

МИНОБРНАУКИ РОССИИ  
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение  
высшего образования  
«Тверской государственный технический университет»  
(ТвГТУ)

**МЕХАНИКА И ФИЗИКА ПРОЦЕССОВ НА ПОВЕРХНОСТИ  
И В КОНТАКТЕ ТВЕРДЫХ ТЕЛ, ДЕТАЛЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО  
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

Межвузовский сборник научных трудов  
Выпуск 10

Рецензируемое издание

Тверь 2017

УДК 621.891  
ББК 22.37:34.41:31.264-04(082)

Рецензенты: зав. кафедрой общей физики ТвГУ, доктор хим. наук, профессор Орлов Ю.Д.; доцент кафедры общей физики ТвГУ кандидат физ.-мат. наук Новоселов А.Р.

Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. В.В. Измайлова. Вып. 10. Тверь: Тверской государственный технический университет, 2017. 160 с.

Включены статьи теоретического и прикладного характера, посвященные широкому кругу вопросов, касающихся физических, химических, механических процессов на поверхности и в контакте твердых тел, а также деталей технологических и энергетических машин и оборудования. Представлены работы, в которых рассматриваются способы повышения качества и надежности фрикционных узлов, физические аспекты процессов трения и изнашивания, триботехническое материаловедение, моделирование процессов трения и изнашивания.

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

Подготовлен на кафедре прикладной физики Тверского государственного технического университета.

**Редакционная коллегия:**

доктор техн. наук профессор А.Н. Болотов;  
доктор техн. наук профессор Г.Б. Бурдо;  
академик РАН, доктор физ.-мат. наук, профессор И.Г. Горячева;  
доктор техн. наук профессор В.В. Измайлов (отв. редактор);  
доктор техн. наук профессор В.В. Мешков;  
канд. техн. наук доцент В.В. Новиков;  
канд. техн. наук доцент М.В. Новоселова (отв. секретарь).

ISBN  
ISSN 2311-2182

© Тверской государственный  
технический университет, 2017

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Тематика сборника отражает основные направления научных исследований сотрудников, в том числе молодых ученых (магистрантов и аспирантов), Тверского государственного технического университета в области механики и физики контактного взаимодействия, триботехники и триботехнического материаловедения. Представлены также работы ученых из других образовательных и научных организаций по аналогичной тематике.

Сложная природа фрикционных процессов требует для своего изучения интеграции усилий ученых многих специальностей: физиков, химиков, материаловедов, механиков, математиков и др. Поэтому сборник включает широкий спектр статей фундаментального и прикладного плана, содержащих как теоретические результаты, так и конкретные технические разработки в области общего машиностроения, приборостроения, торфяной промышленности. В ряде статей описаны результаты исследований процессов контактирования с позиций механики деформируемого тела, большое внимание уделено материаловедческому аспекту трения и изнашивания. Исследованы свойства современных антифрикционных покрытий, присадок к смазочным материалам, описаны другие новейшие технологические методы повышения износостойкости оборудования. Рассмотрены методики фрикционных испытаний и моделирование трения, изнашивания и других процессов в зоне контакта деталей машин и приборов в различных условиях эксплуатации.

Статьи в сборнике размещены в порядке их поступления в редакцию.

Материалы сборника отражаются в информационных базах научной электронной библиотеки eLIBRARY.RU и входят в Российский индекс научного цитирования (РИНЦ).

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.

УДК 531.43:539.3

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

## **ВЛИЯНИЕ АДГЕЗИИ И МИКРОГЕОМЕТРИИ КОНТАКТИРУЮЩИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА КОНТАКТНУЮ ЖЕСТКОСТЬ ПРИ СДВИГЕ**

На модели дискретного контакта шероховатых поверхностей рассмотрено влияние параметров удельной силы трения и плотности вероятности распределения высот выступов шероховатости и радиусов закругления их вершин на характеристики контактной жесткости при сдвиге.

*Ключевые слова:* дискретный контакт, сдвиг, контактная жесткость, адгезия, микрогеометрия.

By means of the model of a discrete contact of rough surfaces the influence of specific friction force parameters and probability density of asperities heights and apex curvature radii on the shear contact stiffness has been considered.

*Key words:* discrete contact, shear, contact stiffness, adhesion, microgeometry.

Развитие трибологии и смежных научных дисциплин привело к пониманию важной роли процессов контактного взаимодействия в обеспечении надежности и эффективности технических систем.

Без учета контактных деформаций невозможно обеспечить необходимую точность обработки и сборки изделий в машиностроении и приборостроении, прочность соединений деталей машин, тепловой режим и многие другие параметры, определяющие качество, эффективность и надежность современного технологического, энергетического, транспортного оборудования. Многочисленными исследованиями показано, что контактные деформации могут достигать 80–90 % в общем балансе деформаций конструкции. Особенно актуальными вопросы контактной жесткости становятся в связи с широким распространением прецизионных устройств, уменьшением их размеров до микро- и даже наномасштабного уровня.

Основной причиной низкой контактной жесткости, по сравнению с объемной, являются отклонения поверхности контактирующих деталей от идеальной геометрической формы, заданной чертежом: макроотклонения, волнистость, шероховатость, субшероховатость (наношероховатость).

Следует отметить, что большая часть теоретических и экспериментальных работ, в которых рассматривается дискретный контакт технических поверхностей, посвящена контактированию под действием сжимающей нагрузки, приложенной перпендикулярно номинальной площади контакта. Однако очень часто контактное соединение деталей машин нагружено не только нормальным (сжимающим), но и тангенциальным (сдвигающим) напряжением. В результате возникают тангенциальные перемещения, сначала обратимые, затем в пределе переходящие в макроскольжение, если сдвигающая сила достигает величины силы трения движения.



Вопросы тангенциальной жесткости дискретного контакта технических поверхностей актуальны, помимо всего прочего, в связи с проблемами фреттинг-изнашивания и фреттинг-коррозии. Эти процессы наблюдаются во многих узлах и конструкциях: в номинально неподвижных соединениях (резьбовые, заклепочные, соединения с натягом и т. д.) [1], в электрических контактах [2], в тепловыделяющих сборках атомных энергетических реакторов [3] и других ответственных соединениях. Практически все исследователи фреттинг-изнашивания в качестве одной из рекомендаций по предотвращению его указывают максимальное уменьшение тангенциальных перемещений, то есть увеличение касательной жесткости контакта.

Контактные деформации под действием сдвигающих сил с позиций механики дискретного контакта были рассмотрены в работе В.М. Макака [4]. В этой работе, в частности, приводится методика расчета предварительного смещения на основании параметров микрогеометрии и механических свойств материалов контактирующих деталей. Аналогичные зависимости для расчета предварительного смещения приводятся в работе [5]. В диссертации А.С. Иванова [1] предлагается методика расчета касательной контактной жесткости не только с учетом шероховатости, но также волнистости и макроотклонений контактирующих поверхностей.

В отличие от нормальной жесткости контактного соединения, тангенциальная жесткость зависит, помимо всего прочего, от адгезионного взаимодействия контактирующих поверхностей, иначе говоря, от контактного трения на площадках фактического соприкосновения контактирующих поверхностей, образованных деформацией неровностей поверхности.

В данной статье анализируется влияние шероховатости и параметров удельной силы трения на тангенциальную жесткость контактных соединений деталей машин. Для этого используется численная модель дискретного контакта [6]. Численное моделирование предоставляет широкие возможности для анализа влияния параметров микрогеометрии контактирующих поверхностей и параметров их адгезионного взаимодействия на контактную жесткость дискретного контакта.

**1. Характеристики жесткости деталей машин и контактных соединений.** Понятие жесткости неразрывно связано с законом Гука. В формулировке самого Р. Гука этот закон связывает силу и вызванную ей упругую деформацию. Применительно к рассматриваемому случаю нагружения контакта сдвигающей силой  $T$  закон Гука можно записать так:

$$T = J_{T\delta} \delta_{\tau}, \quad (1)$$

где  $\delta_{\tau}$  – тангенциальное смещение контакта;  $J_{T\delta}$  – коэффициент жесткости, или просто жесткость контакта. Индекс  $T\delta$  указывает, что данный коэффициент связывает абсолютные значения сдвигающей силы и тангенциального смещения.

Результаты численных экспериментов на модели дискретного контакта действительно подтверждают линейную зависимость между сдвигающей силой и деформацией контакта на начальных участках кривых (рис. 1). Величина жесткости  $J_{T\delta}$  определяется по наклону прямолинейного участка зависимости  $\delta_\tau(T)$  (рис. 1).

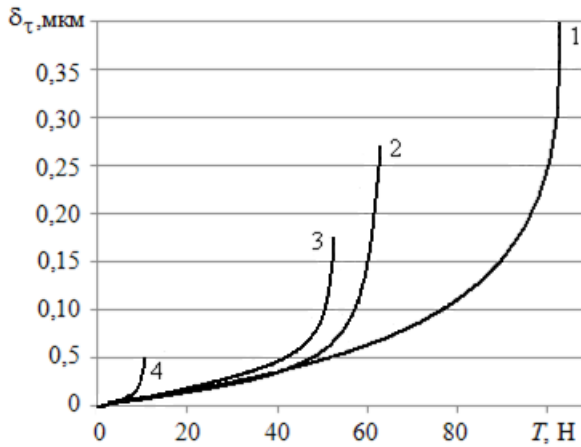


Рис. 1. Зависимость тангенциальной деформации контакта от сдвигающей силы при значениях параметров удельной силы трения:  $\tau_0 = 150$  МПа (кривые 1, 2);  $\tau_0 = 20$  МПа (кривые 3, 4);  $\beta = 0,2$  (кривые 1, 3);  $\beta = 0,01$  (кривые 2, 4)

где  $A_n$  – номинальная (геометрическая) площадь контакта;  $C_\tau$  – коэффициент, характеризующий контактную податливость при сдвиге. Обратная величина  $C_\tau$  характеризует контактную жесткость при сдвиге:  $1/C_\tau = J_{T\delta}$ . Она связывает относительную характеристику силового воздействия на контакт  $\tau$  с абсолютной величиной тангенциального сдвига поверхностей  $\delta_\tau$ , что подчеркивает индекс  $T\delta$ . С величиной  $J_{T\delta}$  характеристика жесткости  $J_{T\delta}$  связана соотношением  $J_{T\delta} = \frac{J_T \delta}{A_n}$ .

Для придания большей универсальности приведенной выше зависимости предлагается величину тангенциального смещения выразить также в относительном виде и представить причинно-следственную связь между силовым воздействием на контакт и его деформационной реакцией в виде

$$\tau = G_c \gamma, \quad (2)$$

где  $\gamma = \delta_\tau / \delta_{\tau \max}$ ;  $\delta_{\tau \max}$  – так называемое предварительное смещение (максимальная величина относительного сдвига контактирующих поверхностей при приложении сдвигающего усилия, соответствующая переходу от состояния покоя к скольжению поверхностей);  $G_c$  – коэффициент пропорциональности. Величина предварительного смещения  $\delta_{\tau \max}$  определяется нормальной деформацией контакта (сближением контактирующих поверхностей)  $\delta_n$  и величиной коэффициента контактного трения  $f_c$ :

$$\delta_{\tau \max} = k \frac{2-\mu}{2(1-\mu)} f_c \delta_n,$$

где  $\mu$  – коэффициент Пуассона.

Зависимость (1) подтверждается классическими работами по контактной жесткости при относительном сдвиге контактирующих поверхностей, в которых установлена практически линейная зависимость тангенциального смещения  $\delta_\tau$  от приложенного касательного напряжения  $\tau = \frac{T}{A_n}$  [7]:

$$\delta_\tau = C_\tau \tau,$$

где  $A_n$  – номинальная (геометрическая) площадь контакта;  $C_\tau$  – коэффициент, характеризующий контактную податливость при сдвиге. Обратная величина  $C_\tau$  характеризует контактную жест-

Формула (2) по структуре аналогична закону Гука для деформации сдвига сплошной упругой среды:

$$\tau = G\gamma,$$

где  $G$  – модуль сдвига;  $\gamma$  – угол сдвига. Величина модуля сдвига  $G$  характеризует жесткость сплошной среды при деформации сдвига. Будем по аналогии называть коэффициент  $G_c$  в формуле (2), характеризующий тангенциальную жесткость контактного соединения, контактным модулем сдвига. Он связан с характеристикой контактной жесткости  $J_{\tau\delta}$ , введенной выше, соотношением  $G_c = J_{\tau\delta}\delta_{\tau max}$ .

**2. Влияние адгезионного взаимодействия контактирующих поверхностей на тангенциальную жесткость контактного соединения.** Как показано выше, величина предварительного смещения  $\delta_{\tau max}$  зависит от коэффициента контактного трения  $f_c$ . Следовательно, тангенциальная жесткость контакта также должна зависеть от этой величины. В использованной модели дискретного контакта коэффициент контактного трения при упругом контактировании определяется через параметры удельной силы трения  $\tau$  (тангенциального напряжения):

$$f_c = \frac{\tau}{p_r} = \frac{\tau_0}{p_r} + \beta,$$

где  $\tau_0$  – величина удельной силы трения при отсутствии нормального давления, вызванная адгезионным взаимодействием контактирующих поверхностей;  $\beta$  – так называемый пьезокоэффициент, характеризующий упрочнение адгезионных связей под действием нормального давления [8];  $p_r$  – фактическое контактное давление.

