабеля с шиной, соединение аппарата с шиной, а также двух алюминиевых шин между собой. Всего исследовано более 20 различных контактных соединений на энергообеспечивающих предприятиях Тверской области. Соединения относятся к классу напряжения 0,4 кВ и рассчитаны на номинальный ток от 100 до 600А. Прижимное усилие создается одним или двумя болтами, расположенными последовательно на расстоянии 2 см друг от друга, с использованием подпружиненных шайб. В течение всего эксперимента рабочий ток наиболее нагруженного соединения составлял 160 А, при этом он протекал не постоянно, а отключался через каждые 2,5-3,5 часа работы, с перерывами на 2,5-3,5 часа. Такой режим работы оборудования является достаточно распространенным на промышленных предприятиях и характеризуется величиной продолжительности включения (ПВ). В данном случае можно принять $ПВ = 50 \%$. При этом на некоторых присоединениях за время паузы контактное соединение успевает полностью остыть, т.е. все участки контактной пары достигают температуры помещения. Место проведения эксперимента располагалось в промышленной зоне, контактные группы находились в производственном помещении с колебаниями температуры от 10 до 25 °С и относительной влажностью 60-80 %. В помещение поступал свободный поток воздуха из атмосферы, нагнетаемый вентиляционной системой.



Рис. 2. Пример болтовых электроконтактных соединений

Критерием отказа контактного соединения, как отмечалось выше, служит превышение допустимого предела одним из основных эксплуатационных параметров: контактного сопротивления или температуры контакта. В описываемых экспериментах контролировались оба параметра.

Для измерения переходного сопротивления контактов был использован цифровой микроомметр МКИ-600 с диапазоном измерения от 200 до 2000 мкОм и основной погрешностью 1 %, что соответствует классу точности 1. Значение переходного контактного сопротивления измерялось непосредственно после отключения рабочего тока нагрузки по 4-х проводной схеме, которая позволяет проводить измерения с высокой точностью. Периодичность замеров составляла 24 часа; измерения проводились примерно в одно и то же время. Длительность одного замера составляла 3-5 с, но не превышала 10 с, во избежание дополнительного нагрева контактной пары измерительным током. Потенциальные провода микроомметра подключались на расстоянии 20 см от контакта; точки подключения на всём протяжении экспериментов оставались постоянными; измерительный ток составлял 120 А.

Для контроля объемной температуры испытываемых соединений был использован метод термографирования. Получаемая с ИК-камеры картинка позволяет наблюдать распределение температуры по поверхности всех деталей соединения. Термографическое обследование проводилось тепловизором ThermoCAM P65 FLIR SYSTEMS. Точность прибора в диапазоне измерения температур от $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ до $+120\text{ }^{\circ}\text{C}$ составляет $\pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$. Измерение температуры проводилось при протекании рабочего тока нагрузки, в установившемся режиме. Конвекция воздушной среды вокруг исследуемого соединения естественная. При расчете температуры учитываются: скорость ветра, температура и влажность окружающего воздуха, а также излучающая способность поверхности тела и расстояние до объекта.

В данном исследовании в качестве критериев работоспособности использованы оба параметра, которые являются взаимодополняющими и позволяют получить наиболее полную картину процесса.

Прогнозирование с помощью модели кривой роста

Модель кривой роста [6] применяется для прогнозирования тенденции поведения временного ряда (тренда) и представляет собой гладкую функцию времени. Данная модель экстраполирует в будущее наблюдаемые тенденции в поведении временного ряда. Анализ изменения сопротивления замкнутых контактов со временем показал, что для описания тренда подходит наиболее универсальная и гибкая модель тренда – полиномиальная. При этом использование полинома степени больше 5 практически не повышает точность описания тренда временного ряда [9].

Для построения прогноза с помощью модели кривой роста использована стандартная процедура *Добавить линию тренда* программы MS

Excel. На рис. 3 представлены результаты прогнозирования роста во времени сопротивления соединения питающего кабеля с клеммой аппарата. Для прогнозирования использовались наблюдения за изменением сопротивления контакта в течение определенного интервала времени, называемого периодом оценивания. Прогноз осуществляется вперед на величину временного интервала, называемого периодом упреждения.

В экспериментах, представленных на рис. 3, периоды оценивания составляли последовательно 40, 60, 80, 100, 120, 140 дней. Прогноз осуществлялся на 20 дней вперед с момента последнего наблюдения, т.е. период упреждения во всех случаях был равен 20 дням. Методика прогнозирования состояла в следующем. По прошествии 40 дней с начала эксперимента на основании измеренных значений сопротивления контакта $R(t)$ делается прогноз на 20 дней вперед, т.е. до 60 дней (сплошная линия на рис. 3). Прогнозируемые значения сопротивления затем с целью проверки сравнивались с реальными значениями (точки). Из рис. 3 видно, что прогнозируемые значения сопротивления превышают экспериментальные в период от 40 до 60 дней. Через 60 дней делается новый прогноз на основании большего числа наблюдений, и т.д. С увеличением периода оценивания точность прогноза повышается. После периода оценивания 80 дней прогнозируемые значения сопротивления практически совпадают с измеренными впоследствии значениями. Расхождение результатов прогноза с экспериментальными значениями сопротивления при малых длительностях периода оценивания объясняется сильным влиянием случайных флуктуаций сопротивления, сравнимых с ростом среднего значения. Когда рост среднего значения превышает величину случайных флуктуаций (в данном случае через 80 дней), прогноз становится более точным.

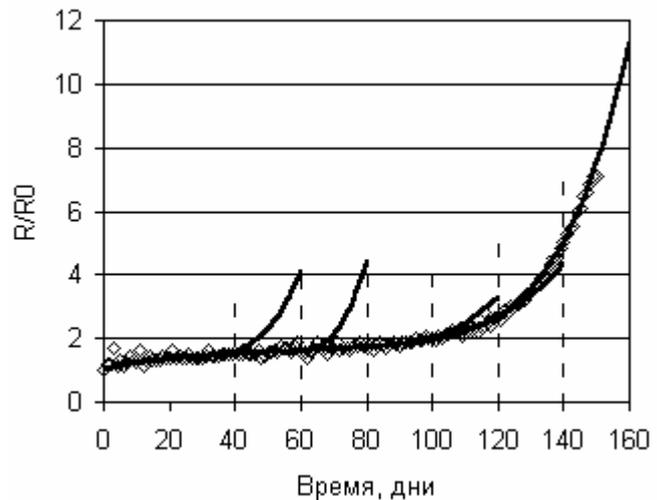


Рис. 3. Прогнозирование сопротивления контакта с помощью модели кривой роста:
линия – полиномиальный тренд 5-й степени;
точки - экспериментальные значения

Применение модели ARIMA

Модель ARIMA (AutoRegressive Integrated Moving Average), или АРПСС (АвтоРегрессия – Проинтегрированное Скользящее Среднее в русской транскрипции), была разработана Боксом и Дженкинсом и часто называется по имени авторов [5]. Следует отметить, что модель Бокса -

Дженкинса относится к так называемым *адаптивным* методам прогнозирования. Их преимущество в том, что они позволяют построить самокорректирующиеся модели, способные реагировать на изменения характера анализируемого процесса.

Для применения данной модели временной ряд должен обладать следующим свойством: после вычитания из него регулярной составляющей (тренда) вновь полученный ряд должен представлять собой стационарный случайный процесс. Модель ARIMA зависит от ряда параметров и обычно обозначается как $ARIMA(p, d, q)$. Параметр p определяет порядок авторегрессионной составляющей, q – порядок скользящего среднего, d – порядок разности.

Рассмотрим применение данной модели к прогнозированию изменения сопротивления контактов во времени. Для построения прогноза с помощью модели ARIMA использована стандартная процедура *Анализ временных рядов* системы STATISTICA. Предварительно необходимо определить значения параметров модели p, d, q на основании имеющихся значений сопротивления контакта (исходный временной ряд).

Идентификация параметров модели происходит следующим образом. Исходя из графических представлений временного ряда, определяем, является он стационарным или нет. Свидетельством нестационарности ряда является наличие тренда. Если тренд не выражен явно, следует рассмотреть график автокорреляционной функции (АКФ). Если АКФ не имеет тенденции к затуханию, можно говорить о нестационарности ряда. Для стационарного ряда автокорреляционные коэффициенты должны стремиться к нулю с течением времени.

Если исходный ряд нестационарен, следует рассмотреть его разность, применив к исходному ряду оператор разности (вкладка *Разность*, *Сумма* в диалоговом окне *Преобразование переменных*). Если вновь полученный ряд первой разности нестационарен, то необходимо рассмотреть разность второго порядка и т.д. В конечном итоге значение параметра d равно количеству последовательно взятых разностей, при котором исходный ряд преобразовывается в стационарный. На практике, как правило, после вычисления первой или второй разности временной ряд преобразуется в стационарный, т.е. параметр d обычно не превышает значения $d = 2$.

Значения параметров p и q оценивают по АКФ и частной АКФ (ЧАКФ) стационарного ряда по установленным критериям. Критерии носят приближенный характер, так как определяются по выборочным АКФ и ЧАКФ, поведение которых зависит от указанного количества лагов (интервалов) и длины ряда. Целесообразно определить несколько приемлемых значений p и q , а затем произвести их оценку (кнопка *Начать оценку параметров* в диалоговом окне *Одномерная ARIMA*). Далее, исследовав остатки, т.е. разности наблюдаемых и предсказанных с помощью модели значений (вкладка *Распределение остатков* в диалоговом окне *Результата-*

ты *ARIMA*), сделать заключение об адекватности модели. Модель считается адекватной, если на графиках АКФ и ЧАКФ остатков нет резко выделяющихся значений, т.е. остатки обладают спектром «белого шума».

Идентификацию параметров модели приведем на примере временного ряда – зависимости относительного сопротивления контакта $R(t)/R_0$ от времени (см. рис. 1), где R_0 – начальное значение сопротивления в момент времени $t = 0$. Визуально определяем, что исходный ряд и ряд первой разности (рис. 4а) нестационарны. Графики второй разности (рис. 4б) и ее АКФ (рис. 4в) позволяют считать ряд второй разности практически стационарным [7, 8]. Следовательно, принимаем порядок разности d равным 2.

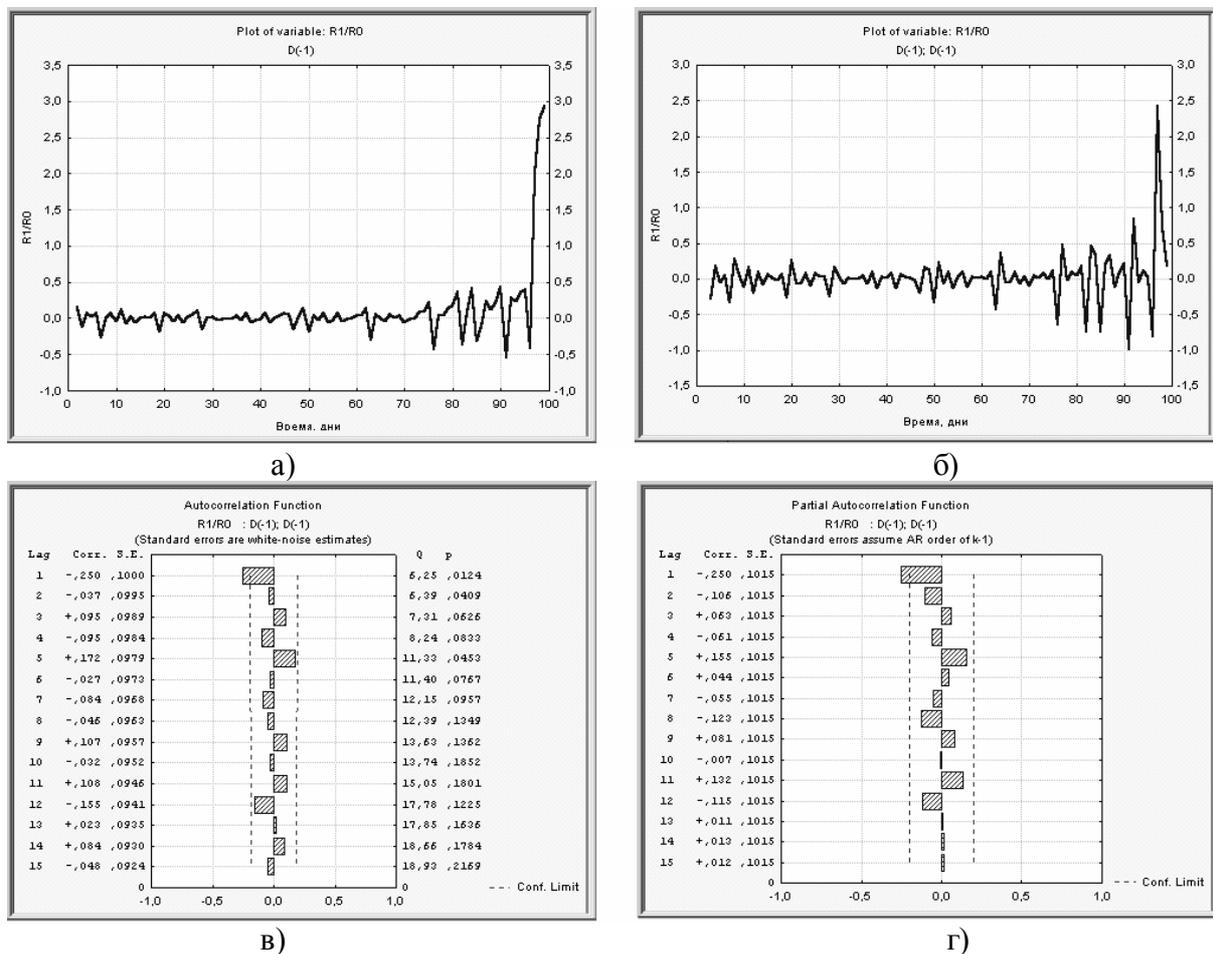


Рис. 4. Идентификация параметров модели *ARIMA* для временного ряда $R(t)/R_0$:

- а) ряд первой разности; б) ряд второй разности;
 в) АКФ ряда второй разности; г) ЧАКФ ряда второй разности

Перейдем к определению параметров p и q . АКФ (рис. 4в) и частная АКФ (рис. 4г) полученного стационарного ряда убывают, осциллируют и имеют выбросы на лаге 1, остальные корреляционные коэффициенты незначимы. Эти критерии соответствуют модели $p = 1$ и $q = 1$ [7, 8]. Проведем их оценку (информация о модели и оценках ее параметров представ-

лена в окне *Результаты ARIMA*). Параметр $q(1) = 0,31$ существенно превышает параметр $p(1) = 0,04$, следовательно, он и будет значим в оценках, меньший параметр q будет оценен существенно хуже. Низкая точность оценок параметров (стандартная ошибка 0,36 и 0,35 соответственно) не позволяет считать модель $ARIMA(1, 2, 1)$ адекватной.

Проведем оценку модели $ARIMA(2, 2, 2)$. Значения оценок параметров $p(1) = 1,00$ и $q(1) = 1,33$, $p(2) = -0,60$ и $q(2) = -0,99$ высвечены красным цветом в окне *Результаты ARIMA*, что свидетельствует об их значимости. Стандартные ошибки (соответственно 0,09 и 0,07, 0,24 и 0,00) являются небольшими. Эти факты позволяют принять модель $ARIMA(2, 2, 2)$ и использовать ее для прогнозирования изменения сопротивления контакта во времени.

Насколько хорошо согласуется модель $ARIMA(2, 2, 2)$ с экспериментальным рядом $R(t)/R_0$, определим с помощью анализа остатков модели. АКФ и частная АКФ остатков приведены на рис. 5. Остатки в данном случае практически некоррелированы (все коэффициенты корреляции незначимы). Прерывистой линией показана граница «белого шума». Остатки не выходят за границы «белого шума», следовательно модель $ARIMA(2, 2, 2)$ адекватно описывает поведение ряда $R(t)/R_0$. В дальнейшем для прогнозирования изменения сопротивления контактных соединений во времени используется модель $ARIMA(2, 2, 2)$.

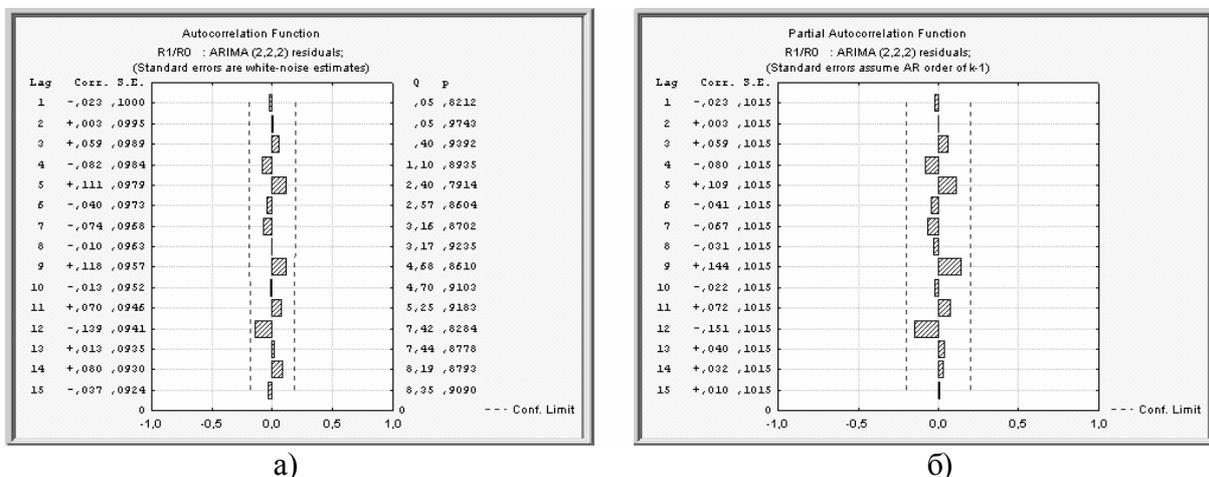
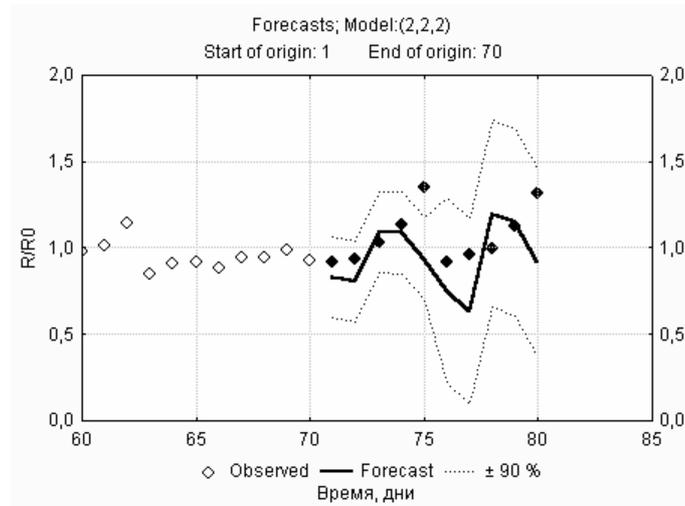
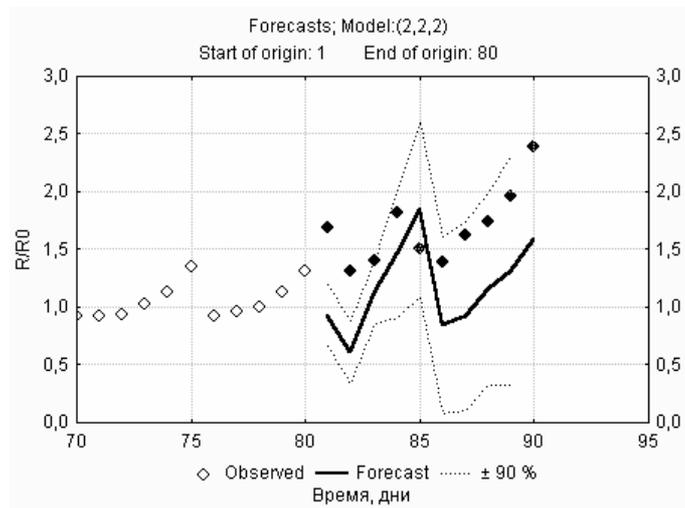


Рис. 5. Проверка достоверности модели $ARIMA(2, 2, 2)$:
а - АКФ остатков; б - ЧАКФ остатков

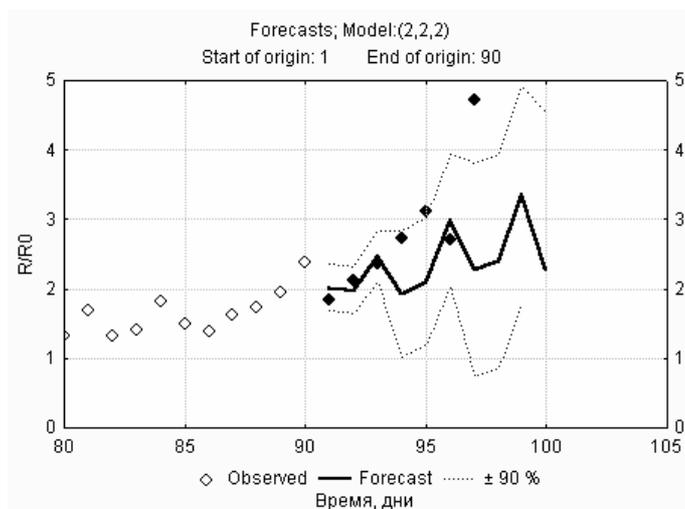
На рис. 6 приведен пример прогнозирования изменения контактного сопротивления в соединении питающего кабеля с клеммой аппарата (сплошные линии) в сравнении с экспериментальными результатами (точки). Приведены также доверительные интервалы прогнозирования при 90 % доверительной вероятности (пунктирные линии).