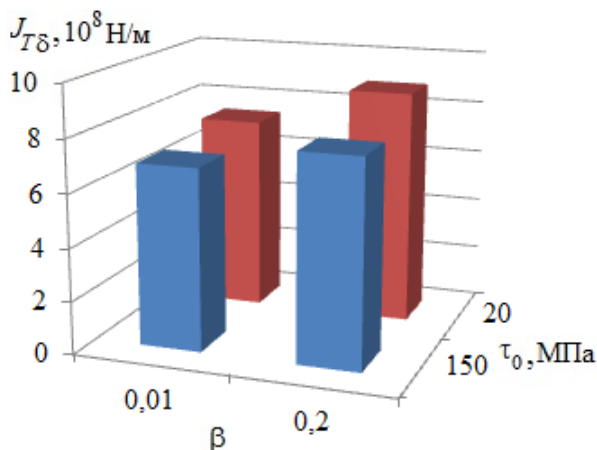


Рис. 2. Влияние параметров удельной силы трения  $\tau_0$  и  $\beta$  на тангенциальную контактную жесткость

Влияние параметров  $\tau_0$  и  $\beta$  на величину контактной жесткости  $J_{T\delta}$  представлено на рис. 2. Значения параметров удельной силы трения выбраны из следующих соображений. Значение  $\tau_0 = 150$  МПа характерно для металлического контакта без смазочного материала, когда максимально проявляется адгезионное взаимодействие материалов контактирующих поверхностей [9]. Значение  $\tau_0 = 20$  МПа характерно для металлического контакта со смазочным материалом, снижающим адгезионное взаимодействие [9]. Значения параметра  $\beta = 0,01$  и  $\beta = 0,2$  практически охватывают весь диапазон типичных значений этой величины.

Как видно из рис. 1, значения  $J_{T\delta}$  для указанных параметров  $\tau_0$  и  $\beta$  близки, что подтверждается рис. 2. Тем не менее можно сделать вывод, что с ростом параметра  $\tau_0$  при неизменном значении  $\beta$  жесткость контакта  $J_{T\delta}$  незначительно снижается, а с ростом параметра  $\beta$  при неизменном значении  $\tau_0$  – несколько возрастает.

Значения контактного модуля упругости  $G_c$  (МПа) в зависимости от параметров удельной силы трения  $\tau_0$  и  $\beta$

$\beta \backslash \tau_0, \text{ МПа}$	150	20
0,01	47	78
0,2	82	39

Как следует из таблицы, величины контактного модуля сдвига  $G_c$  примерно в 1 000 раз меньше величин объемного модуля сдвига  $G$ , который для металлов имеет порядок  $10^{11}$  Па.

**3. Влияние микрогеометрии контактирующих поверхностей на тангенциальную жесткость контактного соединения.** В численной модели дискретного контакта, как и на реальной поверхности, высота выступа и радиус закругления его вершины являются случайными величинами, подчиняющимися той или иной функции плотности распределения (плотности вероятности). Очевидно, что на контактную жесткость должны влиять не только абсолютные значения высот и радиусов закругления вершин выступов, но и характер распределения этих величин по всему интервалу возможных значений. Для иллюстрации влияния плотности распределения указанных случайных величин на контактную жесткость сравним величины контактных модулей упругости  $G_c$  для трех плотностей вероятности, описываемых однотипными функциями – бета-распределением с различными параметрами формы:  $\beta_{1,1}(x)$  (оно же равномерное распределение);  $\beta_{2,2}(x)$  с параметрами формы  $\eta = 2, \omega = 2$ ;  $\beta_{3,3}(x)$  с параметрами формы  $\eta = 3, \omega = 3$ .

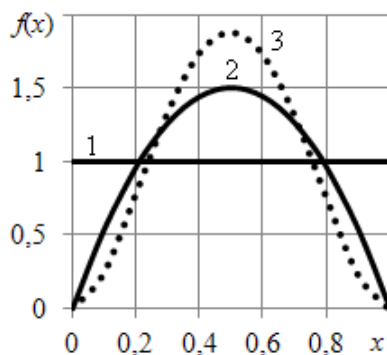


Рис. 3. Плотности вероятности случайной величины  $x$ :

- 1 – равномерное распределение;
- 2 – бета-распределение  $\beta_{2,2}(x)$ ;
- 3 – бета-распределение  $\beta_{3,3}(x)$

Величины контактного модуля упругости  $G_c$ , рассчитанные на основании полученных в численном эксперименте значений жесткости контакта при сдвиге  $J_{T\delta}$  по приведенным выше соотношениям, представлены в таблице.

Функция плотности вероятности для бета-распределения с параметрами формы  $\eta$  и  $\omega$  имеет вид

$$\beta_{\eta, \omega}(x) = \frac{1}{B(\eta, \omega)} x^{(\eta-1)} (1-x)^{\omega-1},$$

где  $B(\eta, \omega)$  – бета-функция Эйлера.

Вид использованных при моделировании функций плотности вероятности случайной величины  $x$  показан на рис. 3.

Под случайной величиной  $x \in [0, 1]$  понимается относительная высота выступа  $h/R_p$  или относительный радиус закругления его вершины  $\rho/r$ , где  $R_p$  – наибольшая высота неровностей профиля шероховатой поверхно-

сти над средней линией;  $r$  – максимальный радиус закругления вершин неровностей. Указанные функции плотности вероятности являются симметричными, то есть имеют одинаковые математические ожидания  $m_x = 0,5$ , но различные дисперсии: для  $\beta_{1,1}(x)$   $D_x = 1/12$ ; для  $\beta_{2,2}(x)$   $D_x = 1/20$ ; для  $\beta_{3,3}(x)$   $D_x = 1/28$ .

Абсолютные значения параметров шероховатости приняты следующими:  $R_p = 1$  мкм;  $r = 500$  мкм. Такие значения соответствуют, например, 8–9-му классу шероховатости поверхности, полученной плоским шлифованием.

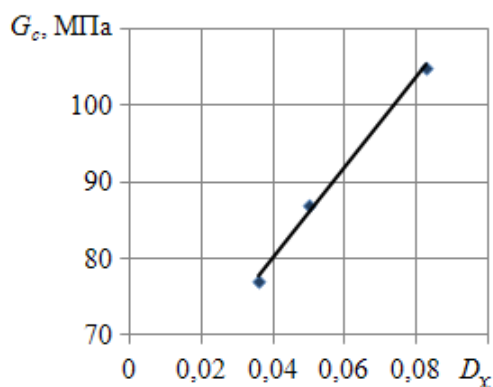


Рис. 4. Влияние дисперсии параметров микрогеометрии контактирующих поверхностей на величину контактного модуля сдвига  $G_c$

Разброс значений высот и радиусов закругления вершин выступов, характеризующийся величиной дисперсии  $D_x$ , однозначно влияет на характеристику контактной жесткости  $G_c$ , что иллюстрируется рис. 4: чем больше разброс значений соответствующих параметров микрогеометрии (шире функция плотности вероятности и больше величина дисперсии), тем больше контактная жесткость, и наоборот, чем уже функция плотности вероятности и меньше величина дисперсии, тем меньше контактная жесткость.

#### Библиографический список

1. Иванов, А.С. Контактная жесткость неподвижных соединений деталей машин: дис. ... д-ра техн. наук / Иванов А.С. М., 2006. 245 с.
2. Мышкин, Н.К. Электрические контакты / Н.К. Мышкин, В.В. Кончиц, М. Браунович. Долгопрудный: Издательский Дом «Интеллект». 2008. 560 с.
3. Макаров, В.В. Экспериментальные исследования фреттинг-коррозии ТВЭЛов тепловыделяющих сборок ВВЭР: автореф. дис. ... канд. техн. наук / Макаров В.В. М., 2007. 144 с.
4. Максак, В.И. Предварительное смещение и жесткость механического контакта / В.И. Максак. М.: Наука, 1975. 60 с.
5. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
6. Программа для ЭВМ № 2011616905. Программа для расчета эксплуатационных характеристик механического и электрического контакта технических поверхностей / В.В. Измайлов, Д.А. Левыкин; зарег. в реестре программ для ЭВМ 06.09.2011.
7. Левина, З.М. Контактная жесткость машин / З.М. Левина, Д.Н. Решетов. М.: Машиностроение, 1971. 264 с.
8. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
9. Измайлов, В.В. Контактное взаимодействие на микромасштабном уровне при трении покоя / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова // Трение и износ. 2015. Т. 36. № 6. С. 634–644.

УДК 621.891: 678.067

Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, Г.В. Сержантова  
Тульский государственный университет**РАЗРАБОТКА СТРУКТУРНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ  
ИЗНАШИВАНИЯ НАПЛАВОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

На основе результатов изучения структурообразования наплавочных материалов системы железо-хром-никель и железо-кобальт-никель проведена комплексная оценка взаимообусловленности процесса изнашивания и структурных факторов.

*Ключевые слова:* изнашивание, дисперсные частицы, износостойкость.

On the grounds of the study of structure formation of welding materials based on iron-chromium-nickel and iron-cobalt-nickel a comprehensive assessment of the interdependence of the wear process and structural factors has been carried out.

*Key words:* wear, dispersed particles, wear resistance.

Анализ работ по влиянию легирующих элементов на свойства мартенситно-старяющихся сталей (МСС) показал, что в качестве упрочняющей добавки перспективно использование *Si*, который уменьшает равновесную растворимость *Mo* и *Ti* в  $\alpha$ - и  $\gamma$ -железе, увеличивая одновременно эффект дисперсионного твердения [1]. В данной работе изучали порошковые мартенситно-старяющиеся экономнолегируемые стали на основе *Fe-Cr-Ni* и *Fe-Co-Ni* с добавками *Si* от 1 до 9 масс.% (табл. 1 и 2) [2].

Таблица 1. Химический состав МСС  
на основе *Fe-Cr-Ni*

№	Масс.%					
	<i>Cr</i>	<i>Ni</i>	<i>Mo</i>	<i>Ti</i>	<i>C</i>	<i>Si</i>
1	10,8	10,1	2,0	0,4	0,017	0
2	11,7	11,1	2,5	0,5	0,02	1
3	10,9	10,2	2,0	0,5	0,019	2
4	11,2	10,9	2,0	0,5	0,018	3
5	11,6	10,6	2,0	0,4	0,017	4
6	11,4	11,1	2,2	0,5	0,018	5
7	10,8	10,5	2,5	0,5	0,017	6
8	10,8	10,3	2,5	0,5	0,02	7
9	11,2	10,9	2,4	0,4	0,017	8
10	11,3	11,0	2,3	0,5	0,018	9

Примечание: содержание в сплавах ванадия – 0,1...0,3 %; марганца – 0,9...1,1 %; примесей внедрения: 0,05...0,06 % азота и 0,021...0,023 % кислорода.

Таблица 2. Химический состав МСС  
на основе *Fe-Co-Ni*

№	Масс.%					
	<i>Co</i>	<i>Ni</i>	<i>Mo</i>	<i>Ti</i>	<i>C</i>	<i>Si</i>
1	8,8	18,1	5,0	0,5	0,02	0
2	8,7	18,1	4,8	0,7	0,018	1
3	8,9	18,2	5,0	0,5	0,019	2
4	9,2	17,9	5,2	0,5	0,017	3
5	9,6	17,6	5,5	0,5	0,02	4
6	9,4	18,1	5,2	0,5	0,02	5
7	9,8	18,5	5,5	0,45	0,02	6
8	9,8	18,3	5,5	0,6	0,02	7
9	9,2	17,9	5,5	0,5	0,019	8
10	9,3	19,0	4,9	0,45	0,019	9

Примечание: содержание в сплавах ванадия – 0,3...0,32 %; марганца – 0,3...0,8 %; примесей внедрения: 0,05...0,06 % азота и 0,021...0,023 % кислорода.

Для наплавки использовали порошки с фракциями от 40 до 400 мкм.

Расчетная модель изнашивания в структурах типа «Шарпи» (гетерогенные структуры, матрица которых содержит мелкодисперсные твердые



включения избыточной фазы) (рис. 1) предполагает, что износостойкость прежде всего контролируется плотностью высокотвердых частиц второй фазы и протяженностью границ зерна, по которым выделяется хрупкая фаза.

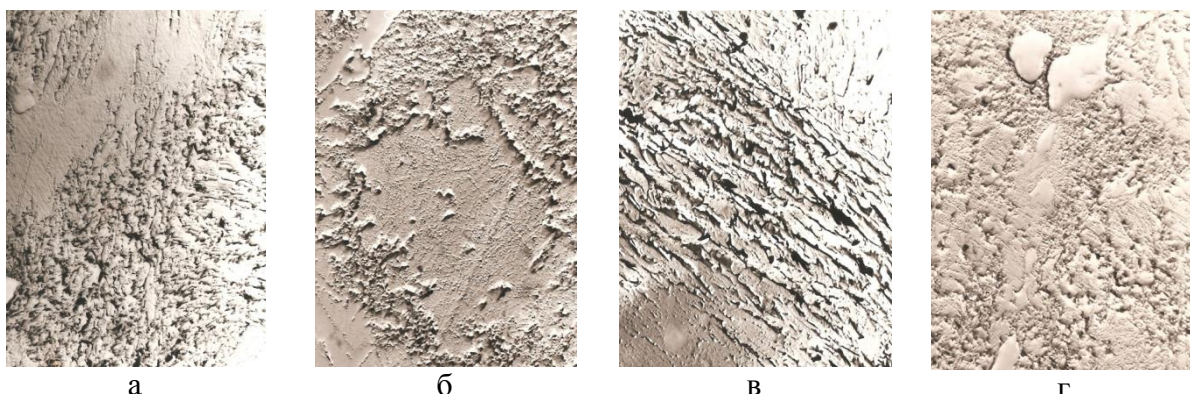


Рис. 1. Особенности структуры наплавочных материалов (увеличение 5 000): а, б – на основе железо-хром-никель; в, г – на основе железо-никель-кобальт

Комплексную оценку взаимообусловленности процесса изнашивания и структурных факторов для наплавленной стали можно сделать по значениям относительной износостойкости  $\varepsilon$ :

$$\varepsilon = \frac{\omega_0}{\omega_i}, \quad (1)$$

В формуле (1)  $\omega_i$  – текущее значение потери веса, а в качестве параметра  $\omega_0$  принято значение износа наплавки, не содержащих дисперсных включений силицидной фазы, то есть базовый состав без добавок кремния.

На рис. 2 представлен характер влияния фактора концентрации кремния в наплавленных сталях на относительную износостойкость поверхностного слоя.

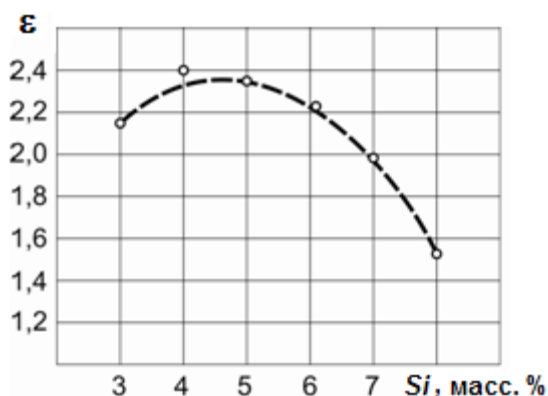


Рис. 2. Влияние кремния на относительную износостойкость  $\varepsilon$  железо-хром-никелевого наплавочного материала

выбирали монотонно убывающий участок кривой зависимости  $\varepsilon = f(HRC)$ , соответствующий концентрации кремния от 1 % Si и выше. Наибольшей

Видно, что наибольшим значением  $\varepsilon$ -параметра обладают наплавки с содержанием кремния примерно 4 % Si. В этом случае «работают» основные структурные процессы, такие как: интерметаллидное упрочнение при старении; силицидное упрочнение и создание «оболочковой» структуры из оксидов кремния  $SiO_2$ . Для характеристики взаимообусловленности структуры и износа

износостойкостью (2,4...2,2) обладают наплавочные материалы, содержащие 4...6 %  $Si$ , наименьшей (примерно 1,5) – МСС-стали с 8 %  $Si$ .

Структурные исследования  $Fe-Cr-Ni$ -кремнийсодержащих наплавочных МСС-сталей позволили сделать вывод, что упрочнение и повышение твердости в исходном состоянии достигается за счет образования при легировании кремнием выше 4 %  $Si$  дисперсных частиц силицидов ( $CrSi_2$ ,  $MoSi_{0,65}$ ), а также оксида кремния ( $SiO_2$ ). В процессе старения как в кремнийсодержащих, так и в бескремнистых материалах происходит образование интерметаллидных соединений типа  $Ni_3Ti$  и  $CrNiMoTi$ , также повышающих твердость наплавленного слоя. На основании изложенного твердость наплавов напрямую связывалась с количеством дисперсных частиц избыточных фаз.

Вторым модельным аспектом является тот факт, что формирующиеся в материалах наплавки, содержащие более 4 %  $Si$ , частицы  $SiO_2$ , образуют «оболочковую» структуру. При этом структура  $\alpha$ -фазы измельчается, в результате чего твердость дополнительно возрастает.

Зависимости плотности дисперсных частиц от содержания кремния (рис. 3) и твердости наплавленного слоя от размера зерна  $D_3$  (рис. 4) показывают, что твердость наплавов увеличивается при измельчении матрицы по фактору размера зерна и возрастании плотности дисперсных частиц второй фазы.

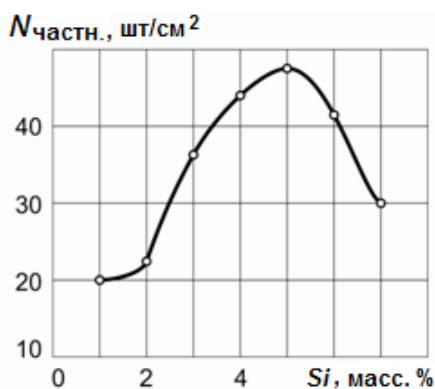


Рис. 3. Влияние кремния на плотность формирующихся в наплавках дисперсных силицидных частиц

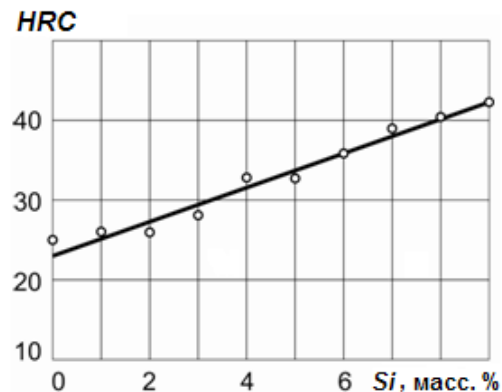


Рис. 4. Влияние количества кремния на твердость наплавочных материалов

Проведенная графическая аппроксимация кривой функции  $HRC = f(D_3)$  (см. рис. 4) позволила получить следующие выражения:

$$HRC = \frac{45x}{e^{D_3}}; \quad (2)$$

$$x = 1 - \frac{N_{\text{кр}} - N_i}{N_{\text{кр}}}, \quad (3)$$

где  $N_{\text{кр}}$  – максимальное количество дисперсных частиц;  $N_i$  – текущее значение количества частиц при данном содержании кремния или получаемой твердости.



Введение для каждой концентрации кремния поправки  $n$  в зависимость  $HRC$  от размера зерна  $D_3$  позволило повысить точность аппроксимации. Полученные выражения (2) и (3) позволяют представить основное выражение для оценки износостойкости наплавочных слоев  $\varepsilon$  в виде

$$\varepsilon = \varepsilon_0 / (HRC)^n. \quad (4)$$

Характеристика  $\varepsilon_0$  определяется как значение износостойкости  $\varepsilon$  в момент исчезновения дендритной структуры (при содержании кремния более 4 %  $Si$ ).

Параметр  $n$  является функцией искажения кристаллической решетки  $\alpha(\alpha')$ -фазы, которая качественно характеризуется изменением параметра  $a_\alpha$ . Данные по влиянию кремния на период решетки  $\alpha(\alpha')$ -фазы показали, что геометрическая аппроксимация зависимостей  $a_\alpha$  от температуры старения  $T$  для наплавочных материалов с различным содержанием кремния может быть описана следующим выражением:

$$a_\alpha = a_0 / T^k. \quad (5)$$

Поскольку  $a_0/a_\alpha \sim 10$ , то  $k = 1/lqT$ , а зависимость периода решетки  $\alpha'$ -фазы от концентрации кремния или от соответствующей этому содержанию твердости наплавки будет иметь вид

$$a_\alpha = 2,875 - 1,3 \cdot 10^{-3}(HRC - 25). \quad (6)$$

На основании полученных зависимостей параметров решетки  $\alpha(\alpha')$ -фазы от температуры старения параметр  $n$  может быть описан функцией

$$n = 9 - K_T |500 - T|, \quad (7)$$

где  $K_T$  – температурный коэффициент, равный  $35 \cdot 10^{-3}$  ( $1/^\circ C$ );  $T$  – температура старения ( $^\circ C$ ).

В расчетную модель износостойкости гетерофазных структур можно включить также соотношение модулей упругости  $E_\alpha/E_M$ . Наибольшее значение это соотношение примет при высоком модуле дисперсных частиц  $E_\alpha$  и низком значении упругих констант основы  $E_M$ , то есть у наплавочных материалов, легированных кремнием в количестве от 4 до 9 %  $Si$ . В этом диапазоне концентраций кремния реализуется и силицидное и интерметаллидное упрочнение. Причем если в наплавках с содержанием кремния 1...3 %  $Si$  структура матрицы мартенситная, то в  $Fe-Cr-Ni$ -наплавочных материалах с высоким содержанием кремния (4...9 %  $Si$ ) этой структурой является ферритная фаза, имеющая, по сравнению с мартенситной структурой, более низкий модуль упругости.

Таким образом, соотношение  $E_\alpha/E_M$  связано со структурой материала и может регулироваться в кремнийсодержащих  $Fe-Cr-Ni$ -наплавках за счет целенаправленного формирования дисперсных частиц избыточных фаз и матричных структурных составляющих. Полученные выражения (2) – (7),

оценивающие износостойкость наплавочных материалов, имеют больше структурный, нежели технологический характер.

Для получения конкретной связи износостойкости материала со структурой, параметрами упрочнения и составом (в данном случае – изменением концентрации кремния в МСС-сталях) была построена структурно-технологическая модель изнашивания.

На основе комплекса всех полученных при изучении структурно-технологической модели связей между износостойкостью, температурой старения  $T_{ст}$ , а также диаметром зерна  $D_3$   $\alpha$ -фазы и плотностью частиц второй фазы  $N_ч$  было разработано регрессионное уравнение, связывающее все перечисленные параметры.

$$\begin{aligned} \varepsilon = & 2,44 \cdot 10^{-2} + 0,884 \cdot T_{ст} + 1,68 \cdot 10^{-3} \cdot T_{ст}^3 - 7,52 \cdot 10^{-6} \cdot T_{ст}^3 + \\ & + 5,8 \cdot 10^{-9} \cdot T_{ст}^4 - 2,35 \cdot N_ч + 0,217 \cdot N_ч^2 \cdot 10^{-6} - 7,45 \cdot 10^{-3} \cdot N_ч^3 + \\ & + 8,1 \cdot 10^{-5} \cdot N_ч^4 - 23,69 \cdot D_3 + 0,728 \cdot D_3^2 - 9,08 \cdot 10^{-3} \cdot D_3^3 + 3,97 \cdot 10^{-4} \cdot D_3^4. \end{aligned}$$

С использованием полученного уравнения можно решить задачу оптимизации по критерию износостойкости, то есть оценить абразивную износостойкость материала на основе данных по температуре старения и структурного микроанализа.

#### Библиографический список

1. Чернявская, С.Г. Особенности кристаллизации сталей системы Fe-Cr-Ni-C / С.Г. Чернявская [и др.] // Специальные стали и сплавы. М.: Металлургия, 1973. Вып. 2. С. 75–80.
2. Архангельский, С.И. Использование неспециализированных сканирующих устройств для количественного анализа микроструктур / С.И. Архангельский, А.С. Мельник, Ю.В. Мельник // Известия ТулГУ. Сер. «Материаловедение». 2002. Вып. 2. С. 54–59.

УДК 620.17:530.1:539.4

Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, И.Ю. Канунникова  
Тульский государственный университет

#### ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА МУЛЬТИФРАКТАЛЬНОЙ ПАРАМЕТРИЗАЦИИ ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ ПОРИСТЫХ СТРУКТУР

Проанализирована возможность применения методов фрактальной диагностики для оценки пористости покрытий, полученных методами напыления и наплавки. Получены корреляции между механическими свойствами и мультифрактальными параметрами.

*Ключевые слова:* мультифрактальные параметры, напыление, наплавка, параметризация, твердость.

The possibility of application of fractal diagnostics methods for assessment of the sprayed and surfaced coatings porosity has been analyzed. The correlation between mechanical properties and multifractal parameters has been obtained.

*Key words:* multifractal parameters, spraying, surfacing, parameterization, hardness.

Важное место среди методов получения различных покрытий, обладающих повышенными износостойкими, коррозионно-стойкими, жаростойкими, химически стойкими и другими свойствами, принадлежит методам нанесения газотермическим напылением и наплавкой. В процессе нанесения покрытие образуется из отдельных расплавленных или близких к этому состоянию частиц. Расплавленные частицы с высокой скоростью соударяются с поверхностью основы и наслаиваются на ней, что приводит к образованию защитного покрытия. Контактные процессы при ударе, деформации, затвердевании и охлаждении частиц, а также процессы их физико-химического взаимодействия с окружающей средой при движении к основе определяют структуру и свойства покрытия.

Важным моментом процесса затвердевания напыленных частиц на поверхности основы является частичное выделение газов, растворенных в жидком металле, что сопровождается образованием закрытых и открытых пор в объеме напыляемого покрытия.

Наличие пор в покрытии может дать положительный эффект и повысить износостойкость, когда его наносят на трущиеся участки, так как в порах может сохраняться смазка. Однако в случаях, когда покрытие используется как антикоррозионное, или в других аналогичных случаях агрессивные газы или жидкости могут проникнуть по порам покрытия к поверхности основы и снизить работоспособность детали.

Структурообразование систем, полученных методами напыления и наплавки, находится в сложной зависимости от значительного количества параметров технологического процесса, включая и стадии последующей термической обработки. Отклонение какого-либо технологического фактора от его оптимального значения проявляется в формировании дефектных, аномальных структур и характеризуется повышенной загрязненностью неметаллическими включениями, выделением карбидных и интерметаллидных фаз по границам зерен, ростом зерна, структурной гетерогенностью. Очевидно, что изучение данных процессов требует перехода от качественной металлографии к точным количественным методам описания структуры.

Методология прикладного мультифрактального анализа позволяет непосредственно выявлять и описывать нарушение специфической формы симметрии – фрактальной симметрии (Ф-симметрии) – в структурах многих материалов.

Для количественной оценки покрытий в работе использовали мультифрактальный анализ, который проводили с использованием программы

*MFRDrom* [1]. На рис. 1 представлены микроструктуры пористых покрытий, а также результаты их мультифрактального анализа.

Из рис. 1 видно, что все покрытия обладают пористостью. Данные мультифрактального анализа показали зависимость мультифрактальных параметров от пористости покрытия (рис. 2).

Параметр  $f_{100}$  уменьшается при увеличении объема пор в материале, причем мультифрактальный параметр упорядоченности  $\Delta_{100}$  при этом имеет другой тренд. Из рис. 3 видно, что параметр упорядоченности возрастает с увеличением объема пористости.