а)



б)



в)

Рис. 6. Прогнозирование сопротивления контактного соединения на 10 дней:
а) период оценивания 70 дней; б) 80 дней; в) 90 дней

Период оценивания составлял последовательно 70, 80 и 90 дней, период упреждения – 10 дней. Методика прогнозирования состояла в следующем. По прошествии 70 дней с начала эксперимента на основании измеренных значений сопротивления контакта $R(t)$ делается прогноз на 10 дней вперед, т.е. до 80 дней (сплошная линия на рис. 6а). Прогнозируемые значения сопротивления затем с целью проверки сравнивали с реальными значениями (точки). Через 80 дней делается новый прогноз на основании большего числа наблюдений, который снова сравнивается с экспериментальными значениями сопротивления, и т.д. (рис. 6б и 6в).

Как видно из рис. 6, практически все экспериментальные значения попадают в доверительный интервал прогнозирования, что свидетельствует о достоверности прогноза. Величина доверительного интервала и, следовательно, погрешность прогнозирования возрастает с увеличением длительности периода упреждения.

Выводы

1. Зависимость электрического сопротивления разборного контактного соединения от времени представляет собой нестационарный случайный процесс.

2. Прогнозирование остаточного ресурса разборных электроконтактных соединений возможно по результатам периодического измерения сопротивления соединения в процессе его эксплуатации. Для прогнозирования могут применяться статистические методы анализа временных рядов.

3. Предлагаемая методика не требует большого объема статистической информации и позволяет прогнозировать остаточный ресурс конкретного соединения с учетом особенностей его эксплуатации.

4. Сравнение прогнозируемых значений сопротивления с экспериментальными данными показывает, что прогнозирование дает хорошие результаты на сравнительно коротком интервале времени вслед за последним моментом измерения сопротивления (10 – 20 дней).

5. Предлагаемая методика позволяет обоснованно назначать сроки очередного профилактического обследования, ремонта или замены электроконтактного соединения.

Библиографический список

1. Годжелло А.Г., Панков И.А., Гринберг Р.П. Модель старения неразъемных алюминиевых контактных соединений // *Электротехника*. 2002. №2. С. 47-51.
2. Dzektsler N.N., Izmailov V.V. On the life-time of stationary contacts // *Proc.16th Int. Conf. on Electrical Contacts.-Loughborough*, 1992. P. 175-180.
3. Власов А.Б. Прогнозирование долговечности контактных соединений по данным тепловизионной диагностики // *Электротехника*. 2003. №12. С.27-33.
4. Острейковский В.А. Теория надежности. М.: Высш.шк., 2003. 463 с.
5. Бокс Дж., Дженкинс Г. Анализ временных рядов. Прогноз и управление. М.: Мир, 1974.

6. Дуброва Т.А. Статистические методы прогнозирования. М.: ЮНИТИ-ДАНА, 2003. 206 с.
7. Боровиков В.П., Ивченко Г.И. Прогнозирование в системе STATISTICA в среде WINDOWS. М.: Финансы и статистика, 2006. 368 с.
8. Лукашин Ю.П. Адаптивные методы краткосрочного прогнозирования временных рядов. М.: Финансы и статистика, 2003. 416 с.
9. Браунович М., Измайлов В.В., Новоселова М.В. Прогнозирование срока службы замкнутых электрических контактов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2006. С. 176-187.

УДК 621.315

М.В. Новоселова, В.А. Губский
Тверской государственной технической университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОГО ИЗНАШИВАНИЯ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО МАТЕРИАЛА

При разработке новых конструкционных материалов, как и при контроле качества материалов в серийном производстве, важную роль играет методика испытаний. Перспективным видом испытаний являются ускоренные, позволяющие сократить расходы на их проведение. Однако при этом возникает проблема обеспечения достоверности результатов таких испытаний. Целью данного исследования является проверка применимости ускоренных (форсированных) сравнительных испытаний электроконтактных материалов на износостойкость.

В качестве объекта исследования выбран распространенный электроконтактный материал – молибден Мо. Образцы получены прессованием порошкового материала Мо под давлением 5415 кг/см^2 на гидравлическом прессе типа ДГ-63 при комнатной температуре в цилиндрической пресс-форме диаметром 14 мм. Спекание производилось в вакууме при температуре $1150 \text{ }^\circ\text{C}$ в течение 1 часа. Пористость таблеток после спекания составляла 18 %.

Исследуемые образцы испытывались до отказа на установке, описанной в работе [1]. Испытания в нормальном режиме проводились в цепи с омической нагрузкой при переменном токе напряжением 220 В и силой 5 А. Форсирование достигалось пропусканием через контакт за один цикл большего по величине заряда, чем в нормальном режиме. За критерий отказа было принято отсутствие проводимости в течение 10-ти коммутаций подряд. Однократная самоустраняющаяся потеря проводимости рассматривалась как сбой.

Результаты испытаний в нормальном и форсированном режимах

Для проверки достоверности результатов форсированных испытаний необходимо проанализировать принадлежность результатов испытаний в нормальном и форсированном режимах одной генеральной совокупности. Для этого проверялась гипотеза о том, что моменты отказов $t_{ин}$ и $t_{iф}$ связаны между собой простейшей линейной зависимостью

$$t_{ин} = k_y t_{iф}, \quad (1)$$

где k_y – коэффициент ускорения испытаний.

Одинаковой величине удельного износа при различных режимах испытаний соответствует одинаковая суммарная величина заряда, прошедшего через испытываемый контакт [2, 3]

$$\int_0^{t_{ф}} I_{ф}(t) dt = \int_0^{t_{н}} I_{н}(t) dt, \quad \text{или} \quad \langle I_{ф} \rangle t_{ф} = \langle I_{н} \rangle t_{н},$$

где $I_{ф}$ и $I_{н}$ – сила тока в форсированном и нормальном режимах соответственно, $\langle I \rangle$ – средняя сила тока, $t_{ф}$ и $t_{н}$ – время испытаний в форсированном и нормальном режимах соответственно. Отсюда для коэффициента ускорения испытаний имеем оценку:

$$k_y = \frac{t_{н}}{t_{ф}} = \frac{\langle I_{ф} \rangle}{\langle I_{н} \rangle}. \quad (2)$$

Для параметров используемой установки [1] величина коэффициента ускорения в соответствии с формулой (2) оценивается значением $k_y = 22$.

Момент наступления отказа связан не только с определенной величиной износа, но и с образованием на поверхности контакта продуктов износа, которые также влияют на проводимость контакта. Поэтому величину коэффициента $k_y = 22$ следует рассматривать как ориентировочную.

Распределение моментов отказа данных образцов в обоих режимах испытаний соответствует нормальному распределению. Средняя наработка до отказа в нормальном режиме составляет $t_{н} = 86,1$ мин, в форсированном – $t_{ф} = 3,4$ мин. Таким образом, согласно (2) коэффициент ускорения $k_y = 25$. Данная величина коэффициента k_y носит оценочный характер, так как наступление отказа является случайным событием.

Для теоретического описания вероятности безотказной работы выбрано распределение Вейбулла. Вероятность безотказной работы описывается функцией

$$P(t) = e^{-(t/t_0)^c},$$

математическое ожидание

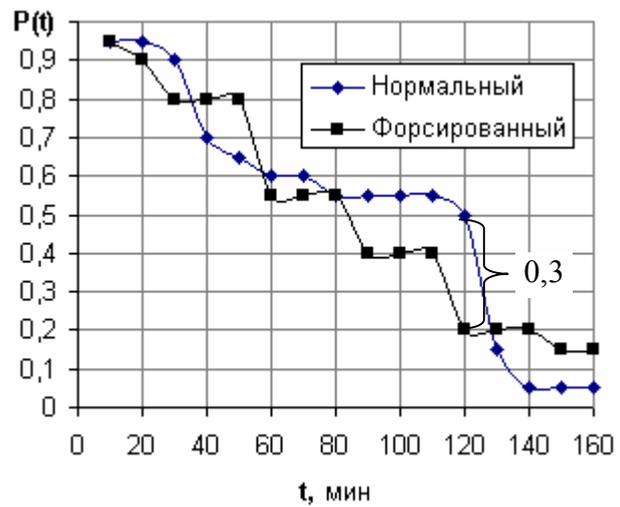
$$m = t_0 \Gamma(1 + 1/c),$$

где $\Gamma(x)$ – гамма-функция.

Определение математического ожидания наработки до отказа и проверка соответствия распределения Вейбулла экспериментальным данным по критериям согласия проводились с помощью программы Statistica 6.0. Для нормального режима параметры распределения Вейбулла $t_0 = 96,0$, $c = 1,79$, для форсированного – $t_0 = 3,8$, $c = 1,83$. Уровень значимости по критерию согласия Холландера – Прошана для обоих процессов составляет 0,75. Теоретический коэффициент ускорения k_y находим как отношение математических ожиданий [4]. Таким образом, теоретическое значение коэффициента ускорения $k_y = 25$.

Различие значений коэффициента ускорения, полученных по различным методикам, не существенно. Результаты испытаний образцов Мо в двух режимах представлены на рисунке. Нарботка в форсированном режиме пересчитана на условия нормального режима по формуле (1).

По полученным данным проверим справедливость гипотезы (1) по различным критериям математической статистики [5-7]. Результаты проверки приведены в таблице.



Вероятность безотказной работы $P(t)$ электроконтактного материала Мо

Таблица. Проверка достоверности результатов форсированных испытаний

Критерий	Гипотеза отвергается, если	Результат
Колмогорова-Смирнова	$\sqrt{\frac{n \cdot m}{n + m}} \cdot D_{nm} \geq d_\alpha$ <p>n, m – объемы выборок, D_{nm} – наибольшее абсолютное значение разностей $P_\phi(t) - P_n(t)$, квантиль d_α, уровень значимости $\alpha = 1 - K(d_\alpha)$, $K(d_\alpha)$ – функция распределения Колмогорова</p>	<p>$n = m = 16$ $D_{nm} = 0,3$ (см. рис.)</p> $\sqrt{\frac{n \cdot m}{n + m}} \cdot D_{nm} = 0,85$ <p>$\alpha = 0,05$, $K(d_\alpha) = 0,95$, $d_\alpha = 1,36$. Гипотеза не отвергается, так как $0,85 < 1,36$</p>

Продолжение табл.

Критерий	Гипотеза отвергается, если	Результат
Wilcoxon (ранги)	сумма S лежит в критической области: $S \leq (Mu - t_q \sqrt{Du})$ или $S \geq (Mu + t_q \sqrt{Du})$ матожидание $Mu = m \cdot (m + n + 1)/2$, $t_q = 1,96$ для уровня значимости $q = 5 \%$, дисперсия $Du = m \cdot n \cdot (m + n + 1)/12$	Критические области: $S \leq 410 - 72$ и $S \geq 410 + 72$ Гипотеза не отвергается, так как $S = 419$ внутри допустимого интервала
Wilcoxon (инверсия)	число инверсий u лежит в критической области: $u \leq (Mu - t_q \sqrt{Du})$ или $u \geq (Mu + t_q \sqrt{Du})$ матожидание $Mu = m \cdot n/2$, $t_q = 1,96$ для уровня значимости $q = 5 \%$, дисперсия $Du = m \cdot n \cdot (m + n + 1)/12$	Критические области: $u \leq 200 - 72$ и $u \geq 200 + 72$ Гипотеза не отвергается, так как $u = 190$ внутри допустимого интервала

Результаты проверки не дают оснований отвергнуть гипотезу о принадлежности результатов испытаний в нормальном и форсированном режимах одной генеральной совокупности. Таким образом, можно признать результаты форсированных испытаний достоверными.

Библиографический список

1. Измайлов В.В., Новоселова М.В., Левыкин Д.А. Исследование эрозионной износостойкости электроконтактных материалов в режиме импульсного разряда // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2005. С. 112-116.
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. Holm R. Electric contacts. Berlin/Heidelberg/New York: Springer Verlag, 1967. 484 p.
4. РД 50-424-83. Надежность в технике. Ускоренные испытания. Основные положения: Методические указания. М.: Изд. стандартов, 1984. 12 с.
5. Джонсон Н., Лион Ф. Статистика и планирование эксперимента в технике. Методы обработки данных. М.: Мир, 1980. 516 с.
6. Поллард Дж. Справочник по вычислительным методам статистики. М.: Финансы и статистика, 1982. 344 с.
7. Большев Л.Н., Смирнов Н.В. Таблицы математической статистики. М.: Наука, 1983. 416 с.

УДК 621.315:621.891

В.В. Измайлов, Е.Р. Матвеев
Тверской государственной технической университет**ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННЫХ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ
СВОЙСТВ ОБРАЗЦОВ ИЗ КОМПОЗИТНОГО ГРАФИТА****Введение**

Целью настоящей работы является исследование электрофрикционных и электроэрозионных свойств образцов из углеграфитового композитного материала с добавлением 5 и 10% углеродных нанотрубок и сравнение с аналогичными свойствами углеграфитового композитного материала без содержания углеродных нанотрубок и с металлосодержащими углеграфитовыми композитами. Контрольными материалами служат углеродный материал Г-22 и два металлографитных композита: 1). 70Cu (70% меди, остальное – углерод) и 2). 68Cu3Sn (67,96% меди, 2,91% олова, остальное – углерод). Указано массовое процентное содержание веществ в материалах.

Актуальность рассматриваемой проблемы обосновывается в работах [1] и [2]. Данная работа является их продолжением и направлена на повышение надёжности узлов трения скольжения в электрических цепях (щёточные коллекторы, токосъёмники электрифицированного транспорта) за счёт применения новых материалов.

В этой работе исследуется влияние углеродных нанотрубок на свойства композитного углеграфитового материала на макроуровне. Как известно, углеродные нанотрубки обладают выдающимися физическими свойствами на наноуровне, а именно: высокая тепловая и электрическая проводимости, высокая механическая прочность и тепловая стойкость, способность к самовосстановлению при деформации.

1. Описание установки и методики эксперимента

Исследование электрофрикционных характеристик. Эксперимент проводился на установке, описанной в работе [1]. В установку были внесены изменения, не затрагивающие принцип работы, но уменьшающие погрешности измерения величин силы трения и контактного напряжения. На рис. 1 представлены фотографии части установки, подвергшиеся изменению. Здесь 1 – испытываемый образец, 2 – медная контакт-деталь, 3 – тензобалка, 4 – контакты для подачи постоянного тока на контактный узел, 5 – контакты для снятия контактного напряжения.

При проведении экспериментов были установлены следующие режимы испытаний: нормальная нагрузка на контакт – 2 Н, радиус дорожки трения $r = 15$ мм, скорость скольжения $V = 2,6$ мм/с, сила тока через контакт $I = 0,8$ А.

Установка позволяет проводить испытание одновременно трёх образцов, из них один под действием электрического тока. На один цикл испытаний устанавливали образцы разного состава. На следующий цикл устанавливали образцы из тех же материалов, но на другие позиции для исключения влияния на результаты индивидуальных особенностей каждой позиции. Через каждую контактную пару через равные сравнительно малые промежутки времени пропускали электрический ток. В итоге каждый образец получил токовую нагрузку продолжительностью $1/3$ от времени цикла испытания, равномерно распределённую по протяжённости всего цикла. Общее время одного цикла испытаний составило 20 часов.

В процессе эксперимента фиксировали контактное падение напряжения и силу трения между исследуемыми образцами и медным контртелом.

Интенсивность износа образцов определяли по площади пятна износа, измеренного под микроскопом.

Исследование электроэрозионных характеристик. Эксперимент проводили на установке, описанной в работе [4]. Частота коммутаций 1 Гц, энергия разряда 2 Дж при напряжении на обкладках конденсатора 110 В. В качестве эталонного образца использовали вольфрамовую проволоку диаметром 1 мм. В результате электроэрозионного износа в поверхности образца из испытываемого материала образовалось углубление в форме усеченного конуса или цилиндра, называемое ямкой износа.

Один цикл испытаний состоял из 180 коммутаций в случае, когда образец из испытываемого материала был катодом, и из 1200 коммутаций в случае, когда образец из испытываемого материала был анодом. Для каждого режима испытания для каждого композитного материала проводили пять циклов испытаний. Износ усредняли и рассчитывали на одну коммутацию. Количество коммутаций в цикле определяли возможностью измерения с достаточной точностью глубины ямки износа, которая не должна быть слишком малой. Каждый композитный материал испытывали в качестве анода и в качестве катода, а также изменяли расположение испытываемого образца (образец снизу от вольфрамового зонда и сверху от него). Последнее изменение предпринято из-за предположения, что продукты износа при расположении образца снизу от зонда могут накапливаться в ямке износа, а при расположении образца сверху от зонда удаляться из ямки износа.

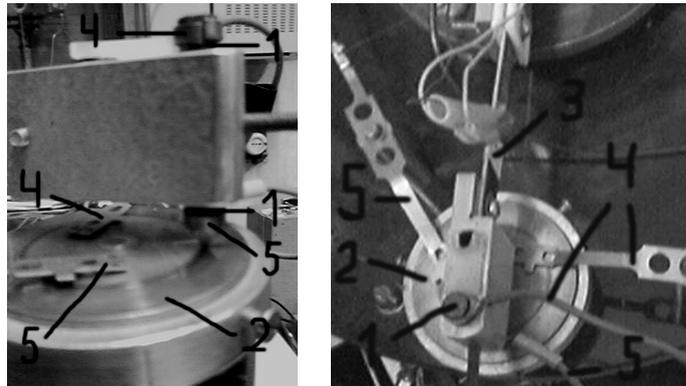


Рис. 1. Экспериментальная установка

2. Результаты эксперимента

Исследование электрофрикционных характеристик. Зависимость контактного сопротивления от наработки приведена на рис. 2, а зависимость коэффициента трения на рис. 3. Средняя нестабильность контактного сопротивления для образцов Г-22, композита с 10 % нанотрубок и композита с 5 % нанотрубок колеблется от 20 до 30 %, для образцов из материала 70Cu равна 124 %, а для образцов из материала 68Cu3Sn – 69 %. Средняя нестабильность коэффициента трения для всех образцов – от 3 до 13 %.