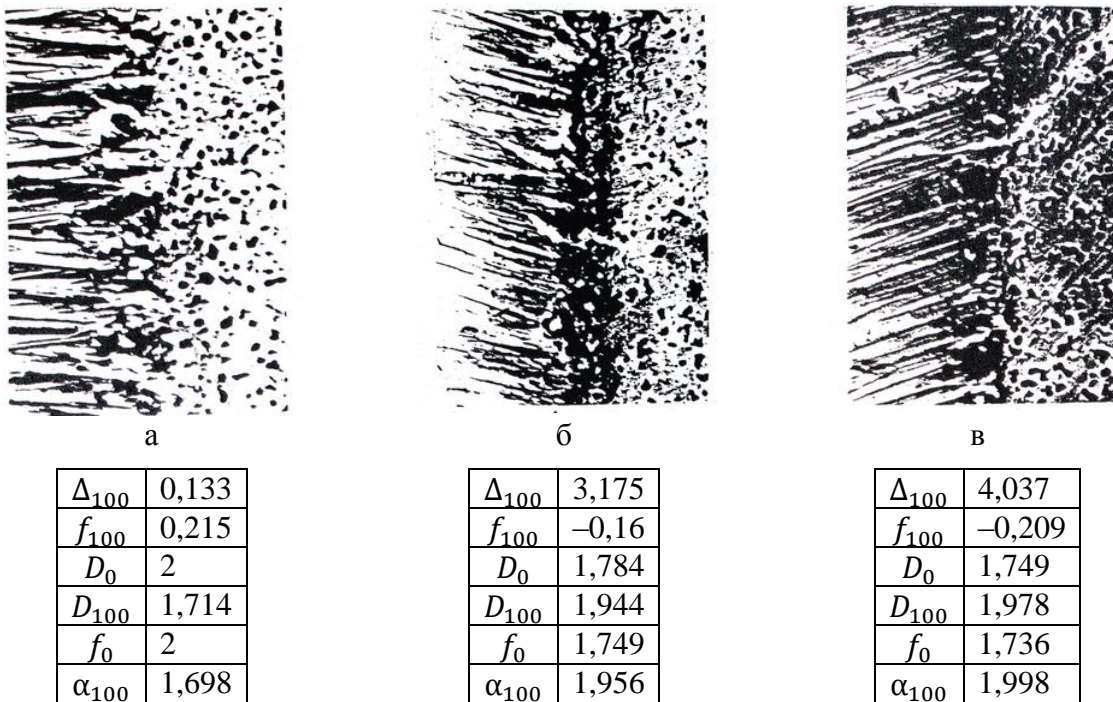
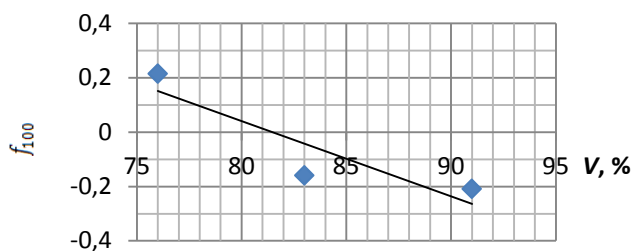


Рис. 1. Влияние пористости на мультифрактальные параметры:  
а – напыление *Fe-B*; б – наплавка *Fe-B*; в – напыление *Fe-Si*

В работах [2–5] отмечалось, что поры могут влиять на определенные мультифрактальные характеристики аналогично включениям микроструктуры – фазам, карбидам и др. Это подтверждается обнаруженной в наших исследованиях взаимосвязью пористости (плотности) и параметра однородности.

Мультифрактальный параметр однородности, отражающий протяженность границ, уменьшается с увеличением количества пор. Действительно, при отсутствии границ в кристалле  $f$  максимальна, при появлении первых несовершенств параметр однородности уменьшается.

Параметр упорядоченности  $\Delta$  имеет совершенно противоположную зависимость: этот параметр характеризует «хаос» структуры, то есть чем больше пор, тем больше хаос и тем больше параметр  $\Delta$ .

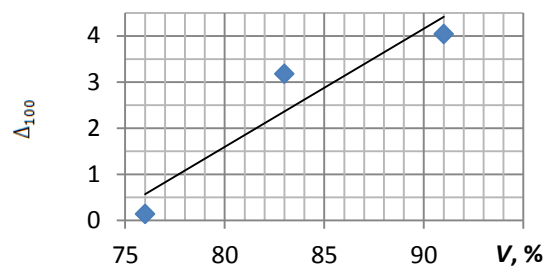


$f_{100}$	$V_{\text{пор}}, \%$
0,215	76
-0,16	83
-0,209	91

$$f_{100} = 2,26 - 0,028 \cdot V$$

$$R^2 = 81 \%$$

Рис. 2. Влияние пористости  $V_{\text{пор}}$  на мультифрактальный параметр однородности  $f_{100}$



$\Delta_{100}$	$V_{\text{пор}}, \%$
0,133	76
3,175	83
4,037	91

$$\Delta_{100} = -18,94 + 0,257 \cdot V$$

$$R^2 = 88 \%$$

Рис. 3. Влияние пористости  $V_{\text{пор}}$  на мультифрактальный параметр упорядоченности  $\Delta_{100}$

Из рис. 4–6 видно, что мультифрактальные параметры  $f$  и  $\Delta$  также отслеживают размеры пор. Для структур с малыми размерами пор (около 5 мкм) параметр упорядоченности минимален, а параметр однородности максимален. Это можно объяснить тем, что эти параметры отслеживают протяженность границ, в данном случае – границ пор. При увеличении суммарного параметра пор в структуре уменьшается однородность и повышается хаос, а значит упорядоченность структуры.

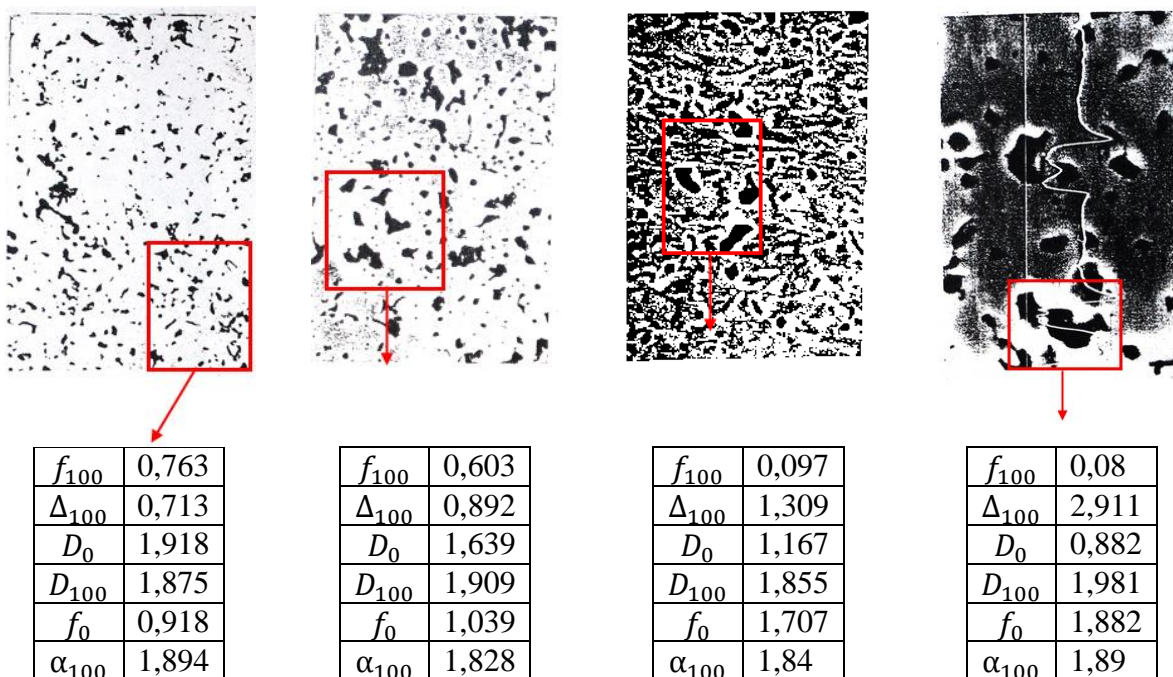
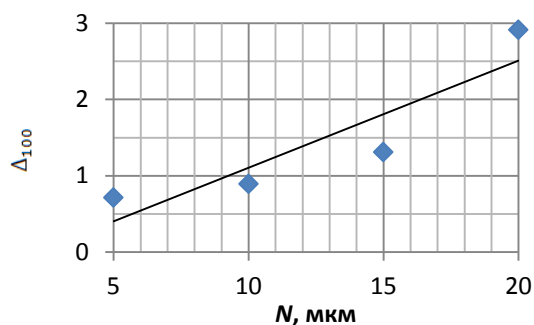


Рис. 4. Влияние размера поры на мультифрактальные параметры

Движущей силой перехода к беспористым материалам является стремление к минимизации энтропии при самоорганизации структур. Именно самоорганизация обеспечивает оптимизацию структуры и минимальную пористость системы. Материал с минимальной пористостью отвечает условиям неравновесности системы, при которых в процессе деформации самоорганизуются диссипативные структуры, обладающие фрактальностью.

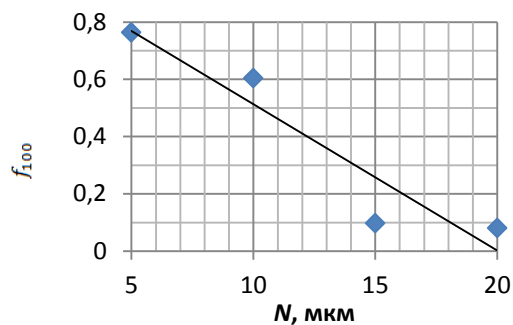


$\Delta_{100}$	Суммарный параметр пор $N$ , мкм
0,713	5
0,892	10
1,309	15
2,911	20

$$\Delta_{100} = -0,297 + 0,1402 \cdot N$$

$$R^2 = 81 \%$$

Рис. 5. Влияние размера пор  $N$  на мультифрактальный параметр однородности  $\Delta_{100}$



$f_{100}$	Суммарный параметр пор $N$ , мкм
0,763	5
0,603	10
0,097	15
0,08	20

$$f_{100} = 1,025 - 0,05 \cdot N$$

$$R^2 = 89 \%$$

Рис. 6. Влияние размера пор  $N$  на мультифрактальный параметр упорядоченности  $f_{100}$

### Библиографический список

1. Иванова, В.С. Синергетика и фракталы. Универсальность механического поведения материалов / В.С. Иванова, И.Р. Кузеев, М.М. Закирничная. Уфа: Изд-во УГНТУ, 1998. 363 с.
2. Иванова, В.С. Синергетика. Прочность и разрушение металлических материалов / В.С. Иванова. М.: Наука, 1992. 160 с.
3. Анциферов, В.Н. Порошковая металлургия и напыление покрытий / В.Н. Анциферов, Г.В. Бобров, Л.К. Дружинин [и др.]. М.: Металлургия, 1987. 792 с.
4. Витязь, П.А. Применение метода вихревых токов для исследования распределения пористости в порошковых проницаемых материалах / П.А. Витязь, В.Г. Шелег, В.М. Капцевич // Порошковая металлургия. 1984. № 5. С. 58–60.
5. Шишковский, И.В. Фрактальная размерность распределения пор при лазерном спекании порошка Ti / И.В. Шишковский // Физика и химия обработки материалов. 2004. № 6. С. 66–70.

УДК 539.37

А.Ф. Гусев, М.В. Новоселова  
Тверской государственной технической университет

**ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТИЧЕСКОЙ ПЛОЩАДИ КОНТАКТА  
ПО ИЗМЕНЕНИЮ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ  
ПРИ ВНЕДРЕНИИ СО СДВИГОМ СФЕРИЧЕСКИХ ВЫСТУПОВ  
В ПЛОСКУЮ ПОВЕРХНОСТЬ**

Экспериментально изучено изменение фактической площади контакта при переходе от покоя к скольжению на моделях шероховатых поверхностей в условиях пластического контакта. Изменение ФПК экспериментально исследовали по изменению контактного сопротивления при внедрении со сдвигом осесимметричных сферических выступов в плоскую поверхность. Эксперименты подтвердили возможность распространения теоретических зависимостей, полученных для двумерной модели выступов на контакт, моделируемый телами осесимметричной сферической формы, при внесении соответствующих количественных поправок.

*Ключевые слова:* фактическая площадь контакта, коэффициент трения, пластическая деформация, модель шероховатости.

Experimentally studied the change in actual contact area at the transition from rest to slip on the models of rough surfaces in plastic contact conditions. Change the actual contact area experimentally investigated the change of the contact resistance in the implementation of the shift of the axisymmetric spherical protrusions in a flat surface. The experiments confirmed the possibility of extending the theoretical dependences obtained for the two-dimensional model of the protrusions on the contact modeled by axisymmetric bodies in a spherical form, when you make appropriate quantitative adjustments.

*Key words:* the actual contact area, friction coefficient, plastic deformation, roughness model.

Расчет фактической площади контакта (ФПК) – важнейший этап оценки любых характеристик контактного взаимодействия поверхностей, в том числе фрикционных, электрических и тепловых. В тепло- и электропроводящем контакте правильный расчет ФПК наиболее важен, так как именно на пятнах фактического контакта происходит перенос электрической и значительной части тепловой энергии [1]. Многочисленные теоретические и экспериментальные исследования показали, что площадь фактического контакта шероховатых поверхностей при их относительном сдвиге  $A_r$  возрастает по сравнению с площадью при статическом контакте  $A_{r0}$  в некоторой зависимости от коэффициента трения  $f$ . В работе [2] путем непосредственного измерения ФПК было показано, что полученные экспериментальные зависимости как для модели выступов в виде протяженного клина, так и для выступов в форме четырехугольной пирамиды достаточно хорошо аппроксимируются формулой [3]

$$A_r = A_{r0} \sqrt{1 + \xi f^2}, \quad (1)$$

где  $\xi$  – постоянный коэффициент. Однако для клиновой модели числовое значение коэффициента  $\xi$  примерно в 1,5 раза выше, чем для пирамидальной модели выступов.

В данной статье представлены результаты экспериментального исследования изменения ФПК при внедрении с последующим сдвигом в плоскую поверхность осесимметричных сферических выступов методом измерения контактного электрического сопротивления. Измерения проводили на приборе, принципиальная схема которого показана на рис. 1.