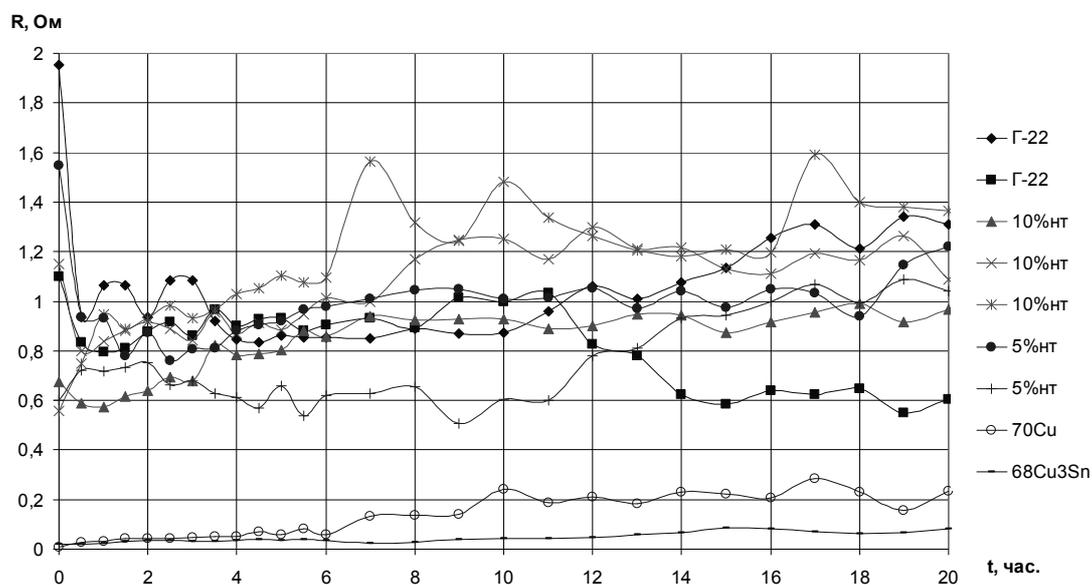


Рис. 2. Зависимость контактного сопротивления образцов от времени

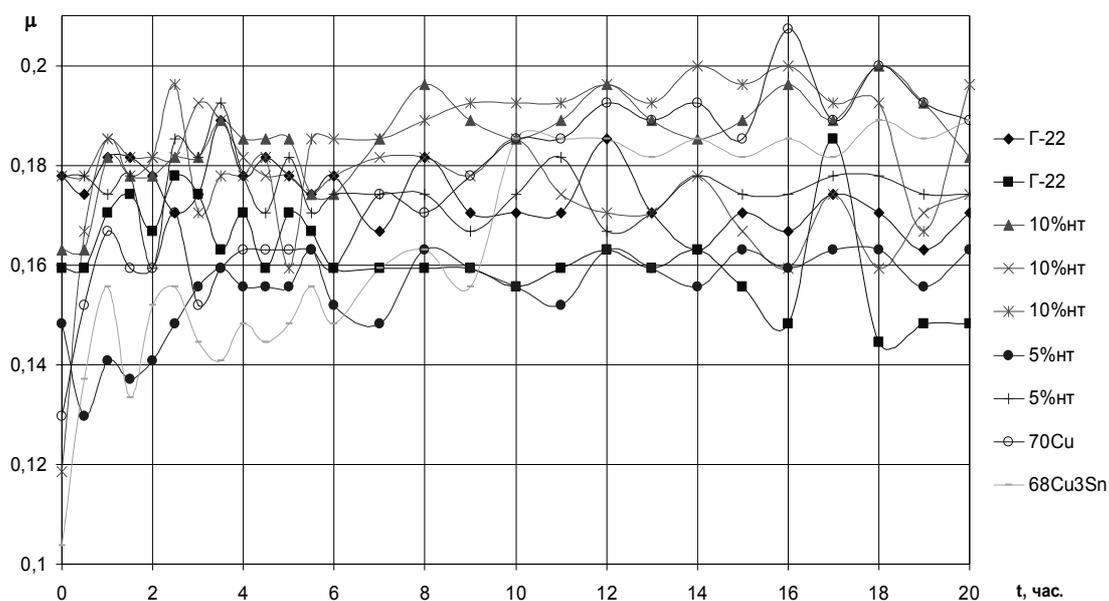


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения образцов от времени

Анализируя полученные результаты, можно заключить, что средняя величина контактного сопротивления образцов, не содержащих металлических добавок, с учётом её нестабильности, имеет практически постоянную величину, не зависящую от времени эксперимента (увеличение средней величины контактного сопротивления равно 15-25 %, что меньше средней величины нестабильности). Средняя величина контактного сопротивления образцов, содержащих металлические добавки (особенно у материала 70Cu) имеет заметный положительный тренд. Нестабильность величины контактного сопротивления также увеличивается с ещё большей скоростью, величина нестабильности была порой вдвое больше среднего значения, поэтому о характере тренда говорить сложно. Средняя величина коэффициента трения для всех образцов с учётом её нестабильности имеет практически постоянную величину (увеличение средней величины коэффициента трения равно 10-15 %, что несколько больше средней величины нестабильности, но тем не менее нет убедительных оснований для утверждения о наличии тренда).

Полученные результаты показывают, что принципиальной разницы между материалом Г-22, композитом с 5 % нанотрубок и композитом с 10 % нанотрубок не наблюдается ни по контактному сопротивлению, ни по коэффициенту трения. Металлосодержащие композиты отличаются от остальных значительно меньшей средней величиной и соизмеримой с ней величиной нестабильности контактного сопротивления. По коэффициенту трения принципиального отличия металлосодержащих композитов от остальных материалов не отмечено.

Исследование электроэрозионных характеристик. Сравнительные диаграммы величины электроэрозионного износа исследованных материалов представлены на рис. 4 и рис. 5, где h – глубина ямки износа в расчёте на одну коммутацию.

Анализируя полученные результаты, можно отметить, что при нижнем расположении образца, когда изнашиваемая поверхность ориентирована вверх, величина износа несколько больше, чем при верхнем расположении образца, что подтверждает результаты, полученные в работе [3]. Так как разница в величинах износа при различном пространственном расположении образца несущественна, то для анализа влияния полярности взяты средние величины износа для каждого образца. При сравнении диаграмм для разных полярностей образцов хорошо видно, что интенсивность износа всех образцов-катодов в несколько раз больше, чем образцов-анодов. В работе [3] исследовались образцы из чистых металлов, в частности, молибден, алюминий, серебро и медь. Аноды из молибдена, серебра и меди показали значительно большую величину износа, чем соответствующие катоды, для алюминия, как и в данной работе; наибольшую интенсивность износа показал анод. Примечательно, что для чистой меди повышенному износу подвержен анод, а для углеграфитового композита, содержащего

70 % меди по массе, повышенному износу подвержен катод, как и для не содержащих металлических добавок углеродистых композитов.

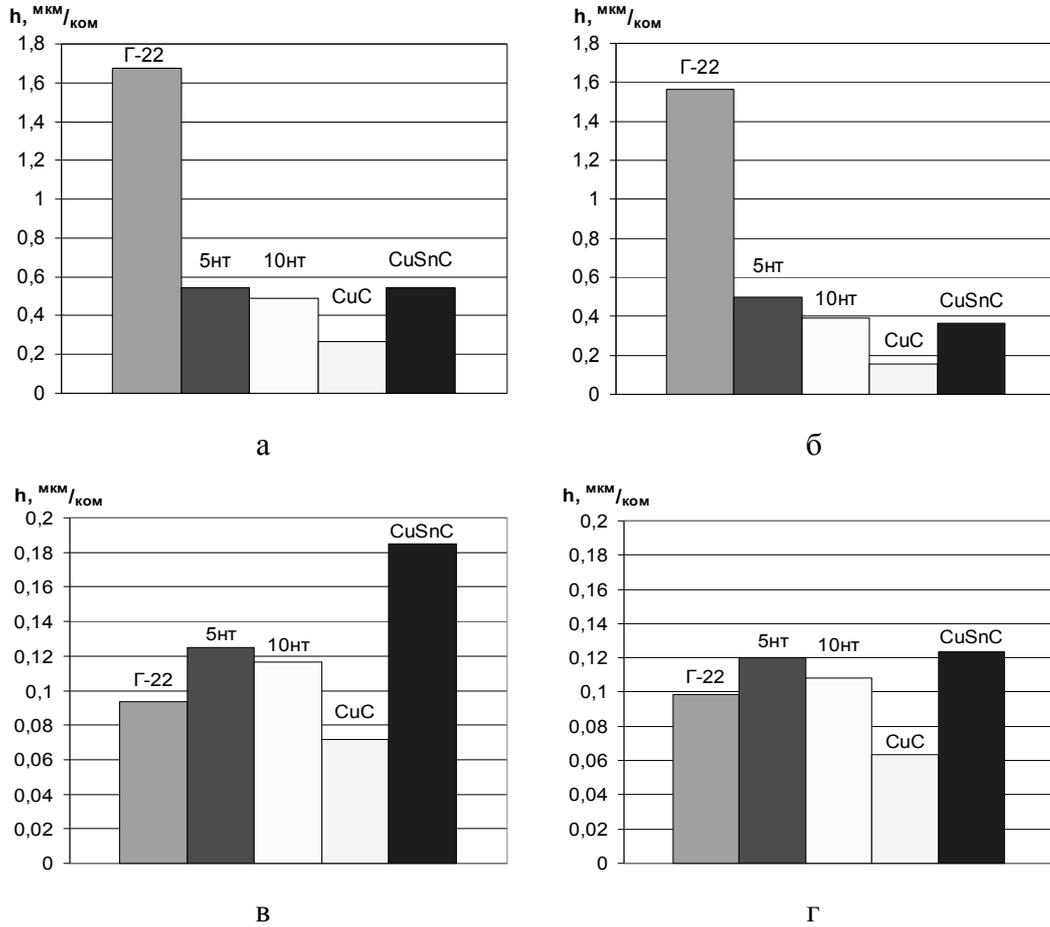


Рис. 4. Глубина ямки износа в расчете на одну коммутацию:
 а – образец - катод снизу; б – образец - катод сверху;
 в – образец - анод снизу; г – образец - анод сверху

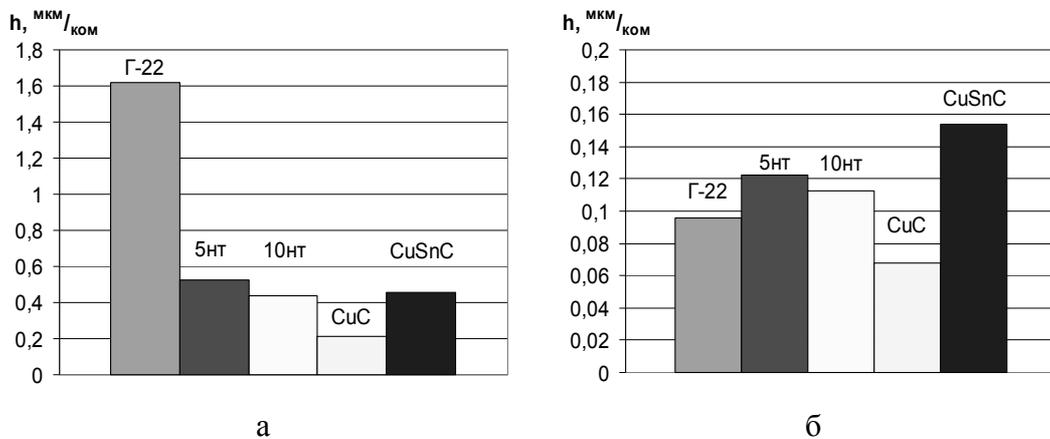


Рис. 5. Влияние полярности образца на величину износа:
 а – образец – катод; б – образец - анод

Библиографический список

1. Измайлов В.В., Новосёлов С.В. Исследование фрикционных и электрических свойств фуллереносодержащих образцов // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь, 2002. С.63-75.
2. Матвеев Е.Р. Исследование фрикционных и электротехнических свойств образцов из композитного графита, содержащего углеродные нанотрубки // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твёрдых тел и деталей машин: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь, 2006. С.198-204.
3. Измайлов В.В., Новосёлова М.В., Левыкин Д.А. Исследование эрозионной износостойкости электроконтактных материалов в режиме импульсного разряда // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твёрдых тел и деталей машин: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь, 2005. С.112-116.

УДК 621.315:621.891

Е.Р. Матвеев

Тверской государственной технической университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНАШИВАНИЯ ОБРАЗЦОВ ИЗ КОМПОЗИТНОГО ГРАФИТА ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИЯ

Введение

Износ щёток в щёточно-коллекторном узле электрических машин является одним из главных причин отказа. Подбор режима работы щёток с целью минимизации износа является одной из главных задач при проектировании щёточно-коллекторного узла.

Целью настоящей работы является исследование влияния номинального контактного давления на износостойкость образцов из металлографитного композитного материала. Для эксперимента был выбран металлографитовый композит, содержащий по массе 67,96 % меди, 2,91 % олова, остальное - графит.

Конкретная задача данного исследования заключалась в определении зависимости скорости износа металлографитовых материалов от номинального контактного давления в достаточно широком диапазоне, а также в исследовании влияния электрического тока на процесс изнашивания.

Описание установки и методики эксперимента

Эксперимент проводили на установке для испытаний образцов на износостойкость, описанной в работе [1]. Три образца из исследуемого материала в форме заточенных стержней, жёстко закрепленные в оправке, контактируют с медной контакт-деталью, вращающейся в горизонтальной

плоскости. Конструкция установки обеспечивает равномерное распределение нормальной нагрузки между тремя исследуемыми образцами.

Частота вращения медной контакт-детали 30 Гц, радиус кольцевой дорожки трения 10 мм, нормальная нагрузка на один образец 17 Н. Сила тока через контакт 0,8 А. Длительность эксперимента 200 минут.

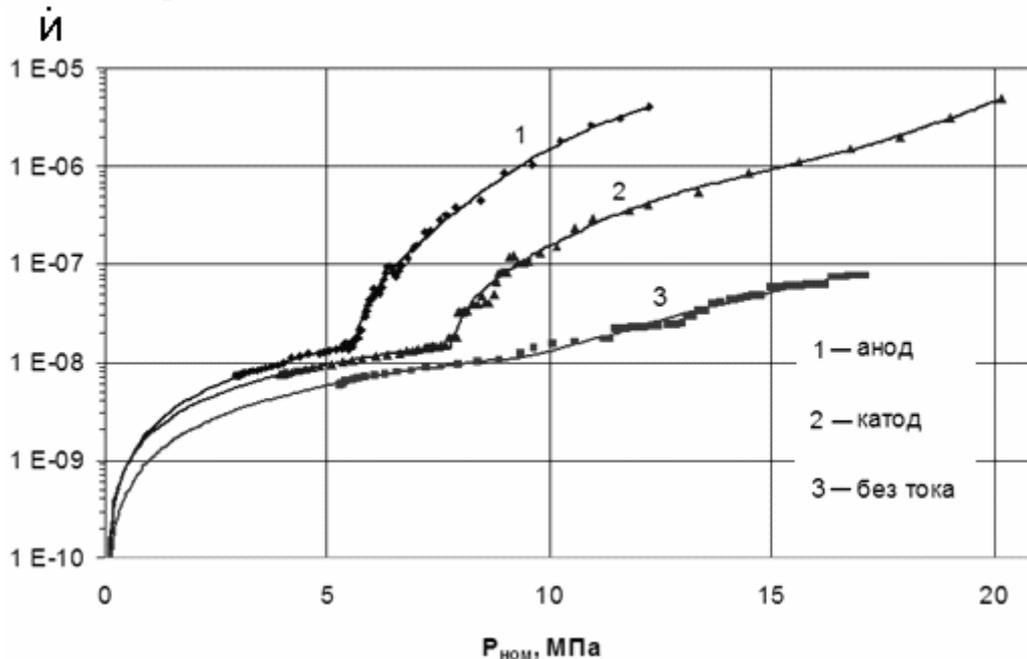
Из трёх исследуемых образцов два были подключены к источнику постоянного тока последовательно, образуя цепь: плюсовая клемма источника тока – образец – медная контакт-деталь – другой образец – минусовая клемма источника. Таким образом, один из образцов является катодом, а второй – анодом. Третий образец не подключен к источнику тока.

В процессе эксперимента фиксировали размер контактного пятна через определенные промежутки времени. Объемный износ щетки определяли по размеру контактного пятна при известной форме образца. По экспериментальным данным строили графики зависимостей объёмного износа и контактного давления от времени. Затем эти графики сглаживали. Путём графического дифференцирования сглаженного графика объёмного износа по времени получаем график скорости изнашивания от времени. Скорость изнашивания определяем по формуле $\dot{V} = \frac{\dot{V}_{об}}{S \cdot 2\pi f R}$, где $\dot{V}_{об} = \Delta V / \Delta t$ – объёмная скорость изнашивания, ΔV – объём изношенного материала, Δt – время, за которое накоплен данный объём; S – номинальная площадь контакта; f – частота вращения медной контакт-детали; R – радиус дорожки трения.

Результаты эксперимента

На рисунке изображены графики, характеризующие зависимость скорости изнашивания от контактного давления. Линии на графиках получены с помощью процедуры MS Excel «Добавить линию тренда» на основании соответствующих экспериментальных данных. Очевиден принципиально отличный характер кривой скорости изнашивания образца, не подверженного воздействию электрического тока, от кривых скорости изнашивания токонагруженных образцов. Это отличие свидетельствует о значительном влиянии электрического тока на скорость изнашивания металлографитовых композитов. Кривые скорости изнашивания образцов, подверженных воздействию электрического тока, также не совпадают. Скорость изнашивания анода начинает возрастать при меньших значениях контактного давления, чем катода. В работе [2] показано, что для электродов из углеграфитовых композиционных материалов катод значительно больше подвержен изнашиванию при импульсном разряде, чем анод, а для большинства металлосодержащих композитов справедливо обратное утверждение [3]. При трении скольжения металлографитового материала по меди большему

износу оказался подвержен анод. При номинальном контактном давлении приблизительно 5,5 МПа для анода, 7,7 МПа для катода и 8,9 МПа для безтокового образца наблюдается изменение характера зависимости скорости изнашивания от контактного давления. Для безтокового образца существование такого критического значения давления не столь очевидно. При номинальных контактных давлениях меньше критического значения наблюдается малая скорость изнашивания, практически линейно зависящая от давления. При номинальном контактном давлении выше критического значения начинается форсированное изнашивание с существенно нелинейной зависимостью скорости изнашивания от номинального контактного давления, наиболее адекватно описываемой полиномом 5-й степени для образцов, подверженных воздействию тока и полиномом 2-й степени для безтокового образца.



Зависимость скорости изнашивания от контактного давления

Библиографический список

4. Измайлов В.В., Новосёлов С.В. Исследование фрикционных и электрических свойств фуллереносодержащих образцов // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2002. С.63-75.
5. Матвеев Е.Р. Исследование фрикционных и электротехнических свойств образцов из композитного графита // См. настоящий сборник.
6. Измайлов В.В., Новосёлова М.В., Левыкин Д.А. Исследование эрозионной износостойкости электроконтактных материалов в режиме импульсного разряда // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твёрдых тел и деталей машин: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2005. С.112-116.

УДК 621.313.13

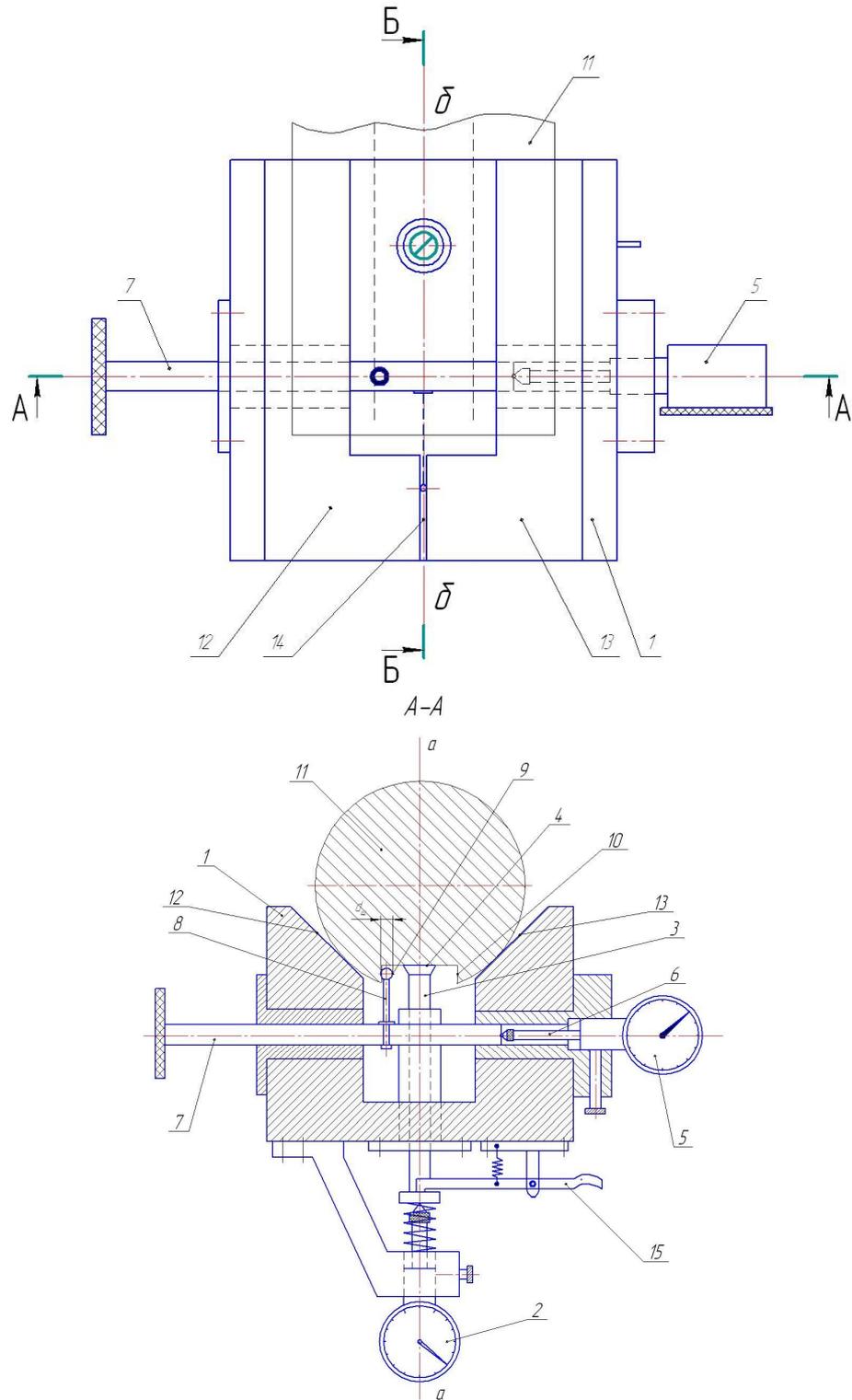
А.П. Архаров
Тверской государственный технический университет**ИЗМЕРЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ШПОНОЧНЫХ ПАЗОВ У ДЕТАЛЕЙ**

Одним из основных элементов соединения вал – ступица является шпоночное соединение. Однако таким параметрам, как отклонение от симметричности шпоночного паза, отклонение от параллельности дна паза относительно оси цилиндрической поверхности, перекося паза, как правило, не уделяется должного внимания, и они не всегда указываются в рабочих чертежах деталей, несмотря на то, что они влияют на технологические и эксплуатационные показатели изделий со шпоночными пазами. Контроль этих параметров если и проводится, то альтернативным методом, не дающим количественной оценки несоответствия и его направления и не позволяющим быстро скорректировать параметры технологического процесса и тем самым избежать последующего брака.