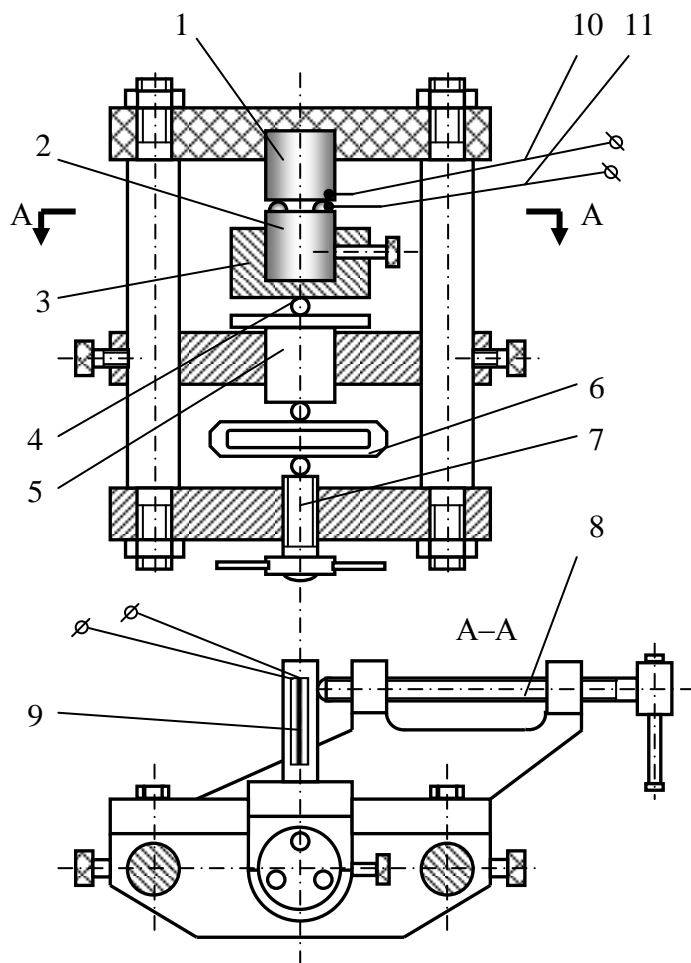


Рис. 1. Схема измерения электросопротивления контакта образцов при сдвиге

Верхний металлический образец 1 с плоской контактной поверхностью установлен неподвижно относительно станины прибора и электрически от нее изолирован. Материал образца – электролитическая медь М1. Нижний образец 2 зажат винтом в оправке 3, которая через шарик 4, подвижный ползун 5 и динамометр 6 поджимается вверх ходовым винтом 7. В поверхность нижнего образца на равном расстоянии друг от друга и симметрично относительно вертикальной оси зачеканены три шарика диаметром 3 мм из стали ШХ 15.



Нормальную статическую нагрузку на контакт прикладывали вращением винта 7 и ее значение фиксировали по образцовому динамометру сжатия 6. Оправка с нижним образцом имеет возможность вращения вокруг вертикальной оси. Вращающий момент создавали при помощи винта 8 через балку 9 с наклеенными на нее тензодатчиками. Момент силы трения измеряли при помощи тензометрического усилителя и милливольтметра с одновременной записью сигнала на ленте самопишущего милливольтметра.

Электрическое сопротивление контакта определяли по стандартной четырехпроводной схеме. Через контакт пропускали постоянный электрический ток силой 30 мА от источника стабилизированного тока. Постоянство силы тока в процессе эксперимента непрерывно контролировали с помощью миллиамперметра.

Вблизи контактной поверхности верхнего образца был зачеканен электрод 10, с которого снимали электрический потенциал при пропускании постоянного тока через контакт образцов. Ответный потенциальный электрод 11 подпаян к каждому шарикку 4 вблизи его вершины, то есть непосредственно вблизи точки соприкосновения шарика с плоской поверхностью образца 1. Контактную разность потенциалов измеряли с помощью аналогового микровольтметра, который использовали в качестве предварительного усилителя сигнала, и универсального цифрового вольтметра. При сдвиге образцов производили запись разности потенциалов на ленте самопишущего милливольтметра синхронно с записью силы трения. Сила тока выбрана таким образом, чтобы контактная разность потенциалов при разомкнутом контакте, с одной стороны, не превышала 1 % от потенциала плавления металла образца, а с другой стороны, была достаточно большой для ее надежного измерения микровольтметром. Первая величина составляла 25 мВ, а вторая в ходе измерений принимала значения не ниже 10...15 мкВ. Непосредственно перед измерением контактные поверхности образцов тщательно очищали от посторонних непроводящих пленок с целью установления надежного металлического контакта.

Учитывая, что контакт образцов осуществляется в трех удаленных друг от друга площадках, имеющих форму круга, изменение фактической площади контакта при сдвиге определяли как [4]

$$\frac{A_r}{A_{r_0}} = \left( \frac{R_0}{R} \right)^2, \quad (2)$$

где  $A_{r_0}$  и  $A_r$  – фактическая площадь статического контакта и контакта при сдвиге;  $R_0$  и  $R$  – контактное электросопротивление в статическом контакте и при сдвиге.

Эксперименты выполняли в интервале нагрузок от 100 до 3 000 Н. При этом заглубление сферических выступов диаметром 3 мм в плоскую поверхность образца из меди составляло от 3 мкм до 65 мкм, что применительно к модели выступа в виде клина соответствует углам при вершине от 168° до 178°.

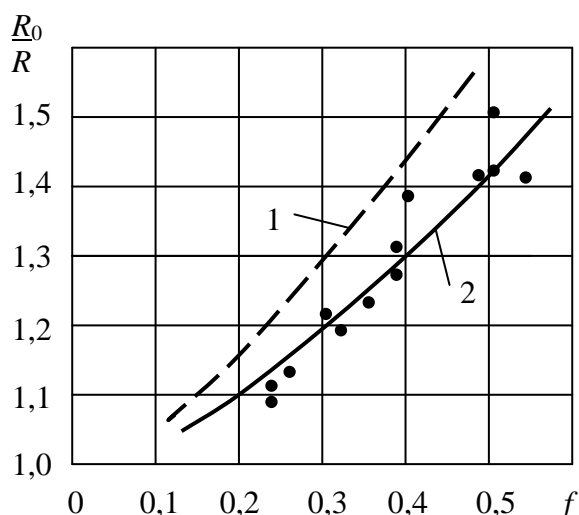


Рис. 2. Зависимость изменения контактного электросопротивления от коэффициента трения:

- 1 – расчет для клиновой модели  $\xi = 20$ ;  
 2 – расчет для осесимметричной модели  $\xi = 12$

Результаты эксперимента приведены на рис. 2. Точками изображены экспериментальные данные. Пунктирной линией показана зависимость относительного изменения контактного электрического сопротивления, рассчитанная для клиновой модели с учетом формул (1) и (2) при  $\xi = 20$ , сплошной линией – расчетная зависимость для осесимметричной модели при  $\xi = 12$ .

Экспериментальные результаты так же, как и в предыдущем исследовании [2], хорошо согласуются с зависимостью (1), в которой коэффициент  $\xi$  приблизительно в 1,5...1,8 раза меньше, чем рассчитанный для клиновой модели, и равен в среднем  $\xi = 11...13$ . В классической работе [5], где исследовалось изменение фактической площади контакта, также по электросопротивлению получено аналогичное значение коэффициента  $\xi = 11,6$ .

Эксперименты подтвердили правомерность распространения результатов теоретического решения задачи пластической деформации для двумерной клиновой модели выступов шероховатой поверхности на контакт, моделируемый телами осесимметричной формы, в частности сферами, путем внесения соответствующих количественных поправок.

#### Библиографический список

1. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТвГТУ, 2010. 110 с.
2. Гусев, А.Ф. Сравнительное экспериментальное исследование фактической площади контакта при смятии и сдвиге клиновых и осесимметричных пирамидальных моделей выступов / А.Ф. Гусев // Вестник Тверского государственного технического университета. Тверь: ТвГТУ, 2016. № 2 (30). С. 49–51.
3. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, Н.М. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
4. Хольм, Р. Электрические контакты / Р. Хольм. М.: Изд-во иностранной литературы, 1961. 464 с.
5. Courtney-Pratt, J.S. The effect of a tangential force on the contact of metallic bodies / J.S. Courtney-Pratt, E. Eisner // Proc. Roy. Soc. 1957. Ser. A. V. 238. № 1215. P. 529–550.

УДК 620.178.37

Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина  
Брянский государственный технический университет

## **ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ИСПЫТАНИЯ ДЕТАЛЕЙ, РАБОТАЮЩИХ В УСЛОВИЯХ ДИНАМИЧЕСКОГО И ТЕМПЕРАТУРНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ**

Описаны оборудование и методика испытаний материалов на изнашивание в условиях граничной смазки при циклическом изменении температур и нагрузок, в том числе при наличии абразива в смазочном материале.

*Ключевые слова:* методы испытаний, испытательное оборудование, трение, изнашивание, абразив, циклические нагрузки, ударные нагрузки, фрикционный механический контакт, температура

The article describes the instrumentation and technique of materials wear testing in boundary friction conditions under the cycling temperature and load, including the abrasive presence in lubricant.

*Key words:* test methods, test equipment, friction, wear, abrasive, cycling loadings, shock loadings, frictional mechanical contact, temperature.

Надежность многих машин в значительной степени определяется показателями износостойкости их ответственных деталей. Наиболее эффективно для повышения износостойкости использовать комплексные подходы, включающие конструкторско-технологические и эксплуатационные мероприятия, в полной мере учитывающие особенности изнашивания изделий в конкретных условиях их работы, а именно: динамико-скоростной характер нагружения, особенности температурного воздействия, наличие активных химических и абразивных сред и другие факторы.

В настоящей статье представлены методические основы исследований деталей в условиях динамического нагружения при различных видах температурного воздействия, которые можно классифицировать по следующим направлениям: исследования изнашивания материалов при циклическом изменении температур и нагрузок, испытания на изнашивание при граничной смазке и абразивно-масляной прослойкой и исследования фрикционно-механических перемещающих устройств.

Для исследования изнашивания в условиях циклического изменения температуры и нагрузки [1, 2] предложена соответствующая схема испытаний (рис. 1).

Согласно этой схеме, четыре образца 1 (три исследуемых и один контрольный) периодически фрикционно взаимодействуют с боковой поверхностью контробразца 3, температура которого поддерживается в пределах 600–800 °С. Контактное взаимодействие образца осуществляется по дуге окружности, являющейся образующей рабочей поверхности контробразца.

Для уменьшения динамических нагрузок в момент входа и выхода образца из фрикционного контакта на контробразце предусмотрены заходные области А.

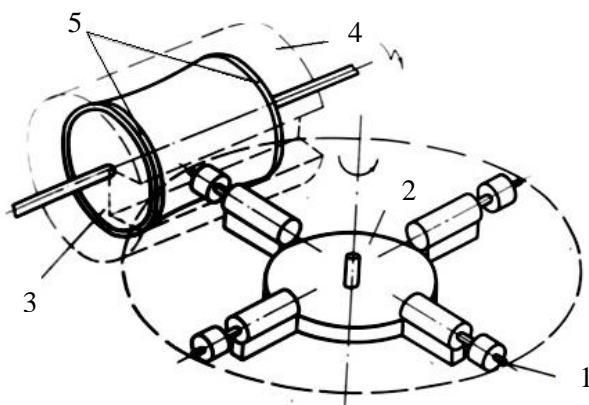


Рис. 1. Схема испытания в условиях динамического нагружения и циклического изменения температуры: 1 – образец; 2 – крестовина; 3 – контробразец; 4 – нагревательное устройство; 5 – заходные области

Рабочая часть образца для получения требуемых высоких давлений выполняется сферической. Перед каждым вступлением в контакт с образцом контробразец поворачивается, что обеспечивает трение по новой поверхности. Нагрев исследуемого образца происходит при контакте с нагретым контробразцом, охлаждение осуществляется в процессе свободного хода за счет теплоотдачи в окружающую среду или (с целью обеспечения большей скорости охлаждения) струей жидкостно-воздушной эмульсии с различным соотношением составляющих компонентов.

Кроме того, в установке предусмотрена возможность сохранения стабильной температуры образца как в процессе трения, так и при холостом пробеге. Температура нагрева контролируется термодарами, закрепленными в щетках, прижатых к рабочей поверхности контробразца.

Разработанная установка позволяет проводить испытания при циклическом изменении температур от 20 до 800 °С и нагрузок от 10 до 500 Н. Изнашивающие диски изготавливаются из различных марок сталей. Испытания проводятся в течение 2 500–7 500 циклов.

Установку можно использовать при исследовании инструментальных материалов, предназначенных для обработки металлов давлением и резанием.

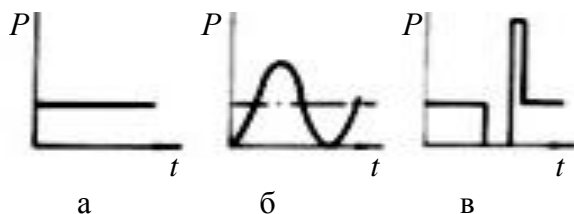


Рис. 2. Испытания на изнашивание при граничной смазке и абразивно-масляной прослойкой: а – при постоянной нагрузке; б – при переменной нагрузке; в – при ударной нагрузке

Испытания на изнашивание при граничной смазке и абразивно-масляной прослойкой выполняются при приложении постоянных, циклических или ударных нагрузок  $P$  (рис. 2). Для реализации этой схемы разработана машина [3], обеспечивающая возможность проведения испытаний со скоростями трения от 8 до 40 м/с. Кинематическая схема машины приведена на рис. 3.