В результате проделанной работы был разработан способ измерения параметров шпоночного паза вала [1], а на его основе – устройство [2], позволяющее контролировать ширину, глубину паза и все вышеперечисленные параметры, обеспечивающее повышенную производительность по сравнению с известными [3]. Общий вид устройства представлен на рисунке.

Устройство для измерения параметров шпоночного паза вала содержит корпус, выполненный в виде призмы 1, на котором закреплен отсчетный узел 2 с измерительным наконечником 3, ось которого совмещена с биссектрисой *a-a* призмы 1. Измерительный наконечник 3 выполнен с плоской базовой поверхностью 4, перпендикулярной оси упомянутого наконечника. На призме 1 установлены индикатор 5 с измерительным стержнем 6, расположенным перпендикулярно биссекторной плоскости *b-b* призмы 1, шток 7, размещенный также перпендикулярно упомянутой плоскости с возможностью взаимодействия с измерительным стержнем 6 и с возможностью поворота вокруг своей продольной оси и поступательного перемещения вдоль этой оси. На штоке 7 закреплен щуп 8 с шарообразной боковой рабочей поверхностью 9 диаметром $d_{щ}$, с возможностью взаимодействия упомянутой поверхности с боковыми поверхностями проверяемого паза 10 вала 11 и с возможностью центрирования этой же поверхности по рабочим поверхностям 12 и 13 призмы 1. Для обеспечения этого центрирования на призме 1 выполнена канавка 14, сопряженная с рабочими поверхностями 12 и 13 упомянутой призмы и расположенная вдоль ее

биссекторной плоскости $\delta-\delta$ с возможностью захода в нее щупа 8. На призме 1 закреплен арретир 15 для отвода измерительного наконечника 3.



Общий вид устройства

Устройство работает следующим образом.

На устройство устанавливают вал *11* таким образом, чтобы измерительный наконечник *3* отсчетного узла *2* плоской базовой поверхностью *4* находился в контакте с цилиндрической поверхностью упомянутого вала, и устанавливают отсчетный узел *2* на нуль. Проворачивают вал *11* вокруг оси цилиндрической поверхности, добиваясь захода измерительного наконечника *3* в проверяемый паз *10* и его контакта с дном паза в начале последнего. Затем сообщают возвратно-поворотные движения валу *11*, добиваясь параллельного расположения плоской базовой поверхности *4* и дна паза, фиксируют первое показание отсчетного узла *2*, являющееся глубиной проверяемого паза *10*. Поворачивают шток *7* вокруг его продольной оси и перемещают его со щупом *8* вдоль упомянутой оси, добиваясь очередного касания шарообразной боковой рабочей поверхности *9* щупа *8* с боковыми поверхностями проверяемого паза *10*, фиксируя при этом первичные показания индикатора *5*. Поворачивая и перемещая шток *7*, заводят щуп *8* в канавку *14*, добиваясь центрирования шарообразной боковой рабочей поверхности *9* по рабочим поверхностям *12* и *13* призмы *1*. При этом положении щупа *8* фиксируют исходное показание индикатора *5*. По разнице исходного и одного первичного показания индикатора *5* находят первый размах, соответственно по разнице исходного и другого первичного показаний – второй размах. По полуразности упомянутых размахов находят отклонение от симметричности, а по сумме размахов и диаметра $d_{ш}$ шарообразной боковой поверхности *9* – ширину проверяемого паза *10*. Переустанавливают вал *11* на призме *1*, обеспечивая контакт измерительного наконечника *3* с дном проверяемого паза *10* в его конце, повторяют возвратно-поворотные движения вала *11*, добиваясь параллельного расположения плоской базовой поверхности *4* и дна паза, фиксируют второе показание отсчетного узла *2*, по разнице первого и второго показаний упомянутого узла определяют отклонение от параллельности дна проверяемого паза *10* относительно оси цилиндрической поверхности. Проворачивают шток *7* вокруг его продольной оси и перемещают его со щупом *8* вдоль упомянутой оси, добиваясь касания шарообразной боковой рабочей поверхности *9* с боковой поверхностью проверяемого паза *10*, фиксируя при этом вторичное показание индикатора *5*. По разнице вторичного и первичного показаний индикатора *5*, полученных при касании шарообразной боковой рабочей поверхности *9* с одной и той же боковой поверхностью паза, определяют величину перекоса проверяемого паза *10*.

Таким образом, при измерении ширины шпоночного паза и отклонения от симметричности предлагаемым устройством исключаются операции по нахождению второго исходного положения щупа и по фиксации второго исходного показания индикатора, что повышает производительность и точность измерения.

Библиографический список

1. Пат. № 2205364. Способ измерения параметров шпоночного паза вала. Оpubл. 2003. Б.И. № 15.
2. Пат. № 2229098. Устройство для измерения параметров шпоночного паза вала. Оpubл. 2004. Б.И. № 14.
3. А.С. СССР № 1229558. Прибор для контроля шпоночных пазов. 1986.

УДК 621.9.06

А.П. Архаров
Тверской государственный технический университет

АВТОМАТИЧЕСКАЯ ОРИЕНТАЦИЯ СТЕРЖНЕЙ

Одним из сложных вопросов автоматизации процессов в машиностроении является автоматизация загрузки деталей на технологическое оборудование. При этом наибольшую трудность представляет ориентация стержней с различными конструктивными элементами.

Для ориентации ступенчатых стержней известно селекторное устройство [1]. Однако оно имеет ограниченные технологические возможности, поскольку не позволяет вторично ориентировать цилиндрические стержни, у которых один из торцов выполнен сферическим, а другой содержит фаску. Для ориентации таких деталей разработан способ и устройство [2, 3], общий вид которого представлен на рисунке.

Устройство для вторичной ориентации стержней содержит наклонно установленный под углом α корпус 1 с закреплённой на нем неподвижной центральной пробкой 2, приемный лоток 3, закрепленный на верхней части корпуса 1, отводящий лоток 4 и желоб 5, закрепленные на нижней части корпуса 1, кольцо 6 с радиальными пазами 7, установленное с помощью кронштейна 8 на корпусе 1 и сопряженное с упомянутым корпусом и центральной пробкой 2 с возможностью вращения вокруг оси указанной пробки от закрепленного на кронштейне 8 привод 9. В корпусе 1 выполнены окна 10 и 11, из которых первое расположено напротив приемного лотка 3, а второе – напротив отводящего лотка 4, и проем 12, расположенный напротив желоба 5. В центральной пробке 2 выполнены радиальный канал 13, размещенный напротив отводящего лотка 4 и сопрягаемый своими входной и выходной частями с радиальными пазами 7 при их совмещении, тоннель 14, расположенный напротив проема 12, и гнездо 15, расположенное между осями приемного лотка 3 и радиального канала 13 с возможностью сопряжения своим входом с радиальным пазом 7 кольца 6 при их совмещении в верхней части корпуса 1, а своим выходом – с тоннелем 14.

вращения кольца 6, а торцом с фаской – к периферии упомянутого кольца, и устойчивое состояние правильно ориентированной детали 18, за которую принята деталь, обращённая своим торцом с фаской к оси вращения кольца 6, а сферическим торцом – к периферии этого кольца.

Устройство для вторичной ориентации работает следующим образом.

Деталь 16 из приёмного лотка 3, в котором она размещена после первичной ориентации, под действием собственного веса через окно 10 корпуса 1 смещается в радиальный паз 7. При этом деталь 16 в упомянутом пазу может занимать одно из двух положений: правильно ориентированное (положение правильно ориентированной детали 18) и неправильно ориентированное (положение неправильно ориентированной детали 17).

Независимо от занимаемого положения деталь 16 транспортируется в радиальном пазу 7 кольцом 6, вращающимся от привода 9, и отклоняется при транспортировании от вертикального положения на угол α за счёт наклонно установленного корпуса 1.

При совмещении радиального паза 7 с входной частью гнезда 15 неправильно ориентированная деталь 17, находящаяся в неустойчивом состоянии, переориентируется в требуемое положение (торец с фаской обращён к оси вращения кольца 6) путём опрокидывания в упомянутое гнездо, попадает в тоннель 14 и через проём 12 смещается в желоб 5, а правильно ориентированная деталь 18, находящаяся в устойчивом состоянии, транспортируется дальше и при совмещении радиального паза 7 с радиальным каналом 13 смещается в отводящий лоток 4.

Таким образом, в отводящий лоток 4 и желоб 5 попадают детали в правильно ориентированном положении.

Устройство может быть использовано на машиностроительных предприятиях для ориентации деталей в виде стержней, у которых один из торцов выполнен сферическим или коническим, а другой содержит фаску, а также в виде ступенчатых стержней с большим перепадом ступеней, при автоматизации операций механической обработки, наплавки, сборки, измерения.

Библиографический список

1. Малов А.Н. Загрузочные устройства для металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1965.
2. Пат. № 2169655. Способ вторичной ориентации стержней. Оpubл. 2001. Б.И. № 18.
3. Пат. № 2176584. Устройство для вторичной ориентации стержней. Оpubл. 2001. Б.И. № 34.

УДК 621.94

Э.В. Ключко
Тверской государственный технический университет

СПОСОБ ТОЧЕНИЯ ТРЕХГРАННЫХ ПРОФИЛЕЙ НА ИЗДЕЛИЯХ

В конструкции транспортных и технологических машин растет применение профильных соединений взамен шлицевых. Профильные соединения представляют собой сопряжение вала и втулки в виде трехгранника в поперечном сечении. Эти соединения по сравнению с шлицевыми более прочные, лучше центрируются и менее трудоемки в изготовлении. Существуют разные способы обработки трехгранных профилей. В данной работе рассматривается один из наиболее простых способов точения (рис. 1). Заготовка 1 крепится в шпинделе и имеет вращение B . Инструмент 2 в виде круглого чашечного резца вращается ($B_{и}$) вокруг оси, составляющей с осью заготовки угол $\psi = 90 \pm \lambda$ (λ – угол наклона режущей кромки резца к оси заготовки) и перемещается ($\Pi_{и}$) вдоль оси заготовки с подачей s . Круглая кромка резца эксцентрична по отношению к оси его вращения. Эксцентриситет $e = 1,5 \dots 3,5$ мм в зависимости от диаметра D трехгранного профиля. Расстояние a между осями заготовки и инструмента постоянное. Вращения B и $B_{и}$ равномерные и кинематически связанные: $\varphi_{и} = 3 \cdot \varphi$, где φ и $\varphi_{и}$ – углы поворота заготовки и инструмента.

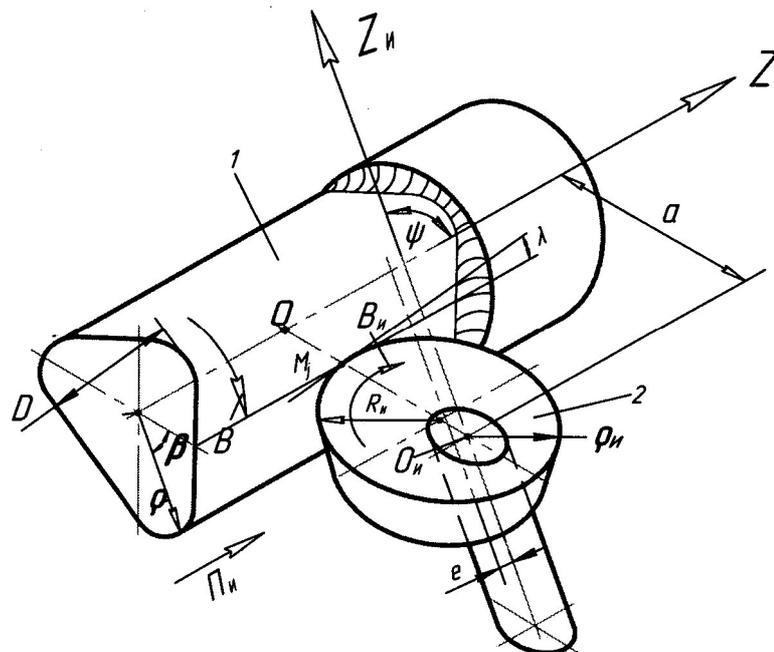


Рис. 1. Схема точения трехгранника круглым чашечным резцом

Так как заданным является профиль инструмента, то определению подлежит трехгранный профиль вала, а по нему – профиль отверстия в сопряженной с ней детали. Уравнение профиля резца в полярных координатах ρ_u , β_u имеет вид $\rho_u = \sqrt{R_u^2 - e^2 \cdot \sin^2 \beta_u} - e \cos \beta_u$, где R_u – радиус режущей кромки резца.

В расчетной схеме (рис. 2) приняты следующие системы координат: XYZ – неподвижная система, связанная с заготовкой (ось OZ совпадает с осью вращения заготовки); $X_u Y_u Z_u$ – неподвижная система, связанная с инструментом (ось $O_u Z_u$ совпадает с осью вращения инструмента); xuz и $x_u y_u z_u$ – соответственно подвижные системы координат заготовки и инструмента.

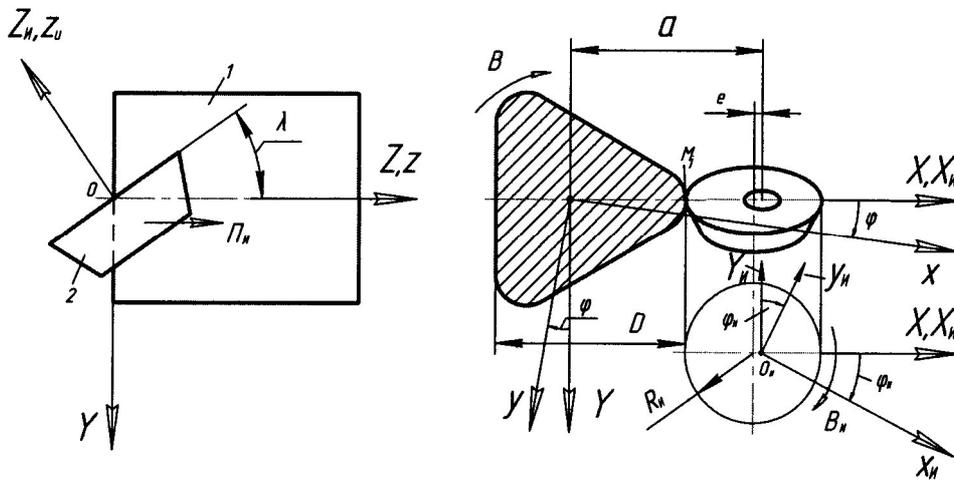


Рис.2. Схема расположения систем координат при формообразовании

Координаты трехгранного профиля определим матричным преобразованием координат; при этом $\mathbf{r} = \mathbf{M}_1 \mathbf{M}_2 \mathbf{M}_3 \mathbf{r}_u$. Здесь $\mathbf{r}(x, y, z)$, $\mathbf{r}_u(x_u, y_u, z_u)$ – радиусы-векторы изделия и инструмента; $\mathbf{M}_1, \mathbf{M}_2, \mathbf{M}_3$ – матрицы преобразования координат соответственно от $x_u y_u z_u$ к $X_u Y_u Z_u$, от $X_u Y_u Z_u$ к XYZ и от XYZ к xuz

$$\mathbf{M}_1 = \begin{pmatrix} \cos \varphi_u & \sin \varphi_u & 0 & 0 \\ -\sin \varphi_u & \cos \varphi_u & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \mathbf{M}_2 = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & a \\ 0 & -\sin \lambda & -\cos \lambda & 0 \\ 0 & \cos \lambda & -\sin \lambda & s \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \mathbf{M}_3 = \begin{pmatrix} \cos \varphi & \sin \varphi & 0 & 0 \\ -\sin \varphi & \cos \varphi & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Перемножая матрицы и проводя преобразования, определяем координаты x, y, z :

$$\begin{cases} x = \rho_u \cdot \{ \cos(\beta_u - \varphi_u) \cdot \cos \varphi - \sin(\beta_u - \varphi_u) \cdot \sin \varphi \cdot \sin \lambda \} + a \cdot \cos \varphi \\ y = -\rho_u \cdot \{ \cos(\beta_u - \varphi_u) \cdot \sin \varphi + \sin(\beta_u - \varphi_u) \cdot \cos \varphi \cdot \sin \lambda \} - a \cdot \sin \varphi \\ z = \rho_u \cdot \sin(\beta_u - \varphi_u) \cdot \cos \lambda + s \end{cases}$$

Полученная система уравнений дает связь координат вращающегося изделия с координатами вращающегося чашечного резца в функции от четырех параметров: $s, \varphi, \varphi_u, \beta_u$; для описания поверхности достаточно двух из них. Один параметр исключает связь $\varphi_u = 3 \cdot \varphi$, второй – связь огибания, которая сопровождает рассматриваемый процесс формообразования. Уравнение касания, соответствующее связи огибания, имеет вид: $\sin(\beta_u - 3\varphi) = 0$. Оно означает, что все профилирующие точки M_j лежат на межосевом перпендикуляре OO_u (рис.1). Подставляя уравнения связей в вышеприведенную систему уравнений, получим уравнение трехгранного профиля вала:

а) в декартовых координатах

$$\begin{cases} x = (a - \rho_0) \cos \varphi, \\ y = -(a - \rho_0) \sin \varphi. \end{cases}$$

б) в полярных координатах

$$\begin{cases} \rho = a - \rho_0, \\ \beta = -\varphi. \end{cases}$$

Здесь $\rho_0 = \sqrt{R_u^2 - e^2 \cdot \sin^2 \varphi} + e \cdot \cos \varphi$.

УДК 621.91

Э.В. Ключко

Тверской государственной технической университет

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОВЕРХНОСТИ ИЗДЕЛИЯ ПО ЗАДАННОМУ ПРОФИЛЮ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Наряду с профилированием металлорежущего инструмента для обработки изделий с заданной поверхностью по известной схеме формообразования представляет интерес и обратная задача. В данной работе дано явное и общее решение для определения поверхности изделия при известной схеме формообразования и заданном профиле инструмента. В качестве схемы формообразования принят вариант обработки вращающегося изделия ($\varphi \neq 0$) вращающимся инструментом ($\varphi_u \neq 0$) с произвольным углом γ перекрещивания их осей вращения. Также в целях общности профиль режущих кромок инструмента считаем заданным произвольными координатами в параметрической форме:

$$x_u = f_1(v, w); \quad y_u = f_2(v, w); \quad z_u = f_3(v, w), \quad (1)$$

где v, w – параметры (криволинейные координаты) режущих кромок на инструментальной (производящей) поверхности или параметры самой инструментальной поверхности. На рисунке показаны подвижные оси координат $x_u y_u z_u$ изделия и $x_u y_u z_u$ инструмента. Вращения вокруг осей Oz и $O_u z_u$ с уг-

ловыми скоростями ω , ω_u направлены против часовой стрелки (изделие) и по часовой стрелке (инструмент), если смотреть с положительного направления осей Oz и $O_u z_u$. Передаточное отношение вращений $i = \omega_u / \omega = \varphi_u / \varphi$, вращения – равномерные.

Для отсчета координат используем неподвижные системы координат: $X_o Y_o Z_o$, в которой ось OZ_o совпадает с осью Oz , и $X_{ou} Y_{ou} Z_{ou}$, в которой ось $O_u Z_{ou}$ совпадает с осью $O_u z_u$. Если координаты x_u, y_u, z_u инструмента, в соответствии с (1), заданы, то соответствующие координаты x, y, z поверхности изделия можно определить путем преобразования координат [1] согласно матричному уравнению:

$$\vec{r} = M_3 \cdot (M_2 \cdot M_1) \cdot \vec{r}_u,$$

где \vec{r}, \vec{r}_u – столбцевые матрицы координат x, y, z и x_u, y_u, z_u ; M_1, M_2, M_3 – квадратные матрицы преобразования координат: M_1 – матрица поворота инструмента на угол φ_u вокруг оси $O_u z_u$, определяющая переход от системы $x_u y_u z_u$ к неподвижной системе $X_{ou} Y_{ou} Z_{ou}$; M_2 – матрица винтового сдвига (смещение на межосевое расстояние A и поворот на угол γ вдоль и вокруг оси Y_{ou}), определяющая переход от системы $X_{ou} Y_{ou} Z_{ou}$ к неподвижной системе $X_o Y_o Z_o$; M_3 – матрица поворота изделия на угол φ вокруг оси Oz , определяющая переход от неподвижной системы $X_o Y_o Z_o$ к вращающейся системе координат изделия $x y z$:

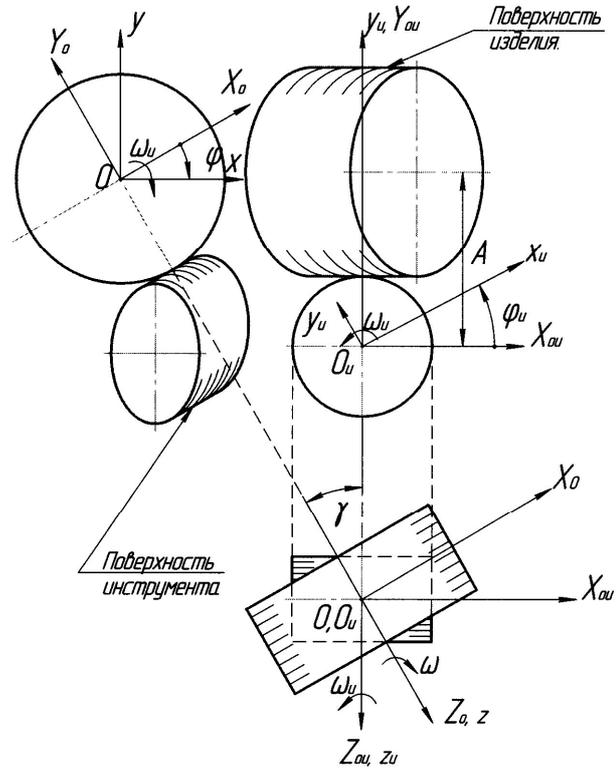


Схема расположения систем координат при формообразовании

$$M_1 = \begin{vmatrix} \cos \varphi_u & -\sin \varphi_u & 0 & 0 \\ \sin \varphi_u & \cos \varphi_u & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}; \quad M_2 = \begin{vmatrix} \cos \gamma & 0 & -\sin \gamma & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -A \\ \sin \gamma & 0 & \cos \gamma & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}$$

$$M_3 = \begin{vmatrix} \cos \varphi & -\sin \varphi & 0 & 0 \\ \sin \varphi & \cos \varphi & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}$$

Умножая матрицы M_1, M_2, M_3 по указанному выше правилу, получим

$$\begin{cases} x = x_u (\cos \varphi \cdot \cos \varphi_u \cdot \cos \gamma - \sin \varphi \cdot \sin \varphi_u) - y_u (\cos \varphi \cdot \sin \varphi_u \cdot \cos \gamma + \\ \quad + \sin \varphi \cdot \cos \varphi_u) - z_u \cdot \cos \varphi \cdot \sin \gamma + A \cdot \sin \varphi, \\ y = x_u (\sin \varphi \cdot \cos \varphi_u \cdot \cos \gamma + \cos \varphi \cdot \sin \varphi_u) - y_u (\sin \varphi \cdot \sin \varphi_u \cdot \cos \gamma - \\ \quad - \cos \varphi \cdot \cos \varphi_u) - z_u \cdot \sin \varphi \cdot \sin \gamma - A \cdot \cos \varphi, \\ z = x_u \cdot \cos \varphi_u \cdot \sin \gamma - y_u \cdot \sin \varphi_u \cdot \sin \gamma + z_u \cdot \cos \gamma, \quad \varphi_u = i \cdot \varphi. \end{cases} \quad (2)$$

Обратное преобразование (переход от xyz к $x_u y_u z_u$) дает:

$$\begin{cases} x_u = x (\cos \varphi_u \cdot \cos \varphi \cdot \cos \gamma - \sin \varphi \cdot \sin \varphi_u) + y (\cos \varphi_u \cdot \sin \varphi \cdot \cos \gamma + \\ \quad + \sin \varphi_u \cdot \cos \varphi) + z \cos \varphi_u \cdot \sin \gamma + A \sin \varphi_u, \\ y_u = -x (\sin \varphi_u \cdot \cos \varphi \cdot \cos \gamma + \cos \varphi_u \cdot \sin \varphi) + y (\cos \varphi_u \cdot \cos \varphi - \sin \varphi_u \times \\ \quad \times \sin \varphi \cdot \cos \gamma) - z \cdot \sin \varphi_u \cdot \sin \gamma + A \cos \varphi_u, \\ z_u = -x \cos \varphi \cdot \sin \gamma - y \sin \varphi \cdot \sin \gamma + z \cos \gamma, \quad \varphi_u = i \cdot \varphi. \end{cases} \quad (3)$$

Основным условием формообразования, как известно, является требование [2]: в каждой сопряженной точке M_j формообразующего контакта между инструментом и изделием вектор относительной скорости должен быть перпендикулярен к общей нормали \vec{N}_j сопряженных поверхностей или, что то же, в каждой точке M_j должна существовать общая касательная плоскость Q_j , в которой расположены исходящие из точки M_j касательные векторы линейных скоростей всех формообразующих движений и два координатных вектора, касательных к инструментальной поверхности. Указанное требование характеризует так называемое условие касания при взаимном огибании сопрягаемых при формообразовании поверхностей инструмента и изделия. Аналитически условие касания может быть выражено в виде равенства нулю определителя D , например по элементам третьей строки:

$$D = \begin{vmatrix} \dot{x}_{uv} & \dot{y}_{uv} & \dot{z}_{uv} \\ \dot{x}_{uw} & \dot{y}_{uw} & \dot{z}_{uw} \\ \dot{x}_{u\varphi} & \dot{y}_{u\varphi} & \dot{z}_{u\varphi} \end{vmatrix} = n_x \cdot \dot{x}_{u\varphi} - n_y \cdot \dot{y}_{u\varphi} + n_z \cdot \dot{z}_{u\varphi} = 0. \quad (4)$$

Здесь аналогами указанных выше касательных векторов являются компоненты определителя в виде частных производных от координат $\dot{x}_u, \dot{y}_u, \dot{z}_u$ по v, w в уравнении (1) и по φ_u от координат $\dot{x}_u, \dot{y}_u, \dot{z}_u$ в уравнении (3); n_x, n_y, n_z - проекции нормали \vec{N}_j в точке M_j исходной инструментальной поверхности (1) на оси координат $x_u y_u z_u$;

$$n_x = (\dot{y}_{uv} \cdot \dot{z}_{uw} - \dot{z}_{uv} \cdot \dot{y}_{uw}), \quad n_y = (\dot{x}_{uv} \cdot \dot{z}_{uw} - \dot{z}_{uv} \cdot \dot{x}_{uw}), \quad n_z = (\dot{x}_{uv} \cdot \dot{y}_{uw} - \dot{y}_{uv} \cdot \dot{x}_{uw}).$$

Дифференцируя (3) по φ_u и подставляя x, y, z из системы (2), после упрощения получим компоненты третьей строки определителя D :

$$\begin{cases} \dot{x}_{u\varphi} = y_u(1 + i \cdot \cos \gamma) + z_u \cdot i \cdot \sin \varphi_u \cdot \sin \gamma - A \cdot i \cdot \cos \varphi_u \cdot \cos \gamma \\ \dot{y}_{u\varphi} = -x_u(1 + i \cdot \cos \gamma) + z_u \cdot i \cdot \cos \varphi_u \cdot \sin \gamma + A \cdot i \cdot \sin \varphi_u \cdot \cos \gamma \\ \dot{z}_{u\varphi} = i \cdot \sin \gamma (A - x_u \cdot \sin \varphi_u - y_u \cdot \cos \varphi_u) \end{cases} \quad (5)$$

Подставляя $\dot{x}_{u\varphi}, \dot{y}_{u\varphi}, \dot{z}_{u\varphi}$ из (5) в уравнение касания (4) и решая относительно φ_u , получим явное выражение углового положения φ_u инструмента в момент формообразующего контакта в виде:

$$\varphi_u = 2 \operatorname{arctg} \left[\frac{1 \pm \sqrt{1 + k_1^2 - k_2^2}}{k_1 + k_2} \right] = f_4(v, w), \quad (6)$$

где

$$k_1 = \frac{z_u - y_u \cdot \operatorname{tg} \beta - A \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{ctg} \gamma}{A \cdot \operatorname{ctg} \gamma + z_u \cdot \operatorname{tg} \alpha - x_u \cdot \operatorname{tg} \beta}; \quad k_2 = \frac{x_u - y_u \cdot \operatorname{tg} \alpha - A \cdot \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \delta}{R_u + \operatorname{tg} \delta (z_u \cdot \operatorname{tg} \alpha - x_u \cdot \operatorname{tg} \beta)};$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{n_x}{n_y}; \quad \operatorname{tg} \beta = \frac{n_z}{n_y}; \quad R_u = \frac{A \cdot i \cdot \cos \gamma}{1 + i \cdot \cos \gamma}; \quad \operatorname{tg} \delta = \frac{i \cdot \sin \gamma}{1 + i \cdot \cos \gamma}.$$

Таким образом, система уравнений (2) и (6) определяют явную параметрическую форму поверхности изделия в функции от двух параметров (v, w) . Задавая по формуле (1) параметры (v, w) и координаты x_{uj}, y_{uj}, z_{uj} т. M_j режущей кромки инструмента, сначала определяют по (6) его угловое положение φ_{uj} в момент формообразующего контакта с изделием, а затем, подставляя φ_{uj} в уравнение (2), вычисляют соответствующие координаты x_j, y_j, z_j образуемой поверхности изделия.

Библиографический список

1. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1986. 335 с.
2. Ключко Э.В. Основы кинематики формообразования на металлорежущих станках. СТИН, 1997. №11. С. 12-15.

УДК 621.891:531.43

Г.И. Рогозин, Ф.Х. Арсланов
Тверской государственной технической университет

О СВОЙСТВАХ УПРОЧНЯЮЩИХСЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Твердое состояние вещества обусловлено взаимодействием между частицами структуры, какими являются атомы, ионы, молекулы, сблизившиеся на малые расстояния. Устойчивое состояние возникает в том случае, если сумма сил притяжения, стремящихся сблизить частицы, уравновешивается силами отталкивания.

Твердость, прочность, упрочнение, износостойкость - наиболее характерные механические свойства твердых тел, благодаря чему они и получили широчайшее применение в качестве конструкционных материалов.

В отличие от идеализированных представлений металлы деталей конструкций при возрастании нагрузки меняют свое напряженно-деформированное состояние (НДС), последовательно проходя упругую, переходную и упругопластическую с упрочнением фазы. Этот факт многократно исследован и представлен диаграммой растяжения любого металла.

Металлы, применяющиеся в деталях конструкций, только в некоторых случаях можно отнести по виду деформирования к известным схемам идеализированных сплошных сред. Между атомами реальных тел, находящихся в узлах кристаллической решетки, действуют упругие силы. При сжатии в условиях малых нагрузок эти силы обусловлены кулоновским отталкиванием положительно заряженных ядер и перекрытием энергетических электронных оболочек. Принцип Паули не разрешает внедрения в заполненные электронами оболочки новых электронов от соседних атомов, в результате чего происходит отталкивание атомов [1, 2].

В отличие от сил отталкивания, имеющих одинаковую природу для всех твердых тел, силы притяжения имеют разное происхождение и соответствуют четырем основным видам связи (Ван-дер-Ваальса): ионной, ковалентной, металлической и водородной). Как правило, нельзя отнести эти силы к какому-то одному типу, их следует рассматривать как комбинацию двух или более видов.

Металлы изначально упруги, так как между атомами и ионами решетки действуют только силы упругого взаимодействия при сжатии, растяжении и других более сложных видах деформации [1, 2, 3-6].

В настоящей работе рассматривается внедрение упругого штампа в способное упрочняться полупространство. В этом случае пластические свойства металлов возникают постепенно в процессе нагружения, по мере заполнения ограниченного пространства под штампом различного вида дефектами, решающая роль в которых принадлежит дислокациям. С размножением дефектов большая часть нагрузки сдерживается пластической об-

ластью, меньшая приходится на кристаллическую решетку. Таким образом, происходит перераспределение нагрузок, приводящее к изменению НДС среды.

Конечным результатом смены НДС возможно достижение НДС, трактуемого как пластическое.

Пластическое НДС является конечной фазой для любой среды: как упрочняющейся, так и неупрочняющейся. В конструкционных материалах пластические деформации не могут существовать без упругих, отождествляемых с наличием кристаллической решетки у металлов. С этим фактором связано постепенное изменение фаз НДС.

По мере приближения к состоянию пластичности упругие деформации также возрастают вследствие деформации и сопротивления кристаллической решетки, но значительно медленнее, чем пластические. В результате их роль в этой стадии становится малозаметной, поэтому реальные среды отличаются от идеализированных представлений упругих и пластических сред, на основе которых разработаны методы их расчета.

В реальных условиях конструкционных металлов пластическое НДС не всегда может быть достигнуто, особенно в металлах со значительным модулем упругости и высоким значением предела текучести или твердости. У таких материалов происходит неожиданное образование шейки при растяжении цилиндрического образца еще до достижения стадии пластичности.

Следует говорить не о достижении пластического состояния, а о достижении некоторой степени пластичности, что в реальных металлах допускает наличие упругих сил.

Та или иная степень пластичности, с нашей точки зрения, достигается вследствие:

1) значительного количества самых разнородных дефектов в металлах, возникающих в процессе их изготовления (чужеродные атомы или отсутствие атомов в узлах решетки, атомы примеси, дислокации, зерна и границы между ними, микротрещины и пр.);

2) внешней нагрузки, инициирующей после преодоления предела упругости процесс размножения несовершенств решетки, в основном дислокаций, в результате чего возникает сопротивление движению, из-за взаимодействия их упругих полей, торможение о границы зерен и т.д., т.е. то, что называется процессом деформационного упрочнения. Возрастание концентрации дефектов решетки под действием внешней нагрузки и упругих сил, ей противодействующих, вызывает эффект повышения степени пластичности, выражающийся в возрастании необратимости деформаций.

С постепенным ростом нагрузки металл, как показывают опыты на растяжение и сжатие, последовательно проходит три фазы напряженно деформированного состояния: упругую, переходную от упругой к упрочняющейся (так называемый участок Людерса-Чернова-Хартмана) и фазу

упругопластического упрочнения, предшествующую пластической фазе, которая во многих случаях недостижима [3, 5].

Пластичность в реальных металлах часто недостижима. Еще при подходе к состоянию пластичности материал может разрушиться. Поэтому понятие упрочняющейся упругопластичности приобретает более широкий смысл, чем пластичность. Точнее НДС, понимаемое как пластическое, следует трактовать как степень пластичности, близкую к единице, где упругим деформациям отводится весьма незначительная роль. Для применения теории пластичности к реальным металлам приходится пользоваться эмпирическими приближениями, то есть аппроксимировать упрочнение какой-либо функцией (линейной, степенной и пр.) и искусственно вводить константы упругости, такие, как модули упругости и сдвига, беря их без достаточных оснований из теории упругости.

Как правило, в таких теориях коэффициент Пуассона считается константой, в то время как константой его можно считать только для упругой и пластической фаз, а на участке упрочнения он не остается постоянным и изменяется по мере изменения напряженно-деформированного состояния в процессе приближения его к фазе пластичности.

Для большинства металлов пластичность как при растяжении, так и при сжатии не может быть достигнута. Как показывают исследования, при одноосном растяжении возникновение шейки и последующее за этим разрушение металла может сопровождаться пластической деформацией только для металлов с весьма небольшими значениями предела текучести. В этом случае и деформация до разрушения может быть достаточно большой. Чем больше предел текучести, тем меньше различие между ним и пределом прочности, и разрушение уже нельзя трактовать как пластическое. Оно скорее напоминает разрушение хрупких материалов [5, 6].

Математические теории, созданные на основе механики сплошной среды, существенно влияют на развитие формально-механистического подхода к описанию процесса упрочнения, требуют весьма сложного математического аппарата для описания процесса деформирования, несмотря на то, что рассматривают этот процесс на каком-то участке, применяя аппроксимации и не учитывая наследственность деформаций.

В формальных теориях математическое рассмотрение процесса не увязывается с физическим механизмом изменения механических свойств и становления пластичности в упрочняющихся упругопластических средах.

В механике твердого тела, использующей феноменологические представления об идеализированной пластической среде, критерием наступления состояния пластичности является достижение предела текучести, за ним следует участок Людерса-Чернова-Хартмана, на котором условное напряжение остается постоянным [1, 6].

Такой подход вполне оправдан с позиций представления о твердом теле как об идеализированной пластической среде, но не учитывает особенности строения реальных тел, обладающих кристаллической решеткой

и множеством дефектов разного вида, число которых с ростом нагрузки только возрастает, что и приводит к изменению механических свойств тела, в частности, возрастанию сопротивления действию внешней силы в процессе нагружения.

На практике некоторые материалы обладают небольшим по протяженности участком текучести, у других он достаточно велик, но всегда за ним следует фаза упрочнения, пренебрежение которой в практических задачах нежелательно, так как ведет к излишнему расходу материала при изготовлении конкретных изделий.

Для многих материалов (особенно сталей) фаза упрочнения является конечной, причем протяженность ее тем меньше, чем больше твердость исследуемой среды, и, наоборот, с уменьшением твердости фаза упрочнения имеет большую протяженность и стремится перейти в фазу локальной пластичности.

Тщательно исследованные на основе идеализированных представлений упругое и пластическое НДС в конструкционных материалах являются граничными, между которыми и происходит изменение НДС среды, причем иногда следует говорить о стремлении к пластическому НДС, которое для некоторых сред и условий деформирования недостижимо.

Библиографический список

1. Уайет О., Дью-Хьюз Д. Металлы. Керамика. Полимеры. М.: Атомиздат, 1979. 578 с.
2. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 525 с.; 1979. 578 с.
3. Ланков А.А. Осесимметричная задача упругопластичности // Трение и износ. 1995. Т. 13. № 5. С. 777-786.
4. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. М.: Наука, 1979. 744 с.
5. Справочник по триботехнике. М.: Машиностроение. Т. 1.
6. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. М.: Мир, 1989.

УДК 621.891:531.43

Г.И. Рогозин, Ф.Х. Арсланов, В.Г. Прохоров
Тверской государственный технический университет

РАСЧЕТ СБЛИЖЕНИЯ В СТЫКЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ, СОБРАННЫХ С НАТЯГОМ

В основу расчета положим сферическую модель выступов шероховатости. Введем следующие ограничения: плотность распределения выступов достаточно велика, а их вершины равномерно распределены по цилиндрической поверхности; возникающее при сборке радиальное давление в зоне контакта сопрягаемых поверхностей рассматривается как равномерно

распределенная осесимметричная нагрузка; общая деформация сопрягаемых деталей принимается упругой, следовательно, подчиняется решению Ляме; деформация микровыступов сопрягаемых поверхностей является упругопластической; взаимное влияние выступов незначительно; волнистость и погрешность формы отсутствуют.