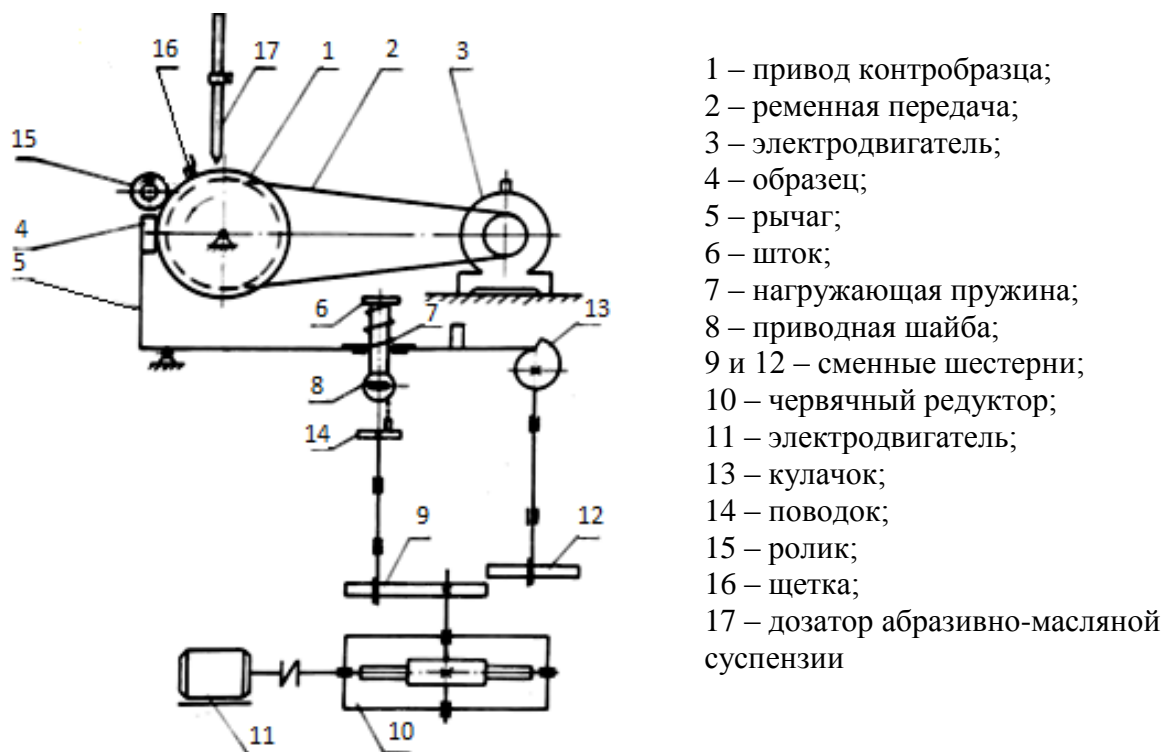


Рис. 3. Кинематическая схема машины для испытаний на изнашивание при граничной смазке и абразивно-масляной прослойкой

Кроме того, при испытаниях используется разработанное нами устройство [4] для программного создания нагрузок, изменяющихся по времени в пределах от 10 до 100 Н со ступенью в 10 Н.

Требуемая закономерность изменения нагрузки в процессе испытаний наносится в виде кода на перфоленту, с которой считывается посредством электронного блока, подающего командные импульсы на электромагнитный механизм нагружения образца.

Образцы для испытаний приняты двух типов: пластинчатые с приработанной рабочей поверхностью и цилиндрические со сферической рабочей поверхностью.

Прижим образца к изнашивающему диску осуществляется специальным механизмом. При сохранении постоянной силы прижима образца к изнашивающему диску заданная нагрузка создается пружиной.

При приложении к образцу циклической плавно меняющейся нагрузки изменение силы осуществляется путем дополнительного сжатия в течение одного цикла предварительно нагруженной пружины. Циклическость нагружения обеспечивается вращением приводной шайбы со скоростью от 18 до 140 об/мин от асинхронного электродвигателя через червячный редуктор и открытую зубчатую передачу.

Ударное нагружение производится пружиной 7, передающей усилие на рычаг и образец. Сжатие и разжим пружины, а также удар образца по диску производятся кулачком 13, который имеет участки плавного подъ-

ема и резкого спада. Вращение кулачка осуществляется от электродвигателя через червячный редуктор и пару сменных зубчатых колес.

Цикличность нагружения можно менять путем установки редукторов с различным передаточным отношением и подбором сменных зубчатых колес.

Абразивно-масляная прослойка создается путем дозированного подвода смазки и абразива в зону трения или с помощью автоматического устройства подачи абразивно-масляной суспензии в объеме от 0,05 до 6 мл/мин и содержанием в ней от 0,05 до 10 % абразива. В качестве абразивных материалов используются зерна кварцевого песка размером до 160 мкм, изготовленные путем помола в вибрационной и шаровой мельницах, и порошок карбида вольфрама. Объемная концентрация абразива в смазке при испытаниях составляет  $5 \pm 0,15$  %, что при расходе суспензии  $1,25 \pm 0,01$  мл/мин обеспечивает подачу 80–100 зерен абразива на  $1 \text{ см}^2$  истирающей поверхности контрообразца.

Установка используется для выбора марки твердых сплавов деталей и инструментов для обработки металлов давлением и резанием в условиях попадания абразива в зону контакта между инструментом и обрабатываемым материалом.

Для исследования фрикционно-механического сцепления различного вида шипов с древесными заготовками предложена схема [5, 6], представленная на рис. 4. Согласно этой схеме, исследуемые образцы 1 поочередно внедряются в древесину контрообразца 3 и перемещают его в осевом направлении, преодолевая возрастающее усилие действия пружины 2 по мере ее сжатия. По достижении некоторой величины сжатия пружины стабильный фрикционно-механический контакт контрообразца и исследуемого образца нарушается, происходит его срыв и возвращение контрообразца в исходное положение.

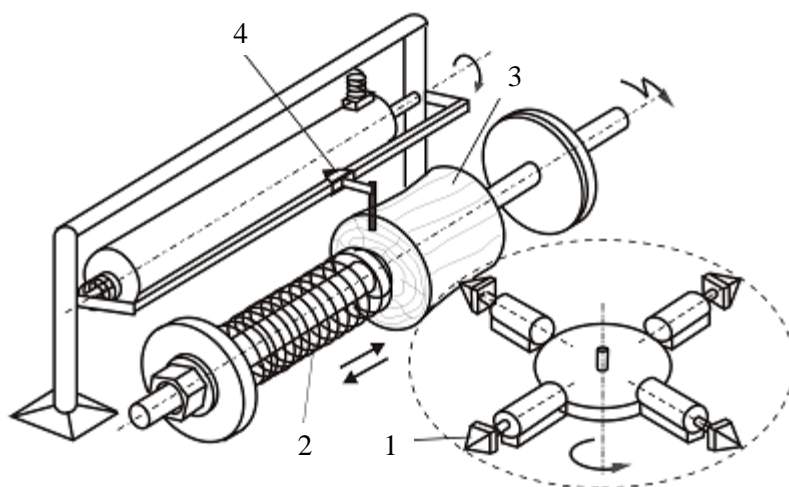


Рис. 4. Схема установки для исследования фрикционно-механического взаимодействия рабочих элементов валцов с древесиной:  
1 – образец; 2 – пружина; 3 – контрообразец; 4 – самописец

Контактирование образца с контробразцом осуществляется по дуге окружности, соответствующей траектории движения шипа при осуществлении различных технологических операций. Величина смещения контробразца фиксируется самописцем на бумажном носителе, закрепленном на цилиндрическом валике.

Перед вступлением в новый контакт с шипом контробразец проворачивается на угол, равный  $2^\circ$ , что обеспечивает взаимодействие образца с неповрежденной рабочей поверхностью контробразца.

Таким образом, максимальное значение смещения контробразца движущимся шипом характеризует силу фрикционно-механического сцепления. Для ее оценки можно использовать обобщенный показатель  $k$ , который определяется следующим образом:

$$k = \frac{x}{e},$$

где  $x$  – максимальная величина деформации пружины при единичных испытаниях, мм;  $e$  – ширина контробразца, мм.

При этом максимальное смещение контробразца, если исследуемый шип перемещал контробразец на всю его ширину, соответствовало величине коэффициента фрикционно-механического сцепления, равного 1.

В соответствии с описанной методикой можно установить зависимости геометрической формы шипов, породы, влажности и температуры древесины на силу фрикционно-механического сцепления. Кроме того, предоставляется возможность определять влияние степени изношенности образцов на динамику изменения коэффициента фрикционно-механического сцепления.

Разработанные методики позволяют проводить триботехнические испытания материалов в широком диапазоне температур, скоростей и нагрузок, которые наиболее точно соответствуют условиям эксплуатации многих деталей.

Проводимые экспериментальные исследования позволяют устанавливать закономерности фрикционного взаимодействия поверхностей, оценивать влияние на протекание процессов поверхностного разрушения физико-химических свойств используемых материалов и ряд других факторов. При этом можно оценивать не только исходные свойства материалов, но и особенности их трансформации в процессе контактного взаимодействия.

#### **Библиографический список**

1. Памфилов, Е.А. Машина для испытания на износостойкость / Е.А. Памфилов, В.В. Баранов // Заводская лаборатория. 1971. № 5. С. 620–621.
2. Памфилов, Е.А. Возможности и перспективные пути повышения работоспособности машин и оборудования лесного комплекса / Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина // Известия вузов «Лесной журнал». 2013. № 5. С. 129–141.

3. Памфилов, Е.А. Установка для определения износостойкости материалов в условиях циклического изменения температуры и нагрузки / Е.А. Памфилов, В.С. Рыжеванов, А.М. Буглаев [и др.] // Заводская лаборатория. 1979. № 4. С. 372–374.

4. Памфилов, Е.А. Устройство программного нагружения для испытательных установок / Е.А. Памфилов, Т.Г. Борзенкова // Заводская лаборатория. 1977. № 2. С. 239–241.

5. Пилюшина, Г.А. Повышение работоспособности лесопильного оборудования / Г.А. Пилюшина, Е.А. Памфилов // Известия вузов «Лесной журнал». 2007. № 4. С. 85–91.

6. Пилюшина, Г.А. Повышение износостойкости деталей и инструментов деревообрабатывающего оборудования / Г.А. Пилюшина // Качество и жизнь. 2014. № 1 (1). С. 44–49.

УДК 62-233.2:67.05

Е.А. Памфилов

Брянский государственный технический университет,

Е.В. Шевелева

Брянский государственный инженерно-технологический университет

## **КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ В УЗЛАХ ТРЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

Рассмотрены новые композиционные антифрикционные материалы, в том числе теплоаккумулирующие. Описаны способы управления составом и структурой композиционных материалов, позволяющие расширить возможности их использования.

*Ключевые слова:* узлы трения скольжения, композиционные материалы, тепло-рассеивающие материалы, теплоаккумулирующие материалы, древесно-металлические материалы.

New antifriction composites, including new thermal storage ones, are considered. The ways to control the composition and structure of composites, which enable to expand the possibilities of their use, are described.

*Key words:* sliding friction units, composites, heat dispersing materials, heat storage materials, wood-metal materials.

Для изготовления деталей узлов трения оборудования лесного комплекса, сельскохозяйственной техники и ряда других машин, работающих в условиях действия вибраций, динамических нагрузок, абразивного и химического воздействия, недостаточной смазки целесообразным является использование композиционных антифрикционных материалов.

Это связано с тем, что, несмотря на разнообразие такого оборудования, практически все его виды отличает повышенный износ деталей узлов скольжения. К таким деталям относятся направляющие устройства станков, ползуны лесопильных рам, подшипники скольжения, фрикционные тормозные устройства, работающие в большом диапазоне скоростей.



При их эксплуатации далеко не всегда обеспечивается требуемая работоспособность, главным образом по причине достижения недопустимой величины износа. Замена же износившихся деталей зачастую требует длительной остановки машин, что приводит к простоям оборудования и, как следствие, к снижению его производительности.

Отличительной эксплуатационной особенностью таких узлов, является то, что процесс их изнашивания представляет собой совокупность реализации сложных явлений, происходящих на функциональных поверхностях и в граничных слоях сопрягаемых деталей пары трения. К таким явлениям относятся деформирование и износ, усугубляемые действием абразива и циклического нагружения, а также проявлением явления схватывания.

Кроме того, на работоспособность этих узлов существенное влияние оказывают тепловые процессы, возникающие в результате реализации достаточно высоких давлений и скоростей трения, а также протекания ряда физико-химических процессов под действием триботехнической среды [1, 2].

В связи с этим актуальным является вопрос повышения долговечности узлов скольжения за счет совершенствования их конструкций, использования более эффективных фрикционных и антифрикционных материалов, обладающих повышенными теплофизическими характеристиками и виброгасящими свойствами, а также путем оптимизации технологии изготовления и упрочнения деталей, составляющих узлы трения.

Для улучшения триботехнических характеристик узлов скольжения рекомендуется в антифрикционный материал вводить оптимизирующие наполнители, создавая таким образом более работоспособную гетерогенную структуру. Требуемые свойства таких материалов достигаются за счет комбинирования различных составляющих в композите, которое обеспечивает получение новых материалов, проявляющих не только свойства отдельных исходных компонентов, но и имеющих определенные совокупные характеристики за счет проявления синергетического эффекта.

За счет этого в рассматриваемых материалах суммируются положительные свойства полимерной матрицы (самосмазываемость, задиростойкость, отсутствие шаржирования, коррозионная стойкость, пластичность) и металлического наполнителя (механическая прочность, жесткость, теплоустойчивость). При этом для создания требуемых эксплуатационных параметров матрицы можно эффективно использовать такой растительный полимер, как древесина различных пород [1].

Применение композиционных материалов на основе древесины позволяет обеспечить высокий уровень работоспособности узлов скольжения рассматриваемого оборудования. При этом получение повышенных характеристик достигается путем комбинирования различных по природе материалов. Особенности строения древесины, разработанные технологии ее

модифицирования в сочетании со сравнительно низкой стоимостью делают эти материалы перспективными для применения в качестве основы при создании высокороботоспособных узлов трения.

Для повышения долговечности модифицированного древесного антифрикционного материала за счет снижения температурного режима эксплуатации предлагается располагать в нем металлические теплопроводящие элементы различной формы, изготовленные из материалов, обладающих повышенной теплопроводностью и антифрикционностью. В результате анализа обеспечения работоспособности древесно-металлических вкладышей подшипников скольжения и способов их получения установлено, что наиболее перспективно использование металлических элементов, размещаемых в объеме материала вкладыша. При выборе металлической фазы сферической формы возможно достижение ее более равномерного распределения в древесной матрице и обеспечение регулируемой ее концентрации по толщине вкладыша в зависимости от условий эксплуатации. Целесообразно распределять металлические включения по толщине вкладыша радиальными слоями с переменной концентрацией в каждом слое [2, 3, 5, 6].