Рассмотрим случай, когда соединение состоит из полого вала и втулки (рис. 1). Разность между наружным диаметром вала и внутренним диаметром втулки до сборки определяет расчетный натяг Δ . В процессе сборки деталей произойдет растяжение втулки на величину Δ_a и одновременно сжатие втулки на величину Δ_b , причем

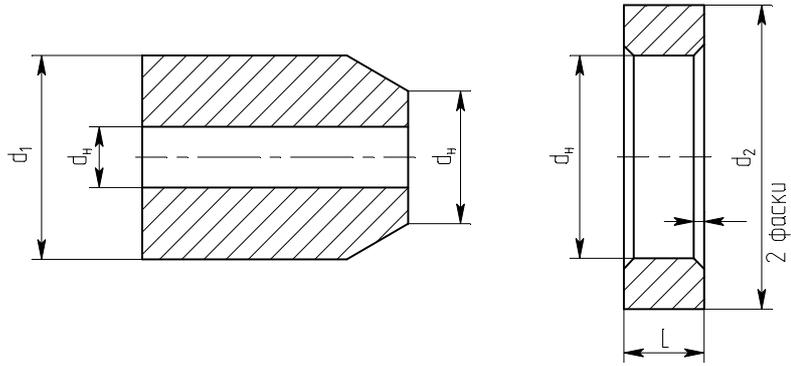


Рис. 1. Образцы для запрессовки

$$\Delta = \Delta_a + \Delta_b. \quad (1)$$

Из определения напряжений и перемещений в толстостенных полых цилиндрах (задача Ляме) известны зависимости [1]

$$\Delta_a = q \cdot d \cdot \frac{C_a}{E_a}, \quad \Delta_b = q \cdot d \cdot \frac{C_b}{E_b}, \quad (2)$$

где q – среднее номинальное расчетное давление на поверхности сопряжения цилиндрических деталей, возникающее под влиянием натяга.

Выражение (1) справедливо в случае контактирования идеально гладких цилиндрических поверхностей. В действительности поверхности деталей всегда имеют шероховатость.

При сборке произойдет внедрение выступов более твердой поверхности в выступы менее твердой, вследствие этого первоначальный расчетный натяг уменьшится на величину полного сближения a . Следовательно, в рассматриваемом случае вместо формулы (1) имеем

$$a = 0,5 \cdot [\Delta - (\Delta_a - \Delta_b)]. \quad (3)$$

Представим абсолютное сближение a в виде

$$a = K_{cn} \cdot \varepsilon \cdot R_{max}, \quad (4)$$

где K_{cn} – коэффициент, зависящий от способа получения соединений с натягом; при сборке под прессом $K_{cn} = 2^{1/\nu}$; при сборке тепловым способом (нагревом втулки или охлаждением вала) $K_{cn} = 1$.

После подстановки соотношений (2) и (4) в (3) получаем

$$\varepsilon = \frac{1}{2^{1/v} \cdot R_{\max}} \cdot \left[\Delta - \frac{b \cdot d \cdot P_{кр} \cdot \varepsilon^{v-1} \cdot \kappa_P}{2 \cdot \pi \cdot r \cdot R_{\max}} \cdot \left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b} \right) \right]. \quad (5)$$

Значение ε при заданных параметрах соединения (первоначальный расчетный натяг Δ , размеры и материал соединенных деталей, параметры шероховатости сопрягаемых поверхностей) находится решением уравнения (5) методом последовательных приближений.

Несмотря на внешне простой вид уравнения (5), пользоваться им при расчетах весьма неудобно. Упрощенное решение получается на основе зависимостей, в которых основные характеристики контакта шероховатых поверхностей представлены в функции математического ожидания степени нагружения выступов $\bar{\kappa}$.

$$\kappa_h = \frac{2^{4v-6-\frac{1}{v}} \cdot [8 \cdot r \cdot \Delta - v \cdot d_{кр}^2 \cdot (\bar{\kappa}_h + \bar{\kappa}_h^{1/2})] \cdot \pi \cdot r^{v-1} \cdot R_{\max}^v}{b \cdot v \cdot P_{кр} \cdot d \cdot [v \cdot d_{кр}^2 \cdot (\bar{\kappa}_h + \bar{\kappa}_h^{1/2})]^{v-1} \cdot \left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b} \cdot \kappa_{сн} \right)}, \quad (6)$$

где κ_h – математическое ожидание степени нагружения выступов цилиндрической шероховатой поверхности. При выводе (6) учтено, что $\alpha = \varepsilon \cdot R_{\max}$.

Уравнение (6), так же как и уравнение (5), решается методом последовательных приближений. Несмотря на внешне сложный вид, пользоваться им при расчетах значительно проще, чем уравнением (5).

Сравнительная оценка значений ε , вычисленных по сложным и упрощенным формулам, приведена в таблице 1.

Таблица 1. Сравнительная оценка значений ε , вычисленных по сложным и упрощенным формулам

Первоначальный натяг Δ , мм	κ_h	ε	ε^*	$\frac{\varepsilon}{\varepsilon^*}$
0,02	35	0,095	0,094	1,01
0,04	47,4	0,126	0,125	1,01
0,06	56,3	0,149	0,149	1,00
0,08	63,5	0,166	0,166	1,00

Расчет выполнен для соединений с натягом, полученных тепловой сборкой. Параметры соединения приняты следующие: размеры вала и втулки $d_1 = 14$ мм; $d_2 = 80$ мм; $d_h = 40$ мм; механические характеристики материала вала и втулки $H_B = 250 \cdot 10^7$ Н; $H_a = 154 \cdot 10^7$ Па; $E_B = 2,06 \cdot 10^{11}$ Па; $\mu_s = \mu_a = 0,3$; комплексные параметры шероховатости $b = 10$, $v = 2,6$; $R_{\max} = 0,017$ мм, $r = 0,027$ мм.

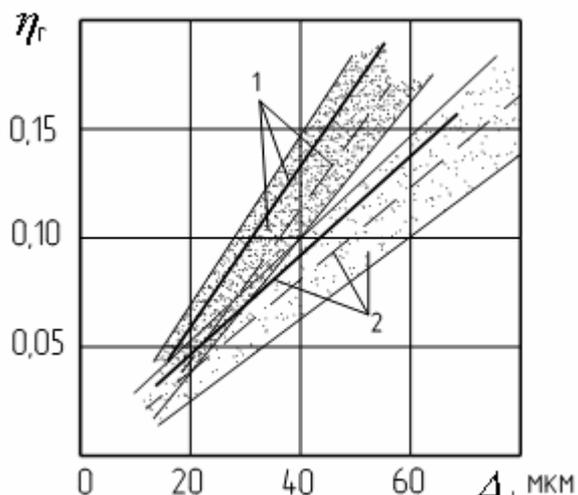


Рис. 2. Зависимость относительной фактической площади контакта от величины натяга:
сплошная линия – расчет по (6);
пунктирная линия и заштрихованные зоны -
расчет и эксперимент по [2]

ки), фактическая площадь контакта определялась методом тонкой угольной пленки.

Результаты, приведенные в таблице 2, подтверждают преимущество полученного решения для проведения инженерных расчетов.

Таблица 2. Механические характеристики материала деталей

Деталь	Материал	Способ обработки сопряженных	$HD \cdot 10^{-7}$, Па	$E \cdot 10^{-11}$, Па	μ
Вал	Латунь Л63	Полирование	92	0,98	0,33
Втулка	Сталь 45	Растачивание	300	2,06	0,30

Библиографический список

1. Ишлинский А.Ю. Осесимметричная задача теории пластичности и проба Бригелля // Прикл. матем. и механика. 1944. Т. 8. С. 201-224.
2. Матлин М.М. Исследование трения в соединениях с натягом: Автореф. дис. ...канд. техн. наук. Калинин, 1981.
3. Дрозд М.С., Матлин М.М., Сидякин Ю.И. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации. М.: Машиностроение, 1986. С. 220.

Значения \bar{k}_h и ε рассчитаны по формулам (6) и ε^* - по формуле (5).

Данные таблицы 1 свидетельствуют о том, что результаты расчета в обоих случаях одинаковы.

Расчетные значения фактической площади контакта, полученные с использованием формулы (6), сопоставлены с опытными данными М.С. Дрозда и М.М. Матлина [2, 3] (рис. 2).

Основные параметры соединения, принятые в [3], приведены в таблице 2. Сборка деталей осуществлялась тепловым способом (нагревом втулки).

УДК 669.14.018.29:621.923.5

Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, И.С. Иванькин, В.А.Амурский
Тульский государственный университет

АНАЛИЗ СТАТИЧЕСКОЙ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ НИКОТРИРОВАННОЙ СТАЛИ 30ХГСА

Переход к новым технологическим процессам, обеспечивающим получение на поверхностях трения покрытий с заданными свойствами, позволяет найти массовое применение таким методам создания износостойких и антифрикционных покрытий, как ионно-вакуумные, газотермические, газофазные и химико-термические. Исследования структуры покрытий и переходной зоны «основной металл – покрытие» показывают, что в приповерхностных объемах практически всегда имеются условия к появлению трещин. Это приводит к разрушению покрытия и соответственно быстрому разрушению детали. Особый интерес к проблеме разрушения вызывают случаи внезапного разрушения важных конструкций, на поверхности которых нанесены хрупкие износостойкие покрытия. Для оценки надежности материалов с покрытиями необходимо экспериментальное определение их склонности к зарождению трещин, а также определение способности материалов противостоять развитию трещины или разрушению.

В связи с этим задача определения трещиностойкости является в современном металловедении одной из наиболее важных и в то же время очень сложных. Решение ее существенно осложняется при использовании изделий с коррозионностойкими и износостойкими покрытиями.

В качестве исследуемых материалов использовали никотрированные термодиффузионные покрытия, нанесенные на сталь 30ХГСА [1].

Металлографические исследования выполняли на микроскопах «Neophot» и МИМ-8. Электронно-микроскопические исследования проводили на электронном микроскопе УЭМВ-100В.

Исследование микрорельефа образцов на износ и на разрыв проводили с помощью растрового электронного микроскопа РЭМ-100-75 при увеличении $\times 1000$. Образцы перед исследованием тщательно очищали в ультразвуковой камере, промывали в спирте и просушивали.

Фрактография поверхности излома позволила определить характер разрушения исследуемого покрытия. Микрорельеф поверхности излома образца при комнатной температуре имеет типичный вязкохрупкий излом – основными элементами поверхности излома являются ямки; фасетки скола и ручьевого узора не выявлены. Ямочный рельеф, обусловленный образованием микропустот, характеризуется следами сильной локальной деформации – складками, гребнями (рис. 1).

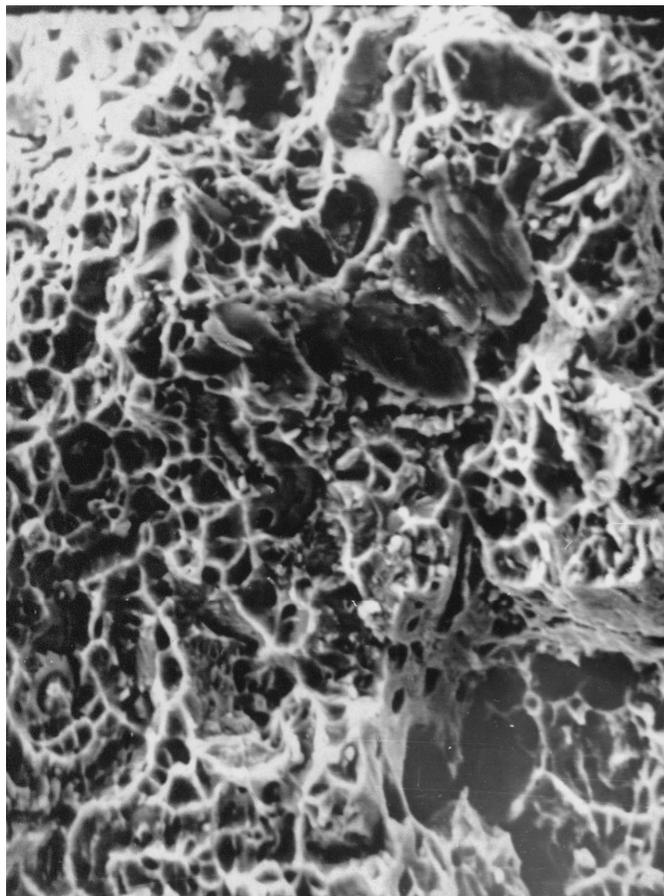


Рис. 1. Поверхность излома нитрированного покрытия, нанесенного на сталь 30ХГСА.

Структура исследуемых образцов, судя по фрактограммам, соответствует структуре, обладающей высокой твердостью и износостойкостью.

Определение микротвердости образцов проводили в соответствии с требованиями ГОСТ 9450-76 на приборе ПМТ-3.

Для анализа статической трещиностойкости был проведен высокоэнергетический процесс алмазного шлифования.

Исследования проводили в интервале режимов шлифования с последовательным, а также параллельным изменением одной или нескольких характеристик: скорости V , зернистости алмазных кругов z (125...160 мкм) при поперечной подаче $S_{\text{поп}} = 0,008$ мм/мин и

продольной подаче $S_{\text{пр}} = 2000$ мм/мин, силы тока в цепи управления i при шлифовании кругами на металлической связке.

Для анализа свойств поверхностного слоя, сформированного алмазным шлифованием, был применен метод микроиндентирования, который, с одной стороны, позволил определить основные механические характеристики - микротвердость, трещиностойкость, а с другой - дал возможность исследовать влияние обработки на состояние поверхностного слоя микронных глубин, выпадающих из рассмотрения при изучении с помощью электронной микроскопии и рентгеновской дифракции.

Возможность сопоставления механических свойств сверхтвердых материалов обусловлена наличием в них прочной ковалентной и ионно-ковалентной связи, определяющей высокий уровень их механических свойств, а также однотипный, преимущественно хрупкий и квазихрупкий, характер разрушения при механическом воздействии, обусловленный малой подвижностью дислокации и большими энергиями их активации.

Результаты эксперимента показали, что микротвердость исследуемого материала немонотонно изменяется по глубине поверхностного слоя ~ 10 мкм,

причем характер кривых аналогичен для материалов, исследованных в других работах [1] (рис. 2). Сложный вид полученной зависимости « $HV-h$ » объясняется параллельным действием целого ряда факторов. Наблюдаемая немонотонность связана прежде всего со структурным состоянием тонких поверхностных слоев образцов, подвергшихся абразивной обработке и возможным существованием в связи с этим градиента механических свойств по глубине, обусловленного как фазовыми и субструктурными изменениями, так и неоднородностью напряженного состояния.

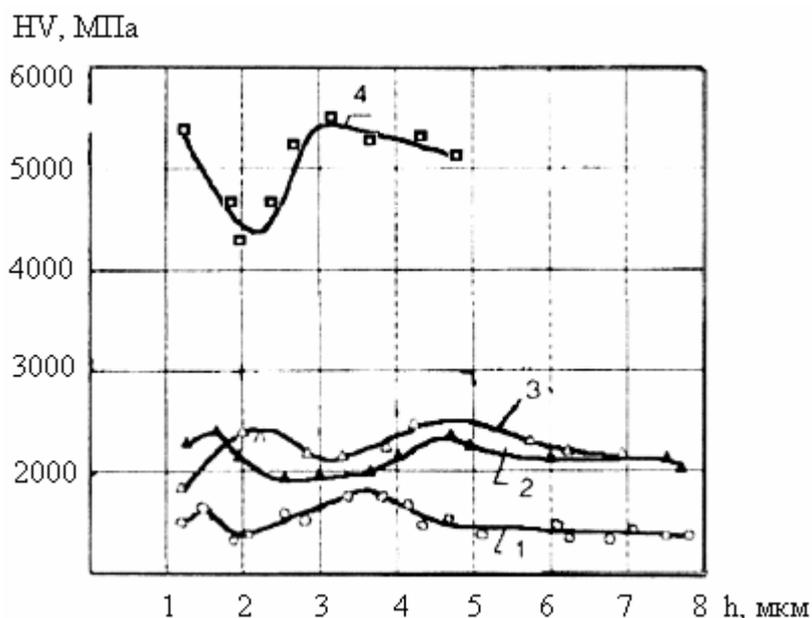


Рис. 2. Зависимость микротвердости HV от глубины внедрения индикатора в термодиффузионные покрытия: 1 – никотрированный слой $Fe_m(N,C)_n$; 2 – нитридосилицидное Si_3N_4 [1]; 3 – боридное Fe_mB_n [2]; 4 – композит 10Д [3]

При объяснении хода кривой $HV(h)$ следует также учитывать особенности микроразрушения данных высокопрочных тугоплавких материалов, заключающиеся в их повышенной хрупкости в результате отсутствия запаса микропластичности из-за низкой мобильности дислокации. В результате при сосредоточенном нагружении, то есть при наложении внешних напряжений, происходит частичная релаксация внутренних напряжений, созданных в результате как синтеза, так и шлифования, в виде микрорастрескивания. При этом качественным показателем склонности к охрупчиванию может служить степень снижения твердости при увеличении нагрузки.

С целью получения количественных характеристик процесса хрупкого разрушения по методу, основанному на зависимости вязкости разрушения от длины радиальных трещин, формирующихся вблизи углов отпечатка, находили один из критериев хрупкости - критический коэффициент интенсивности напряжений K_{Ic} , значения которого приведены в табл. 1.

Таблица 1. Значения микромеханических параметров, полученных при микроидентировании высокотвердых покрытий

Вид материала покрытия	Микро-твердость HV, МПа·10 ³	Трещиностойкость K _c , Па·м ^{1/2}	Нагрузка начала формирования микротрещин P _{кр} , Н	Индекс хрупкости HV/K _c ·10 ³ , м ^{1/2}	Глубина зоны интенсивного трещинообразования h _{тр} , мкм
Карбидонитридное Fe _m (N,C) _n	18,3	5,6	6,3	10,2	5,0
Нитро-силицидное Si ₃ N ₄	20,6	4,4	4,8	4,7	3,1
Боридное	21,6	4,0	2,0	5,4	3,3
Композит 10Д	27,5	3,3	4,0	8,3	6,2

Согласно теории Эванса, стойкость хрупкого материала против абразивного износа определяется не только твердостью. Она оказалась зависящей от обрабатываемости Q и обратно пропорциональной произведению $\sqrt[4]{K_c^3} \times \sqrt{HV}$. Проверка данного соотношения показала соответствие экспериментально полученных величин - обрабатываемости Q и $\sqrt[4]{K_c^3} \times \sqrt{HV}$ (рис. 3), что свидетельствует о возможности использования данного произведения для оценки обрабатываемости исследуемого круга материалов [1-3]. Полученные результаты позволяют говорить об одинаковом механизме разрушения данных материалов в процессе алмазного разрушения и микроидентирования, а также о необходимости учета обоих параметров – и микротвердости, и трещиностойкости – для характеристики интенсивности износа.

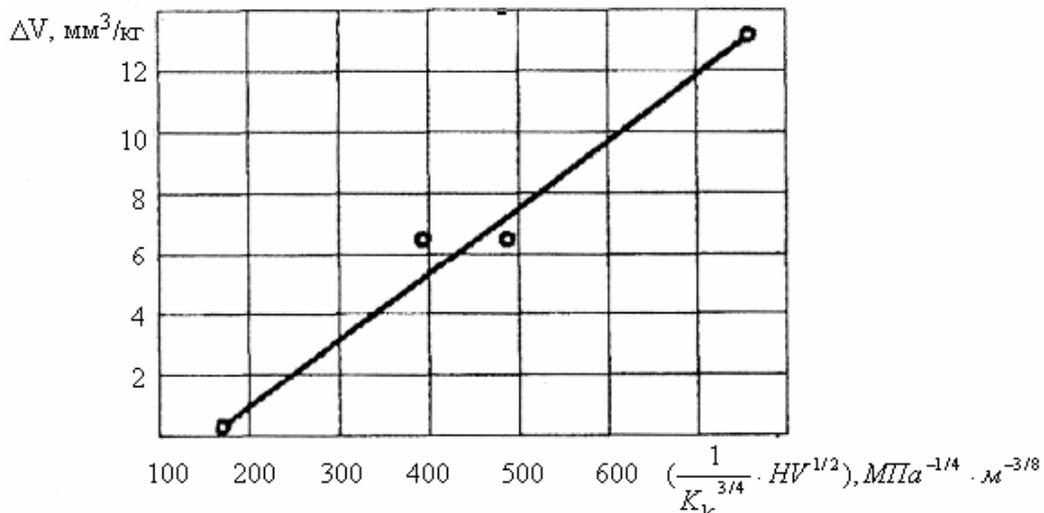


Рис. 3. Зависимость интенсивности объемного износа ΔV от микромеханических параметров карбонитридного слоя никотрированной стали 30ХГСА

Удельная плотность трещин в покрытиях, как количественная характеристика повреждаемости, изменяется в функции расстояния от кратера согласно формуле

$$\Lambda = \frac{\Lambda_0}{\beta - (1 - d^n)},$$

где n – степенной показатель, коррелирует с угловым коэффициентом K_c , отражающим знак макронапряжений в покрытиях и пропорциональным их уровню; β – коэффициент линейного расширения материала покрытия.

Данное выражение является универсальным и весьма важным с физических позиций, т.к. позволяет характеризовать процессы статической трещиновой повреждаемости в любой полярной от эпицентра разрушений координате.