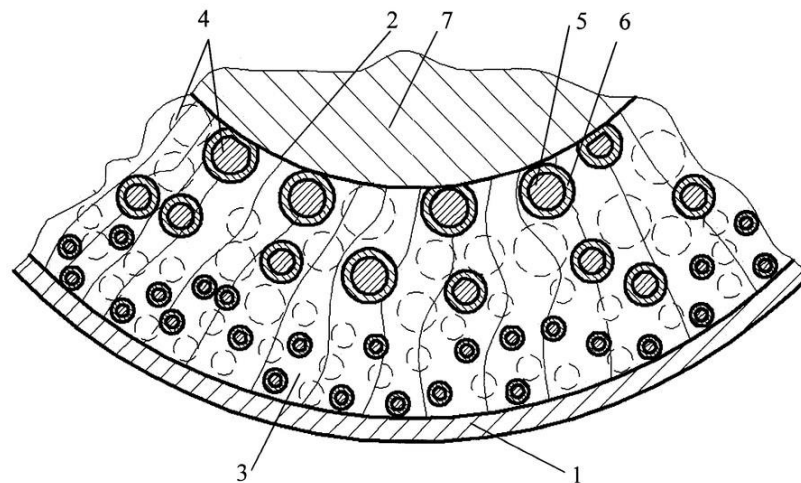
При работе подшипника нагрузка из-за наличия металлической составляющей перераспределяется между вкладышем и металлическими включениями. Металлические включения в процессе эксплуатации контактируют с поверхностью вала, что позволяет снизить коэффициент трения и повысить теплоотвод из зоны фрикционного контакта. Металлические включения максимальных диаметров должны быть расположены в слое, прилегающем к внутренней поверхности подшипника, и находиться в непосредственном контакте с валом. Так как максимальная рабочая температура находится в зоне контакта подшипника с валом, а распределение включений зависит от распределения температуры, то, по мере удаления от зоны контакта рабочих поверхностей, количество металла и диаметр теплоотводящих элементов уменьшаются.

На заключительной операции механической обработки осуществляется расточка внутреннего и внешнего диаметров с формированием функциональных параметров поверхностного слоя. В процессе механической обработки обеспечивается получение на формируемой рабочей поверхности вкладыша соотношения площадей древесного материала и теплоотводящих элементов.

В качестве металлической составляющей, применяемой, например, для изготовления антифрикционных вкладышей узлов скольжения, эксплуатируемых в условиях действия повышенных температур, возможно использование теплоаккумулирующих наполнителей [2, 4, 6]. Это способствует оптимизации теплофизических свойств создаваемых композиционных материалов. Такой эффект достигается как за счет увеличения количества теплоотводящих металлических компонентов, так и за счет обеспечения возможности аккумуляции тепловой энергии структурными

составляющими вследствие теплопоглощения, происходящего при фазовых превращениях эвтектоидного или эвтектического характера.

В этом случае выделяющееся при трении тепло отводится как металлическими включениями вследствие их высокой теплопроводности, так и расходуется в них на плавление легкоплавкого содержимого металлических элементов. При этом в течение процесса перехода материала в жидкое состояние дальнейшего увеличения температуры деталей, выполненных из теплоаккумулирующего материала, не происходит. Таким образом, размещение в модифицированной древесине теплоаккумулирующих элементов из легкоплавкого сплава не только повышает эффективность отвода тепла из зоны трения, но и понижает температуру работы рассматриваемых деталей [4]. Схема подшипника скольжения с вкладышем, выполненным из композита, состоящего из древесной составляющей и теплоотводящих элементов в виде капсул, представлена на рисунке.



Поперечный разрез подшипника скольжения: 1 – опорная втулка; 2 – композиционный вкладыш; 3 – древесная составляющая; 4 – теплоотводящие элементы в виде капсулы; 5 – эвтектический сплав; 6 – оболочка; 7 – шейка вала

Использование описываемых композиционных материалов позволяет в существенной степени снизить недостатки отдельных структурных составляющих, позволяет обеспечить получение повышенных механических, теплофизических и триботехнических характеристик путем комбинирования различных по природе материалов.

Древесина, благодаря своему пористому и волокнистому строению, способна обеспечить режим самосмазывания, обладает возможностью сопротивляться абразивному воздействию, гасить вибрационную и ударную нагрузку, поглощать шум.

Использование теплоаккумулирующего эффекта и других параметров матрицы и различных наполнителей способствует созданию перспективных путей дополнительного улучшения теплофизических свойств со-

здаваемых композиционных материалов. Такой эффект также достигается у предлагаемых материалов за счет увеличения количества теплоотводящих металлических компонентов, за счет обеспечения возможности аккумуляции тепловой энергии структурными составляющими вследствие теплопоглощения.

Обеспечение же различных совокупностей триботехнических характеристик применительно к конкретным машинам может быть достигнуто путем комбинирования в конструкциях подшипников скольжения нескольких материалов, отличающихся различными физико-химическими свойствами.

При этом немаловажную роль играют доступность и стоимость составляющих материал компонентов. С конструктивной точки зрения, проектируя подшипники скольжения, необходимо стремиться исключить возможность трения без смазочного материала, обеспечивая тем самым низкий коэффициент трения при эксплуатации рассматриваемой техники. Это дает возможность работать при больших нагрузках и высоких скоростях скольжения в присутствии абразива без шума, вибраций и перегрева подшипника.

Управление составом и структурой композиционных материалов, в том числе и новых теплоаккумулирующих, позволяет расширить их применение в качестве фрикционных, характеризующихся повышенными температурами работы и интенсивным износом.

### Библиографический список

1. Памфилов, Е.А. Перспективные материалы для узлов трения деревообрабатывающего оборудования / Е.А. Памфилов, Е.В. Алексеева // Лесной журнал. 2015. № 4. С. 113–124.
2. Памфилов, Е.А. Использование композиционных материалов на основе древесины в узлах трения оборудования лесного комплекса / Е.А. Памфилов, Е.В. Шевелева // Материалы всерос. науч.-практ. конф. «Технология реновации машин и оборудования». Уфа: Башкирский ГАУ, 2016. С. 207–212.
3. Памфилов, Е.А. Создание новых композиционных древесно-металлических материалов / Е.А. Памфилов, Е.В. Шевелева, Д.И. Муратов // Лесной журнал. 2006. № 2. С. 60–66.
4. Пат. 2432508 Российская Федерация. Подшипник скольжения / Памфилов Е.А., Сидоров О.В., Шевелева Е.В. [и др.]; опубли. 27.10.11, Бюл. № 30. 6 с.
5. Пат. 2305804 Российская Федерация. Способ изготовления подшипника скольжения / Памфилов Е.А., Шевелева Е.В., Сидоров О.В.; опубли. 10.09.07, Бюл. № 25. 9 с.
6. Шевелева, Е.В. Разработка композиционных древесно-металлических материалов для изготовления вкладышей подшипниковых узлов / Е.В. Шевелева // Актуальные направления научных исследований XXI века: теория и практика: сб. науч. тр. Воронеж: ВГЛУ, 2015. № 9. Ч. 2 (20–2). С. 107–110.

УДК 621.7

Г.В. Раткевич, Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова  
Тверской государственной технической университет

## **МОРФОЛОГИЯ ПОВЕРХНОСТИ НАПЛАВЛЕННОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА ПОСЛЕ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ**

Получены образцы наплавки из порошков на никелевой основе на плоские подложки из стали 30 с помощью многоканального (48 лучей) CO<sub>2</sub> лазера с мощностью выходного излучения 5 кВт. Определены параметры микрогеометрии поверхности покрытия после наплавки, лазерной закалки и лазерной полировки.

*Ключевые слова:* многоканальный CO<sub>2</sub> лазер, лазерная наплавка, лазерная закалка, лазерная полировка.

Samples of built-up layers of nickel-based powders were obtained by laser cladding on the substrate of steel 30 with the aid of multichannel (48 beams) CO<sub>2</sub> laser with 5 kW power output. Microgeometric parameters of the surface coating were determined after cladding, laser hardening and laser polishing.

*Key words:* multichannel CO<sub>2</sub> laser, laser cladding, laser hardening, laser polishing.

Одним из способов получения защитных и восстанавливающих слоев деталей является лазерная наплавка [1–6]. Она применяется во многих отраслях промышленности, в том числе аэрокосмической, автомобильной, энергетической и т. д. Преимущества лазерной наплавки заключаются в небольшой зоне термического влияния, минимальном перемешивании основного и наплавляемого материала, металлургической связи между наплавленным слоем и основой, возможности полной автоматизации. Важными направлениями промышленного применения лазерной наплавки являются восстановление изношенных деталей и наплавка покрытий со специальными свойствами. Высокая эффективность технологического процесса может быть достигнута при восстановлении дорогостоящих крупногабаритных деталей сложной формы. Технологию лазерной наплавки с успехом применяют при получении коррозионно-стойких, эрозионно стойких, износостойких покрытий. Лазерная наплавка новых изделий, как правило, приводит к улучшению их свойств. Используют присадочный материал в виде порошка, пасты, проволоки или фольги. Толщина наплавленного слоя за один проход обычно составляет 0,25...0,75 мм [4]. Поверхность после наплавки перекрывающимися валиками почти плоская и требует незначительной последующей механической обработки. Однако режимы наплавки не всегда обеспечивают создание в наплавленном металле окончательного комплекса эксплуатационных свойств. Для решения этого вопроса все шире используются гибридные технологии, в том числе с применением лазерного излучения, например полировка, закалка, отпуск металла наплавленного слоя. Цель настоящей работы – исследовать особенности морфологии поверхности нике-

левого сплава после наплавки, закалки с оплавлением и полировки, выполненных с помощью многоканального  $CO_2$  лазера.

**Методы проведения исследований.** Для порошковой наплавки образцов использовали лазерный комплекс модели ЦЛТ-Ю-5, состоящий из многоканального (48 лучей)  $CO_2$  лазера с мощностью выходного излучения 5 кВт и технологического поста с пятью координатами манипулирования луча и двумя координатами манипулирования деталью. Наплавку выполняли с помощью непрерывного излучения лазера на следующих режимах: мощность – 2,5 кВт; скорость перемещения пучка по наплавляемой поверхности 3 мм/с; диаметр пучка 6 мм. Для наплавки использовали порошковые присадочные материалы системы  $Ni-Cr-B-Si$ , не требующие специальной защиты ванны расплава от отрицательного воздействия окружающей среды. Материалом подложки служила углеродистая конструкционная сталь 30 (ГОСТ 1050-88). Присадочный материал предварительно наносили на поверхность основы с помощью специального трафарета, выравнивали по толщине и производили его оплавление лазерным пучком с перекрытием валиков 50 %. Затем наносили второй слой порошка и снова оплавливали. Сразу после наплавки часть поверхности покрытия была отполирована импульсно-периодическим излучением лазера. В работе также изучались образцы после наплавки и лазерной закалки с оплавлением поверхности. Были определены параметры микрогеометрии поверхностей полученных материалов.

**Результаты исследования и их обсуждение.** Макроструктура образца с лазерной наплавкой покрытия на основе никеля представлена на рис. 1. По всей плоскости шлифа толщина наплавленного слоя однородна и составляет около 2 мм. Подплавление основного металла минимально, коэффициент перемешивания  $\gamma$  наплавленного металла и основы близок к 0 %, что показывает высокую степень однородности интегрального теплового вложения по сечению дорожки.

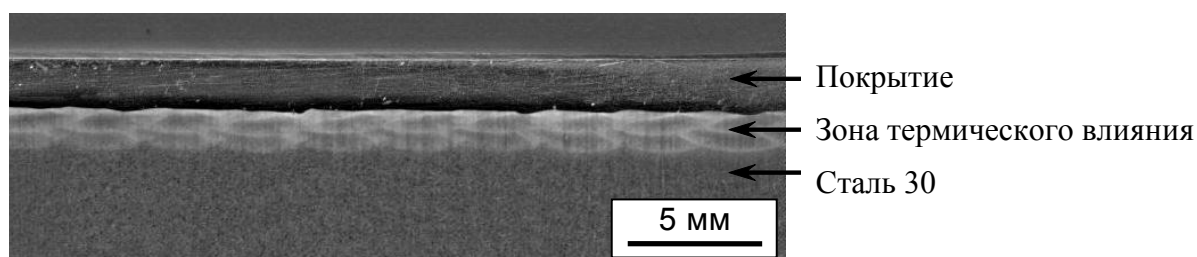


Рис. 1. Макроструктура лазерной наплавки покрытия на основе никеля

Профилограммы наплавленной поверхности после наплавки, полировки и двукратной закалки с оплавлением представлены на рис. 2. Параметры микрогеометрии поверхностей покрытия даны в таблице, где  $W_{max}$  и  $S_w$  – наибольшая высота и средний шаг волнистости;  $R_{max}$  – наибольшая высота неровностей профиля;  $R_p$  – наибольшая высота неровностей про-

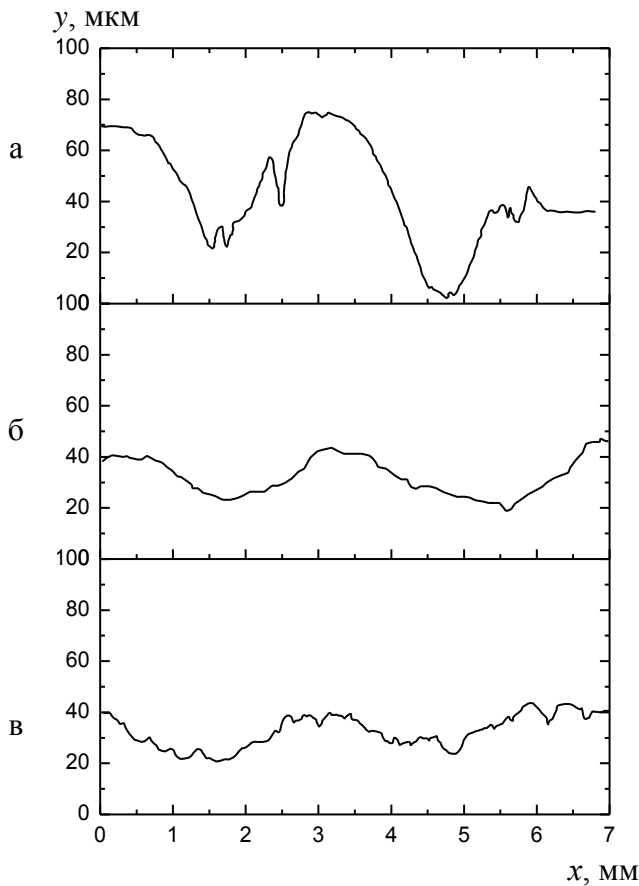


Рис. 2. Профилограммы поверхности покрытия после: а – наплавки; б – двукратной закалки с оплавлением; в – лазерной полировки

#### Характеристики микрогеометрии поверхностей

Режимы	$W_{max}$ , мкм	$R_{max}$ , мкм	$R_p$ , мкм	$r_m$ , мм	$S_m$ , мм
Наплавка	60	14,0	7	2,3	0,36
Наплавка + полировка	18	10,0	6	4,1	0,55
Наплавка + закалка с оплавлением	-	10,5	5	14,5	1,20
Наплавка + двукратная закалка с оплавлением	22	12,0	4	13,8	1,10

При лазерной полировке импульсно-периодическим излучением расходящегося пучка плотность мощности на выступах поверхности больше, чем на впадинах. В результате происходит оплавление и возможно испарение выступов и меньший нагрев материала впадин. Таким образом доби-

филя над средней линией;  $r_m$  – радиус кривизны выступов профиля;  $S_m$  – средний шаг неровностей профиля.