Стойкость материалов к разрушению (и в том числе при трении) определяется их физическими константами и в известных моделях выражается уравнением Гриффитса через функцию «корень квадратный». Логично предполагать поэтому, что значение $n = 0,5$ соответствует нулевому уровню технологических микронапряжений. Диапазон изменения эмпирического коэффициента трещиностойкости n обоснован в пределах $\sim (0,30 \dots 0,65)$ и нормируется минимальными и максимальными уровнями параметров K_c и $\sigma_{ост}$ для исследуемых покрытий. Обеспечение этого условия возможно при соблюдении условий, определяемых выражением

$$n = 0,25 + \frac{1}{K_n} \cdot (1 + \lg K_c),$$

где коэффициент K_n определяется из экспериментов по трещиностойкости:

$$K_n = (0,20 / \Delta K_c), \quad (1)$$

где $\Delta K_c = K_c^{\max} - K_c^{\min}$.

Для конкретного по структуре покрытия параметр K_c можно, в зависимости от внутренних макронапряжений $\sigma_{ост}$, трансформировать в виде

$$K_c = 0,25 \pm K_a \cdot \sigma_{ост},$$

где знак плюс соответствует растягивающим напряжениям в покрытии, минус – сжимающим. Коэффициент перехода от уровня внутренних напряжений к параметру трещиностойкости K_a составляет для никотрированных покрытий на уровне $\sim (2 \cdot 10^{-4} \dots 3 \cdot 10^{-4})$ и, в зависимости от модуля упругости материалов, может быть рассчитан в соответствии с выражением (1)

$$K_a = 10^{-4} \cdot \frac{E_{\text{сл}}}{E_{\text{ст}}}.$$

Модуль упругости для стали 30ХГСА $E_{\text{ст}} = 21,5 \cdot 10^5$ МПа; для никотрированного слоя $E_{\text{сл}} = E = 21,4 \cdot 10^5$ МПа. В табл. 2 представлены экспериментальные и расчетные результаты $\sigma_{\text{ост}}$, K_c и n для никотрированных химико-термических покрытий. Значение константы n соответствует границе эпицентра разрушения. В то же время для более удаленных от кратера зон на поверхности его величина будет уменьшаться. Этот факт, естественно, имеет неопределяющее значение, так как эти периферийные зоны с позиций разрушения менее опасны, чем зоны около кратеров.

Таблица 2. Значения параметров K_c , $\sigma_{\text{ост}}$ и n для никотрированных покрытий

Модельные параметры	$\sigma_{\text{ост}}$, МПа	K_c	n
Макронапряжения растяжения	800	0,33	0,66
	700	0,32	0,65
	600	0,31	0,64
	500	0,30	0,63
	400	0,29	0,61
	300	0,28	0,60
	200	0,27	0,59
	100	0,26	0,58
Нулевая точка	0	0,25	0,56
Макронапряжения сжатия	100	0,24	0,55
	200	0,23	0,53
	300	0,22	0,52
	400	0,21	0,50
	500	0,20	0,49
	600	0,19	0,47
	700	0,18	0,45
	800	0,17	0,43

Как видно из табл. 3, угловой коэффициент K_c изменяется при удалении от кратера более чем на 600 мм, что на два порядка больше по сравнению со средним расстоянием между макродефектами в химико-термических покрытиях.

Табл. 3. Характер изменения параметров K_c и n при удалении от эпицентра разрушения $d_{тр}$ на поверхности никотрированного покрытия

	Расстояние от кратера d , мкм								
	0	100	200	250	350	450	500	600	700
Длина трещин, мм ⁻¹⁰	-	5,5	4,3	4,2	4,0	3,8	3,6	2,5	1,4
K_c	0,25	0,25	0,24	0,23	0,22	0,2	0,18	0,14	0,1
n	0,56	0,55	0,5	0,49	0,47	0,45	0,44	0,43	0,4
$\sigma_{ост}$, МПа	-	0	101	202	303	505	707	1110	1515

В результате исследований было установлено, что высокоэнергетический процесс алмазного шлифования вызывает нестабильность структуры и физико-механических свойств поверхностного слоя.

Максимальная длина и плотность трещин закономерно коррелируют с характеристиками гетерогенности покрытия, но весьма заметно зависят от напряженного состояния в материале. Плотность трещин максимальна у кратера, по мере удаления от него (фактор d) степень повреждаемости нелинейно снижается.

В общем случае суммарная плотность трещин Λ в месте повреждения покрытия нелинейно возрастает с увеличением энергии ударного импульса Q . Нелинейную взаимообусловленность этих параметров количественно оценивали некоторой характеристикой трещиностойкости K_c , определяемой по углу наклона линеаризованной функции “ Λ - Q ”.

Библиографический список

1. Власов В.М., Нечаев Л.М. Работоспособность высокопрочных термодиффузионных покрытий в узлах трения машин. Тула: Приокс.книжн.изд-во, 1994. 237 с.
2. Физико-механические и эксплуатационные свойства защитных покрытий / В.М. Власов, Н.Н. Сергеев, В.К. Зеленко и др. Тула: Изд-во ТГПУ, 1999. 212 с.
3. Нечаев Л.М., Фомичева Н.Б., Коченихин А.С. Использование термодиффузионных покрытий в антифрикционных технологиях // Изв.ТулГУ. Материаловедение, 2006. №6. С. 54-58.

УДК 621.941.213

Г.Б. Бурдо, Н.В. Испирян, В.Г. Бурдо
Тверской государственной технической университет

МОДЕЛЬ РАЗРАБОТКИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО УЧАСТКА НА ОСНОВЕ СТАНКОВ С ЧИСЛОВЫМ ПРОГРАММНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ

Известно, что эффективность работы предметно-замкнутых участков в условиях многономенклатурного производства во многом определяется степенью загрузки оборудования, оперативностью технологической подготовки и оптимальностью деталепотоков. Данная задача носит поэтому комплексный характер и связана зачастую с необходимостью принятия решения в режиме реального времени. Все это вносит определенную специфику в модель задачи, которая рассматривается на нескольких уровнях.

На первом из них строится модель технологического проектирования операций обработки на станках с ЧПУ. Учитывая необходимость далее оптимизировать загрузку оборудования, технологические маршруты обработки M_i должны строиться в нескольких вариантах последовательностей операции ОП_{*j*}, то есть

$$\exists \sum_{i=1}^k M_i [M_i = \langle ОП_1, \dots, ОП_j \dots ОП_m \rangle], \quad (1)$$

где k – число возможных маршрутов обработки; m – число операций в i -м маршруте.

Спроектированные маршруты выстраиваются в порядке предпочтительности по минимуму m , т.к. известно, что загрузка оборудования в этом случае будет предпочтительнее.

Для каждой поверхности ПВ_{*i*} ставится в соответствие упорядоченный набор переходов $\sum P_j^i$, то есть

$$\exists \sum_{j=1}^c P_j^i \forall ПВ_i \left[(i = \overline{1, l}; j = \overline{1, c}), \sum P_j^i = \langle P_1^i, \dots, P_j^i, \dots, P_c^i \rangle \right], \quad (2)$$

где i – порядковый номер поверхности, $i = \overline{1, c}$; j – порядковый номер перехода, $j = \overline{1, l}$.

Далее из множества переходов обработки детали формируются модули, причем под модулем понимается состав переходов, сформированный по следующим критериям:

1. В модуль включаются переходы обработки, для выполнения которых требуются одни и те же технологические базы, т.е.

$$МД_p \equiv \sum P_j^p [ЭТБ_i \forall \sum P_j^p], \quad (3)$$

где MD_p – p -й модуль, реализуемый с i -й технологической базы TB_i .

2. Переходы группируются в модули с учетом этапов (вероятного маршрута) обработки детали.

3. Поверхности, исследуемые как технологические базы на p -м модуле, должны быть в модуле с порядковым номером k , меньшим (предшествующим) p -го (т.е. обработаны до выполнения модуля p):

$$\exists TB_i^k \in M_k \forall M_p [K < P]. \quad (4)$$

4. Переходы, включаемые в модули, не должны нарушать логику последовательности (2).

5. Нельзя объединять в один модуль черновые переходы с допуском, соответствующим 10...12 квалитетам, и чистовые – 7, 8 квалитетам.

6. Нельзя включать в разные модули чистовые (окончательные) переходы по обработке поверхностей, между которыми заданы точные требования по их взаимному расположению (например, для токарной обработки биение $< 0,05$ мм).

7. В модуль включаются переходы определенных видов обработки, исходя из технологических возможностей станков.

8. В каждый модуль должно включаться максимально возможное (с учетом ограничений 1...7) число переходов:

$$\exists M_p \left(M_p \equiv \sum_{i=1}^{l_i} \Pi_i^p, l_i \rightarrow \max \right). \quad (5)$$

Формирование модулей производится до выполнения условия равенства переходов во всех модулях их общему числу:

$$\exists \sum_{p=1}^k M_p \forall \sum_{p=1}^k \left(\sum_{i=1}^{l_i} \Pi_i^p \right) (l_i \rightarrow \max) \wedge \left(\bigcup_{p=1}^k l_i \equiv \Pi \right), \quad (6)$$

где k – число сформированных модулей; l_i – число переходов в каждом модуле; Π – общее число переходов по обработке детали.

Аналогичные действия проводятся для всех запускаемых деталей.

В результате указанных действий модуль по смысловой нагрузке становится установом, сформированным без учета возможностей оборудования по имеющемуся количеству инструмента (емкости магазинов) и точности.

Для уточнения состава операций из имеющихся модулей (установов) применяется следующий алгоритм. Необходимо отметить, что указанные преобразования выполняются в режиме реального времени на основе распределения операций по имеющемуся свободному оборудованию в соответствии с методикой, изложенной в [1].

Задача работы алгоритма – загрузить с максимальной эффективностью свободное на настоящее время оборудование.

1. Выделяется предварительно сформированный модуль с определенным типом работ (набором переходов), соответствующий технологическим возможностям освободившегося станка. Из модулей, сформированных для всех деталей, запускаемых в обработку, выбирается имеющий максимальный набор переходов, что предполагает наибольшую трудоемкость обработки. Известно, что наиболее рациональная загрузка получается при передаче на изготовление операций с максимальной трудоемкостью из возможных.

2. Из массива переходов Π формируется массив инструментальных переходов $МИП$, зависящий от вида переходов $ВП$, технических характеристик поверхностей $ХР$ (точность, шероховатость и т.д.) и характеристик инструмента $\sum ХИ_d$ (геометрия, назначение по точности обработки, величина припуска т.д.)

$$МИ \equiv \bigcup_{i=1}^m МИП_i^p,$$

$$\bigcup_{i=1}^m МИП_i^p = \bigcup_{i=1}^m \left(\sum_{k=1}^n \Pi_k \right) = f \left[\sum_{q=1}^c \left(\sum_{l=1}^{n_k} ВП_l \right)_q \wedge \sum_{q=1}^c \left(\sum_{l=1}^r ХР_l \right)_q \wedge \sum ХИ_d \right], \quad (7)$$

где $\sum_{k=1}^n \Pi_k$ - совокупность n переходов на поверхности, для которых требуется один и тот же инструмент; $\sum_{l=1}^{n_k} ВП_l$ - совокупность n_k переходов ($l = \overline{1, n_k}$) на q -ю поверхность ($q = \overline{1, c}$); r - количество характеристик q -й поверхности.

Инструментальные переходы формируются обязательно с учетом критериев 2, 4, а также из условия необходимости в некоторых случаях различного инструмента для предварительной и окончательной обработки. Затем проверяется соотношение для каждого

$$m \leq M, \quad (8)$$

где M – число инструментов соответствующего вида, одновременно устанавливаемых на освободившемся станке (резцедержателях, револьверных головках, магазинах).

Если условие (8) выполняется, то инструментальный модуль переходит в разряд операций, которые подлежат дальнейшей структурной и параметрической оптимизации [2], [3], по выполнению которой она может быть передана для выполнения на свободное рабочее место (освободившийся станок).

Аналогично поступают с другими сформированными модулями в порядке убывания их предполагаемой трудоемкости.

Если условие (8) не выполняется для какого-то из модулей, то алгоритм действий следующий:

1. Выделяется число инструментальных переходов $m_g = m \setminus M \neq 0$ таким образом, чтобы выделенные инструментальные переходы (ИП) состояли из минимального числа переходов

$$\left(\exists ИП_q \forall \sum_{k=1}^K П_k ; \exists ИП_p \forall \sum_{j=1}^n П_j \right) \left[k \setminus n \neq 0 ; m \setminus M = 0 \rightarrow (ИМ_p \in МНИП) \right], \quad (9)$$

где *МНИП* – массив невыполненных инструментальных переходов.

Следует помнить, что при выделении нельзя разделять инструментальные переходы в соответствии с критериями 6 и 2 и нарушать логику обработки поверхности с учетом выражения (2).

2. Выделенные (невыполненные) инструментальные переходы могут быть:

а) представлены как самостоятельный модуль, и для них осуществлены проверка по выражению (8) и дальнейшее действие по изложенной выше схеме;

б) присоединены к следующему порядковому модулю обработки детали (естественно, для реализации которого предусматриваются одни и те же технологические базы) и произведены действия, аналогичные п. а).

Таким образом формируется дерево возможных вариантов маршрутов (совокупности операций) обработки группы деталей.

В том случае, если имеется возможность передачи на исполнение нескольких операций, предпочтение отдается имеющей большую трудоемкость по результатам проведения параметрической оптимизации.

Представленная структура процесса проектирования операций позволяет в достаточно большой мере его формализовать с точки зрения генерирования возможных вариантов, оставляя за технологом функции экспертных оценок решений качественного (структурного) характера.

Библиографический список

1. Бурдо Г.Б., Удалов С.В. Оптимизация загрузки оборудования на механообрабатывающих подразделениях / Вестник ТГТУ. Тверь: ТГТУ, 2004. Вып. 4. С. 67-69.
2. Цветков В.Д. Системно-структурное моделирование и автоматизация технологических процессов. Минск: Наука и техника, 1979. 264 с.
3. Автоматизированная система проектирования технологических процессов механосборочного производства / Под ред. Н.М.Капустина. М.: Машиностроение, 1979. 247 с.

УДК 681.3

Е.В. Полетаева
Тверской государственной технической университет

РОЛЬ КОНЦЕПТУАЛЬНОЙ ТЕРМИНОЛОГИИ ПРИ СОЗДАНИИ БАЗЫ ЗНАНИЙ В ОБЛАСТИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Создание базы знаний в конкретной предметной области распадается на несколько этапов, одним из которых является формализация этих знаний. Мы рассматриваем базу знаний как совокупность знаний, относящихся к некоторой предметной области и формально представленных таким образом, чтобы на их основе можно было осуществлять рассуждения.

Для представления базы знаний в виде системы необходимо создать модель, отвечающую основным требованиям, предъявляемым к системам в соответствии с теорией систем. Это должна быть формализованная система, отражающая те или иные аспекты естественного языка. Язык интерпретируется как система знаков, предназначенная для фиксации, хранения, переработки и передачи информации (точнее, знания обо всём, что входит в поле интересов человека). Здесь знания – проверенный практикой результат познания действительности, её отражение в сознании человека.

Понятия, обозначаемые терминами, представлены в сознании человека в виде более или менее упорядоченных систем. Развитое понятие существует как таковое постольку, поскольку находится в этой сложной системе и раскрывается в своём содержании через содержание других, связанных с ним понятий. Развитие сложных систем понятий должно происходить в соответствии с общим универсальным законом развития от общего к частному, от целого к частям и подчиняться принципу системной дифференциации.

Сложная логико-семантическая система понятий подчиняется двум общим универсальным принципам развития систем – принципам дифференциации и интеграции.

Логика связи понятий между собой соответствует теории рассматриваемой предметной области, т.к. существует столько типов логик, сколько существует типов научных задач, вынуждающих наше сознание структурно и функционально перестраиваться для эффективного и адекватного их решения.

Основу базы знаний составляют термины предметной области, в данном случае области машиностроения. Пусть T – терминологическая система области машиностроения; T_v – подсистема вещественных объектов терминологической системы T ; T_p – подсистема процессов терминологической системы T ; T_s – подсистема свойств терминологической системы T .

Основу подсистемы T_v составляет множество терминов вещественных объектов T_v , подсистемы T_p – множество терминов процессов T_p , подсистемы T_s – множество терминов свойств T_s .

Термины вещественных объектов определяются через термины вещественных объектов – элементы того же множества: термин t_{vi} ($t_{vi} \in T_v$) определяется через t_{vj} ($t_{vj} \in T_v$). При этом $t_{vi} \neq t_{vj}$. Обозначим связь между термином вещественного объекта t_{vi} , являющимся видом по отношению к термину t_{vj} как t_{vi} (вид) $\rightarrow t_{vj}$, а связь между термином вещественного объекта t_{vj} , являющимся родом по отношению к термину t_{vi} , как t_{vj} (род) $\rightarrow t_{vi}$. Каждому термину соответствует объём понятия, т.е. множество предметов, которые характеризуются системой признаков, составляющих содержание понятия. Сингулярному термину соответствует единичное понятие, в объёме которого содержится один элемент.

Между понятиями, имеющими общий род, можно устанавливать отношения по содержанию, чему соответствуют определённые отношения по объёмам.

Понятия, эквивалентные по содержанию, объёмы которых полностью совпадают, соответствуют синонимам, что в научных терминологиях неприемлемо. Если такое по разным причинам случается, то один термин «приравнивают» к другому, используя только один из альтернативных, предварительно оговаривая значение и условия употребления терминов.

Понятия, находящиеся в отношении противоречия (контрадикторности) по содержанию, чьи объёмы не имеют общих элементов и исчерпывают весь универсум, являются видовыми понятиями одного рода, полученные путём деления понятия по одному основанию. При этом выполняются все правила деления, а именно:

- Объём делимого понятия равен сумме объёмов понятий, на которые оно делится.
- Пересечения объёмов видовых понятий пусты.
- Деление родового понятия осуществляется по одному основанию.

Вследствие этого видовые понятия, имеющие общий род, объединяются в подмножества по признаку: «основание деления». При этом видовые понятия, имеющие одно основание деления, находятся в отношении контрадикторности, и к ним применимы все правила деления.

Понятия, образующиеся в результате деления по разным признакам, логически независимы, т.е. находятся в отношении контрарности по содержанию (совместимы по истинности, не совместимы по ложности). Их объёмы чаще находятся в отношении перекрещивания, хотя и в редких случаях могут находиться в отношении подчинения.

В результате терминология вещественных объектов (T_v) может быть представлена в виде ориентированного графа, вершинами которого являются элементы множества T_v – термины вещественных объектов, а дугами – родовидовые связи. Вершины, соответствующие терминам ближайших видов, получающихся в результате деления по одному основанию, помечаются.

Аналогично терминологию процессов (T_p) можно представить в виде ориентированного графа, вершинами которого являются термины процессов, а дугами – родовидовые связи. Вершины, соответствующие терминам ближайших видов, получающихся в результате деления по одному основанию, помечаются.

Терминология свойств (T_s) может быть представлена в виде ориентированного графа, вершинами которого являются термины свойств, а дугами – родовидовые связи. Вершины, соответствующие терминам ближайших видов, получающихся в результате деления по одному основанию, помечаются.

Понятия «род», «вид», «система», «элемент системы» и др. не являются терминами рассматриваемой предметной области, но они не только используются, но, как было показано выше, определяют структуру связей между понятиями, представленными терминами предметной области.

Назовём такое множество терминов множеством терминов *концептуальных объектов* T_k , а терминологию, построенную на таком множестве – терминологией концептуальных объектов T_k . Построение терминологии концептуальных объектов аналогично построению трёх рассмотренных выше терминологий, а именно: терминология концептуальных объектов (T_k) может быть представлена в виде ориентированного графа, вершинам которого соответствуют термины концептуальных объектов, а дугам – родовидовые связи. Вершины, соответствующие терминам ближайших видов, получающихся в результате деления по одному основанию, помечаются.

Связь *Род* \rightarrow *Вид* по сути своей является концептуальной связью по отношению к терминологии технологии машиностроения, а понятия *род*, *вид* – концептами, которые относятся к множеству логических терминов. Поэтому если термин, принадлежащий терминологии T ($t_i \in T$), является видом по отношению к концептуальному термину *род*, то это значит, что существует хотя бы один термин t_j , для которого существует связь $t_j \rightarrow$ (вид) t_i , при этом t_i и t_j принадлежат одному из трёх подмножеств множества T .

Установим правило: если термин t_i ($t_i \in T$) является видом по отношению к термину t_{kj} ($t_{kj} \in T$), то t_i наследует все связи t_{kj} .

Пусть S – множество всех связей между терминами терминологии предметной области. Связи устанавливаются между концептуальными терминами в терминологии концептов. Связи между терминами предметной области наследуются как связи видовых по отношению к концептуальным терминам.

Введём следующие обозначения: t_{kA} – *род*, t_{kB} – *вид*, s_{AB} – родовидовая связь, $s_{AB} = (t_{kA} \rightarrow t_{kB})$. Тогда установленное выше правило можно записать так:

если $t_{kA} s_{AB} t_i$, то $t_i s_{AB} t_j$ ($t_i, t_j \in T$).

Назовём это основным правилом построения терминологической системы.

Введём обозначения для других концептуальных объектов: t_{kV} = «вещественный объект», t_{kP} = «процесс», t_{kS} = «свойство», t_{kM} = «система», t_{kE} = «элемент системы». Тогда связи между терминами будут представлены следующим образом:

$t_{kV} s_{VS} t_{kS}$ – означает, что вещественный объект может обладать некоторым свойством. Тогда между терминами t_i и t_j ($t_i, t_j \in T$) может существовать связь $s_{VS}(t_i s_{VS} t_j)$ при условии, что $t_{kV} s_{AB} t_i, t_{kS} s_{AB} t_j$.

$t_{kP} s_{PS} t_{kS}$ означает, что процесс может обладать некоторым свойством. Тогда между терминами t_i и t_j ($t_i, t_j \in T$) может существовать связь $s_{PS}(t_i s_{PS} t_j)$, если $t_{kP} s_{AB} t_i, t_{kS} s_{AB} t_j$.

Связь между процессом и вещественным объектом «процесс» \rightarrow «участник процесса» ($t_{kP} s_{PV} t_{kV}$) наследуется терминами t_i и t_j ($t_i, t_j \in T$): $t_i s_{PV} t_j$, если $t_{kP} s_{AB} t_i, t_{kV} s_{AB} t_j$.

В общем виде основное правило построения терминологической системы может быть сформулировано так:

Между терминами t_i и t_j ($t_i, t_j \in T$) может существовать связь только в том случае, если $t_{kn} s_{AB} t_i$ и $t_{km} s_{AB} t_j$, а $t_{kn} s_{nm} t_{km}$.

Рассмотрим ещё один концептуальный термин – «система». Связь между системой и элементом системы можно записать как $t_{kM} s_{ME} t_{kE}$. Тогда в соответствии с основным правилом связь s_{ME} может существовать между терминами t_i и t_j . Между терминами t_i и t_j ($t_i, t_j \in T$) может существовать связь только в том случае, если $t_{kM} s_{AB} t_i, t_{kE} s_{AB} t_j$.

Таким образом, терминологию предметной области можно представить как $T = (T, S)$ – совокупность двух множеств: множества терминов предметной области и множества связей между ними. Концептуальную терминологию можно представить соответственно как $T_k (T_k, S)$. Между терминами концептуальной терминологии устанавливаются связи $t_{kn} s_{nm} t_{km}$ ($t_{km}, t_{kn} \in T_k$). Связи между терминами предметной области устанавливаются в соответствии с основным правилом построения терминологической системы.

Такое представление системы, лежащей в основе базы знаний, позволяет построить иерархическую систему терминов, в которой концепты, лежащие в основе теорий, используемых в технологическом проектировании, определяют структуру терминологии рассматриваемой предметной области и позволяют производить как анализ, так и синтез производственных систем, информация о которых хранится в базе знаний.

Библиографический список

1. Острейковский В.А. Теория систем. М.: Высш.шк., 1997. 240 с.
2. Сова Л.З. Аналитическая лингвистика. М.: Наука, 1970. 256 с.
3. Степанов Ю.С. Константы: Словарь русской культуры. М.: Академический проект, 2001. 990 с.

УДК 621.791

Д.А. Сергеев, Н.С. Зубков
Тверской государственной технической университет**ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЛИЧЕСТВА И ОБЪЕМНОГО СОДЕРЖАНИЯ
ВКЛЮЧЕНИЙ СУЛЬФИДОВ В НАПЛАВЛЕННОМ МЕТАЛЛЕ
С ПОВЫШЕННЫМ СОДЕРЖАНИЕМ СЕРЫ**

Важной характеристикой быстрорежущего инструмента является износостойкость. Согласно ГОСТ 23001-88, изнашивание представляет собой процесс отделения материала с поверхности твердого тела и (или) увеличения его остаточной деформации при трении, проявляющийся в постепенном изменении размеров и (или) формы тела. Повышение износостойкости включает в себя улучшение ряда характеристик материала, в том числе тех свойств, которые способствуют снижению адгезионной составляющей сил трения. На этом пути перспективным является легирование инструментальной стали пленкообразующими компонентами с целью придания ей антифрикционных свойств, обуславливающих эффект самосмазывания инструмента в процессе работы. Разработанные наплавочные материалы и технология наплавки быстрорежущих сталей позволяют получать наплавленную инструментальную сталь в закаленном состоянии с равномерно распределенными дисперсными сульфидами.

Развитие методов получения сульфидных пленок позволяет снизить изнашивание, повысить срок службы и, как следствие, снизить себестоимость быстрорежущего инструмента. Такое развитие практически невозможно осуществить без данных о форме, размерах, расположении, процентном содержании и других важных параметрах неметаллических включений сульфидов.

Отсутствие описания таких включений (при рассматриваемом содержании) в ГОСТ 1778-70 ставит задачу предоставить необходимые данные для не менее продуктивного, чем в существующих стандартах, метода металлографического анализа.

Пленкообразующие неметаллические включения имеют свойство размазываться по поверхности металла, тем самым препятствуя непосредственному определению их процентного содержания. Для того, чтобы различить геометрические параметры включений после абразивного изнашивания материала и действительные параметры, определим видимые на поверхности и действительные характеристики неметаллических включений сульфидов.

Видимое количество включений - процентное содержание на поверхности исследуемого образца, которое они будут иметь в результате размазывания под действием абразивных частиц материала, используемого для подготовки, необходимой при металлографическом анализе.

Действительное количество неметаллических включений - процентное содержание в произвольном сечении образца, т.е. искомое процентное содержание.

В процессе подготовки микрошлифов предложенного для изучения образца, изготовленного путем наплавки, близкого по химическому составу к быстрорежущей стали Р9М5К8ФЮ, с содержанием серы 0,3%, было замечено, что при изменениях силы, скорости и направления процесса абразивного трения происходит и изменение формы большинства неметаллических включений на поверхности, изучаемой на световом микроскопе, при увеличении $60^x - 200^x$. Занимаемая площадь и, как следствие, видимое количество включений на поверхности, и ряд других характеристик не имели постоянного значения - изменения появлялись после каждого повторного приготовления микрошлифа. На рис. 1 представлены различные микрошлифы изучаемого образца:

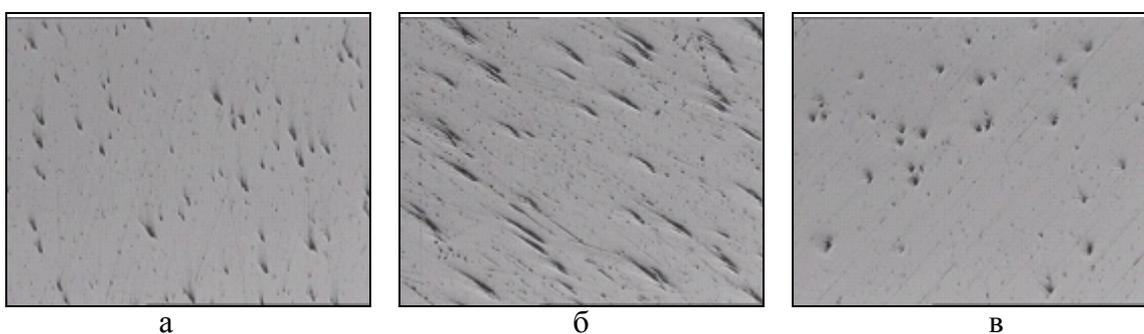


Рис. 1. Микрошлифы изучаемого образца (200^x):
а, б – вытянутая форма включений; в – форма включений наиболее приближена к кругу

В целом неметаллические включения можно описать как имеющие вытянутую форму, причем направление, вдоль которого происходит вытягивание, для всех включений одинаковое и не зависит от геометрических параметров образца, а только от характеристик процесса полирования. Для включений, имеющих такие свойства, нет описаний в стандартах, а учитывая, что все стандарты рассматривают стали с содержанием серы не более 0,03 %, можно утверждать, что ведущие себя таким образом неметаллические включения - включения сульфидов.

Необходимость определения характеристик, от которых зависят геометрические свойства видимых на поверхности микрошлифа включений после процессов шлифования и полирования, определила необходимость рассмотреть условия абразивной подготовки.

Экспериментально были установлены параметры процесса полирования, от которых зависят рассматриваемые свойства включений:

- направление движения абразивных частиц;
- скорость движения образца относительно абразивного материала;
- нормальная сила, с которой образец действует на поверхность, и зависящая прямо пропорционально от нормальной нагрузки сила трения.

Рассмотрев ряд различных случаев, заметили следующие закономерности:

- рост видимых размеров включений зависит от сил трения и скорости процесса - увеличение значения последних ведет к увеличению

площади, занимаемой неметаллическими включениями на поверхности образца.

- видимая форма включений зависит от направления движения абразивных частиц.

На основании экспериментальных данных можно графически представить зависимость площади, занимаемой включениями на поверхности, от параметров процесса полирования этой поверхности, диаграмма представлена на рис. 2.

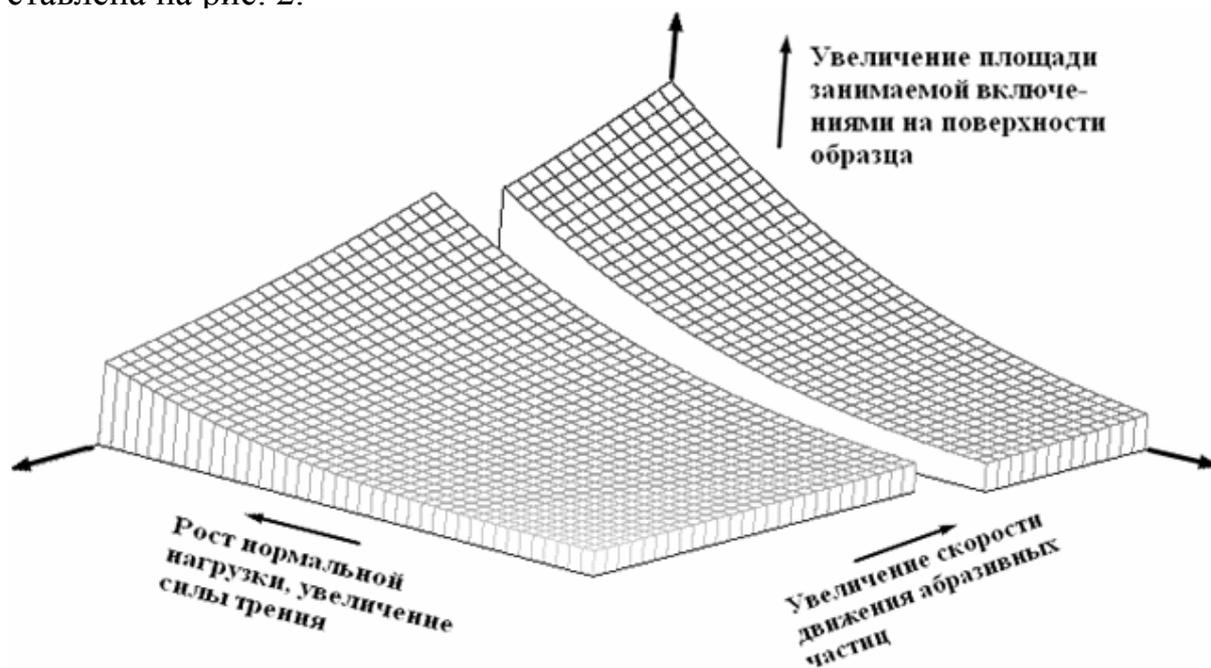


Рис. 2. Зависимость видимой площади, от скорости и нормальной нагрузки

Для определения формы неметаллических включений в данном случае мы не можем воспользоваться какими-либо прямыми признаками, так как, наблюдая только поверхность микрошлифа можно определить форму и размеры включений после того как они размазались по поверхности, но не действительные параметры.

Описание механизма изнашивания под действием абразивного материала и поведение изучаемых неметаллических включений в ходе этого процесса, а также ряд экспериментальных данных позволили установить, что все включения имеют действительную форму, наиболее приближенную к кругу, т.е. неметаллические включения имеют сферическую форму.

Зная видимую площадь включений и коэффициент пропорциональности с действительной, можно получить площадь последней и процентное содержание включений сульфидов на поверхности металла. Для определения коэффициента пропорциональности необходимо получить микрошлиф, в процессе полирования которого абразивные частицы двигались в одном, постоянном направлении. При таком процессе видимые геометрические характеристики включений изменяют значения в направлении движения абразивных частиц, но сохраняются в перпендикулярном, что по-

зволяет определить действительный диаметр включения - это наибольший линейный размер видимого на поверхности включения в направлении, перпендикулярном движению абразивных частиц.

Анализируя типичные формы – видимую и действительную – при различных условиях подготовки микрошлифа, получили формулу для расчета коэффициента пропорциональности. Наиболее удобным способом для экспериментального определения последнего является использование эталонных шкал путем сравнения изучаемой поверхности с образцами, для которых известен искомый параметр.

На основании экспериментальных данных путем моделирования были получены необходимые эталоны. Такой подход дал ряд преимуществ. Во-первых, результат достаточно приближен к реальным фотографиям. Во-вторых, построение каждого изображения выполнялось с заранее известным коэффициентом пропорциональности. И, в-третьих, была использована возможность учесть некоторые отклонения, которые появляются в процессе приготовления микрошлифа для исследования.

С помощью стандартного пакета программирования Microsoft Visual Basic 6.0 была написана программа, реализующая алгоритм моделирования. На рис. 3 представлен результат данной программы при значении коэффициента пропорциональности 0,25.

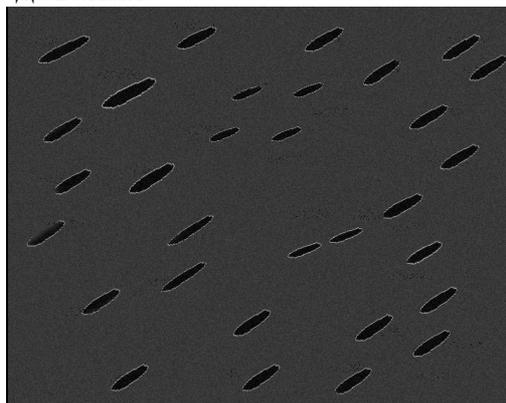


Рис. 3. Результат программы

Данный метод позволяет определить количество и, как следствие, объемное содержание неметаллических включений сульфидов с большой точностью достаточно простым методом. Полученные закономерности в ходе проведения описанных исследований позволяют подтвердить многие свойства, в частности способность рассмотренных неметаллических включений под действием абразивного изнашивания образовывать пленку с небольшим сдвиговым сопротивлением, что позволяет ей легко разрушаться в процессе износа и тем самым защищать металл от адгезионной составляющей сил трения.

Библиографический список

1. Материаловедение / Б.Н. Арзамасов, В.И. Макарова, Г.Г. Мухин и др., М.:Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001.
2. Материаловедение. Технология конструкционных материалов: Учебное пособие / Под ред. В.С. Чередниченко. М., 2006.
3. Справочник по конструкционным материалам / Под ред. Б.Н. Арзамасова, Т.В. Соловьевой. М.: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2005.
4. Яворский Б., Детлаф А.. Физика. М., 2000.
5. Ананьев А., Федоров А. Visual Basic 6.0. СПб., 2003.

СОДЕРЖАНИЕ

МЕХАНИКА КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ	
Демкин Н.Б. Зависимость коэффициента трения металлических поверхностей от характеристик микрогеометрии	4
Ланков А.А. Удар твердой частицы об упрочняющуюся упругопластическую среду	8
Ланков А.А. Износ упрочняющейся упругопластической среды в процессе соударения	11
<u>Беркович И.И.</u> , Морозова Ю.И. Методика определения фактической площади контакта дисперсных материалов	20
Никишин В.Е. Определение модуля упругости эластомера в тяжелых режимах нагружения	23
Удалов С.В. Контакт эллипсоида с шероховатым упругим полупространством	25
ФИЗИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ НА ПОВЕРХНОСТИ ТВЕРДЫХ ТЕЛ	
Новиков И.Е., Новоселов А.Р. Роль линейного натяжения в процессе растекания капель по твердой поверхности	31
Новиков И.Е., Новоселов А.Р. Влияние линейного натяжения ребер на среднее поверхностное натяжение монокристалла	35
Иванова А.И., Гурьева Т.Е. Исследование распределения плотности дислокаций по кристаллографическим направлениям $\langle 110 \rangle$ и $\langle 112 \rangle$ в монокристалле германия	37
Сдобняков Н.Ю., Базулев А.Н., Кульпин Д.А., Соловьев Д.М. Размерная зависимость поверхностного натяжения нанокapель Na, Al, Cu и их термодинамическая стабильность	40
ТРИБОТЕХНИКА	
Болотов А.Н., Горлов И.В. Восстановление локально изношенных подшипников скольжения	46
Болотов А.Н., Хренов В.Л. Магнитопассивный шпиндельный узел лабораторного гомогенизатора	52
Зоренко Д.А., Новиков В.В., Новикова О.О. Исследование формирования износостойкого самосмазывающегося керамического слоя на поверхности алюминия в режиме МДО	54
Алексеев В.М., Новикова О.О., Зоренко Д.А. Подбор состава защитного антифрикционного покрытия для резиновых уплотнений подвижных соединений ...	57
Лаврентьев А.Ю., Авдейчик Е.И. Перспективы исследований по повышению износостойкости деталей насосов для подачи гидроабразивной суспензии	61
Лаврентьев А.Ю., Витолс Я.Э. Обеспечение износостойкости шлангов для подачи гидроабразивной суспензии	63
ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТЫ	
Измайлов В.В., Новоселова М.В., Наумов А.Е. Применение статистических методов к прогнозированию долговечности электроконтактных соединений	67
Новоселова М.В., Губский В.А. Исследование электроэрозионного изнашивания электроконтактного материала	76
Измайлов В.В., Матвеев Е.Р. Исследование фрикционных и электротехнических свойств образцов из композитного графита	80

Матвеев Е.Р. Исследование изнашивания образцов из композитного графита при трении скольжения	85
ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ	
Архаров А.П. Измерение параметров шпоночных пазов у деталей	88
Архаров А.П. Автоматическая ориентация стержней	91
Клюйко Э.В. Способ точения трехгранных профилей на изделиях	94
Клюйко Э.В. Определение поверхности изделия по заданному профилю металлорежущего инструмента	96
Рогозин Г.И., Арсланов Ф.Х. О свойствах упрочняющихся конструкционных материалов	100
Рогозин Г.И., Арсланов Ф.Х., Прохоров В.Г. Расчет сближения в стыке цилиндрических деталей, собранных с натягом	103
Нечаев Л.М., Фомичева Н.Б., Иванькин И.С., Амурский В.А. Анализ статической трещиностойкости никотрированной стали 30ХГСА	107
Бурдо Г.Б., Испирян Н.В., Бурдо В.Г. Модель разработки технологических процессов для производственного участка на основе станков с числовым программным управлением	114
Полетаева Е.В. Роль концептуальной терминологии при создании базы знаний в области машиностроения	118
Сергеев Д.А., Зубков Н.С. Определение количества и объемного содержания включений сульфидов в наплавленном металле с повышенным содержанием серы	122

МЕХАНИКА И ФИЗИКА
ПРОЦЕССОВ НА ПОВЕРХНОСТИ
И В КОНТАКТЕ ТВЕРДЫХ ТЕЛ
И ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Межвузовский сборник научных трудов

**ОТВЕТСТВЕННЫЙ РЕДАКТОР Н.Б. ДЕМКИН
РЕДАКТОР В.А. РУМЯНЦЕВА
КОРРЕКТОР
ТЕХНИЧЕСКИЙ РЕДАКТОР Г.В. КОМАРОВА**

ПОДПИСАНО В ПЕЧАТЬ

ФОРМАТ 60×84/16

ФИЗ. ПЕЧ. Л.

ТИРАЖ 100 ЭКЗ.

УСЛ. ПЕЧ. Л.

ЗАКАЗ №

БУМАГА ПИСЧАЯ

УЧ.-ИЗД. Л.

**ИЗДАТЕЛЬСТВО ТВЕРСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА**

170026, ТВЕРЬ, НАБ. АФАНАСИЯ НИКИТИНА, 22