Наплавку выполняли последовательным наложением валков из металлического порошка, при этом сформировалась полосчатая структура с периодом 3 мм. Полученная при наплавке волнистость сохраняется при последующей лазерной полировке и закалке с оплавлением. Образцы характеризуются практически одинаковыми величинами среднего шага волны ( $S_w \approx 3$  мм) и отличаются только высотой волнистости  $W_{max}$ . Наибольшая высота волны наплавленной поверхности составляет 60 мкм, полированной и после лазерной закалки с оплавлением – 18 мкм и 22 мкм соответственно.

Как видно из представленных данных в таблице, для поверхностей после закалки с оплавлением наблюдается уменьшение высотных характеристик шероховатости  $R_{max}$  и  $R_p$  по сравнению с поверхностью после наплавки. Изменяется и геометрия микронеровностей. При закалке с оплавлением увеличивается средний шаг неровностей  $S_m$  и средний радиус кривизны выступов профиля  $r_m$  по сравнению с поверхностью после наплавки:  $S_m$  примерно в 3 раза;  $r_m$  примерно в 6 раз.

ваются уменьшения высоты волнистости поверхности (см. рис. 2). С помощью лазерной полировки выполняют микроструктурирование поверхности с заданными характеристиками, оплавление происходит на глубину в несколько микрометров.

При лазерной закалке с оплавлением поверхности происходит расплавление поверхностного слоя на большую глубину: до 1,0...1,2 мм. Целью лазерной закалки является формирование требуемого комплекса эксплуатационных свойств. При повторной высокоскоростной перекристаллизации поверхности происходят структурные и фазовые превращения в сплаве. Возможно получение более мелкого зерна, повышение твердости, прочности, химической однородности в поверхностных слоях. При этом, как показали результаты эксперимента, так же как и при лазерной полировке, происходит снижение высоты неровностей профиля поверхности.

**Заключение.** Проведена наплавка порошка на основе никеля на подложку из стали 30 с использованием многоканального (48 лучей)  $CO_2$  лазера. Наплавленное покрытие имеет одинаковую толщину около 2 мм по всей плоскости шлифа. Линия сплавления однородна по строению, коэффициент перемешивания  $\gamma$  близок к 0 %, что показывает высокую степень однородности интегрального тепловложения по сечению дорожки при порошковой наплавке многолучевым  $CO_2$  лазером.

Лазерная полировка и лазерная закалка с оплавлением поверхности позволили снизить параметры волнистости наплавленной поверхности в 3 раза. Лазерная порошковая наплавка с использованием многоканального  $CO_2$  лазера имеет высокий потенциал и рекомендуется не только для восстановления деталей, но и для повышения их прочностных характеристик.

#### Библиографический список

1. Григорьянц, А.Г. Технологические процессы лазерной обработки / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов, А.И. Мисюрин. М.: МГТУ, 2006. 664 с.
2. Лазерные технологии обработки материалов: современные проблемы фундаментальных исследований и прикладных разработок / Под. ред. В.Я. Панченко. М.: Физматлит, 2009. 664 с.
3. Toyserkani, E. Laser cladding / E. Toyserkani, A. Khajepour, S. Corbin. Boca Raton: CRC Press, 2005. 280 p.
4. Югов, В.И. Особенности формирования структуры и микрогеометрии поверхности лазерных наплавов с использованием многоканального  $CO_2$ -лазера / В.И. Югов, Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова // Упрочняющие технологии и покрытия. 2016. № 11 (143). С. 19–22.
5. Биргер, Е.М. Промышленная лазерная наплавка: современное состояние и тенденции / Е.М. Биргер, Г.В. Москвитин, А.Н. Поляков, В.Е. Архипов // Сварочное производство. 2009. № 9. С. 32–42.
6. Корешков, Р.Н. Технологические особенности формирования структуры лазерных наплавов с использованием излучения мощных волоконных лазеров / Р.Н. Корешков, В.Н. Петровский, П.С. Джумаев, В.И. Польский // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 5. С. 30–34.



УДК 621.79.01

А.М. Дожделев, А.Ю. Лаврентьев, Д.А. Барчуков  
Тверской государственной технической университет

## ОБЕСПЕЧЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ РАБОЧИХ ЧАСТЕЙ ШТАМПОВОГО ИНСТРУМЕНТА

Рассмотрена износостойкость рабочих частей штампового инструмента, выполненных из различных инструментальных материалов. Проведен анализ эксплуатационных характеристик инструментальных материалов. Предложена оптимальная технология изготовления штампового инструмента.

*Ключевые слова:* износостойкость, штамп, стойкость, быстрорежущая сталь, наплавка.

The wear resistance of stamping tools working parts made of various tool materials has been considered. The analysis of the operational properties of tool materials has been carried out. The optimal technology of stamping tool manufacturing has been proposed.

*Key words:* wear resistance, stamping tool, durability, high-speed steel, surfacing.

Использование штампового инструмента распространено в серийном и массовом кузнечно-штамповочном производстве. Он позволяет осуществлять разнообразные формообразующие и разделительные операции при высоком уровне производительности.

В процессе эксплуатации штамп подвергается воздействию экстремальных силовых нагрузок при неблагоприятных для него температурных условиях. Жесткие условия работы штампового инструмента приводят к его износу (рис. 1), разрушению и смятию [1].

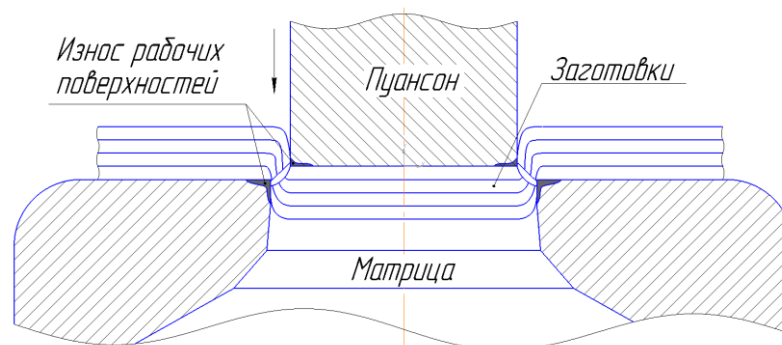


Рис. 1. Схематичный вид работы вырубного штампа

К видам износа разделительного штампового инструмента можно отнести общий износ (изменение его размеров из-за истирания), износ отдельных элементов инструмента и локальный износ. К видам разрушения штампового инструмента можно отнести образование трещин на рабочих поверхностях, локальное разрушение, поломки рабочих частей и поломки смежных элементов. К смятию штампов относится деформирование рабочих элементов, контактных поверхностей и смежных частей.

Для решения проблемы повышения стойкости штампового инструмента требуется выявить ключевые факторы, влияющие на износ рабочих частей штампа.

На стойкость штампового инструмента влияют: материал рабочих деталей штампа, технологичность его конструкции, особенность технологического процесса, свойства штампуемого материала, условия эксплуатации и пр.

В данной статье рассмотрено влияние на износостойкость вида инструментального материала рабочих частей штампового инструмента.

В качестве типового материала для рабочих частей штампа обычно используют инструментальные углеродистые (У8, У9, У12 и пр.) и инструментальные легированные стали (ХВГ, 9ХС) [2]. Матрица и пуансон, изготовленные из углеродистых и легированных инструментальных сталей, обладают средним уровнем стойкости. Такой инструмент сложен в производстве и не удовлетворяет требованию ресурсо- и энергосбережения при изготовлении.

Стойкость рабочих частей штампового инструмента может быть повышена посредством применения химико-термической обработки, хромированием, наплавкой рабочих поверхностей и при использовании вставок из твердых сплавов.

Наиболее эффективным из вышеперечисленных способов является использование твердого сплава в качестве материала рабочих частей штампа. Однако это приведет к существенному удорожанию инструмента, усложнению его конструкции и технологии изготовления. В ряде случаев подобные недостатки инструментального материала оправдываются: при массовом и крупносерийном производстве, при обработке высокопрочных листовых материалов типа нержавеющей, электротехнических и т. д. [2].

Сложность обработки листовых электротехнических материалов, таких как стали марок 3412–3413, связана с наличием кремния в их химическом составе. Кремний ухудшает обрабатываемость стали вследствие образования силикатных абразивных включений.

Это делает нерациональным обработку такого материала штампами из инструментальных легированных и углеродистых сталей. Помимо этого, для изготовления элементов магнитопроводов трансформаторов, статоров и роторов электродвигателей требуется использование штампов сложной формы, что крайне увеличивает их стоимость. Твердосплавный вырубной штамп сложной формы плохо подвергается абразивной обработке, а высокая твердость инструментального материала ограничивает номенклатуру используемого абразива. Все вышеперечисленное делает твердосплавный штамповый инструмент крайне дорогим и сложным в исполнении.

Альтернативой твердосплавному штамповому инструменту может служить инструмент, изготовленный из быстрорежущей стали. Изготавливать такой инструмент рациональнее методом наплавки рабочих частей

матрицы и пуансона. Быстрорежущая сталь уступает твердому сплаву по эксплуатационным характеристикам, однако для большинства разделительных операций такой инструментальный материал подходит с позиций доступности и простоты технологического процесса наплавки. Кроме того, у быстрорежущей стали прочность и ударная вязкость выше, чем у твердого сплава, что сыграет положительную роль в процессе работы штампа, когда инструментальный материал подвергается циклическим динамическим нагрузкам.

К преимуществу наплавки при производстве штампового инструмента можно отнести использование в качестве материала корпуса инструмента конструкционной стали (рис. 2). Рабочие элементы штампа наплавляются при помощи автоматической наплавки, что обеспечивает стабильность качества и высокую производительность наплавки.

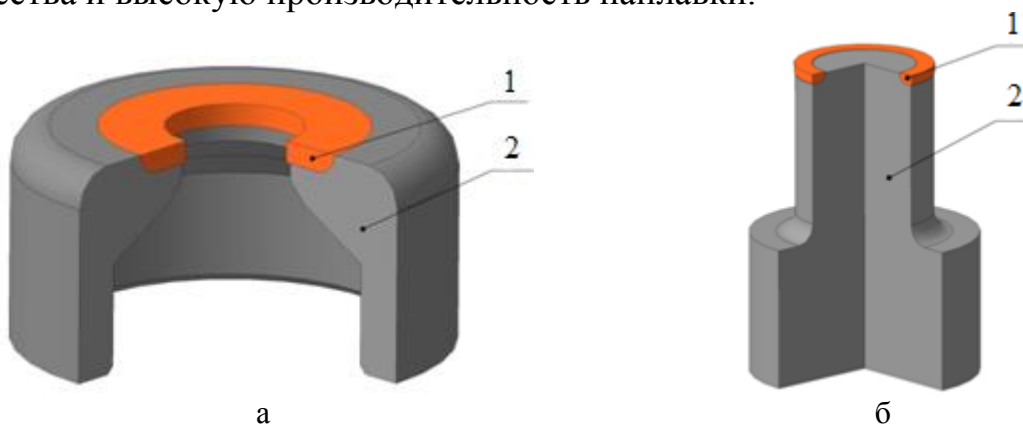


Рис. 2. Схематичный вид рабочих элементов штампа: а – матрицы; б – пуансона; 1 – наплавленный слой быстрорежущей стали; 2 – корпус инструмента

В качестве материала рабочих частей штампа предлагается использовать быстрорежущую сталь Р2М8 [3], в качестве материала корпуса элементов штампа – конструкционную сталь 30ХГСА [4].

Высокая стойкость штампового инструмента с рабочими частями из быстрорежущей стали при обработке материала с высоким содержанием кремния обеспечивается за счет наличия в ее структуре карбидов. Образование карбидов происходит за счет наличия в структуре стали углерода и легирующих элементов. Карбиды вольфрама обеспечивают повышение твердости, износостойкости и теплостойкости. Карбиды хрома обеспечивают однородную мартенситную структуру и хорошую закаливаемость быстрорежущей стали. Ванадий позволяет повысить износостойкость, твердость и теплостойкость. Молибден позволяет снизить карбидную неоднородность, увеличивает прочность, вязкость и теплопроводность [5].

Структурно-фазовый состав наплавленного металла (рис. 3) представлен аустенитно-мартенситной матрицей с сеткой первичных карбидов типа  $M_6C$  «скелетно-реберной» морфологии. Первичные эвтектические карбиды расположены по границам зерен, в то время как дисперсные вторичные карбиды расположены в теле зерен матрицы. Доля карбидной эвтектики в

структуре наплавленной быстрорежущей стали Р2М8 составила 7,1 %. Средняя толщина карбидной сетки имеет среднюю толщину 1,067 мкм.

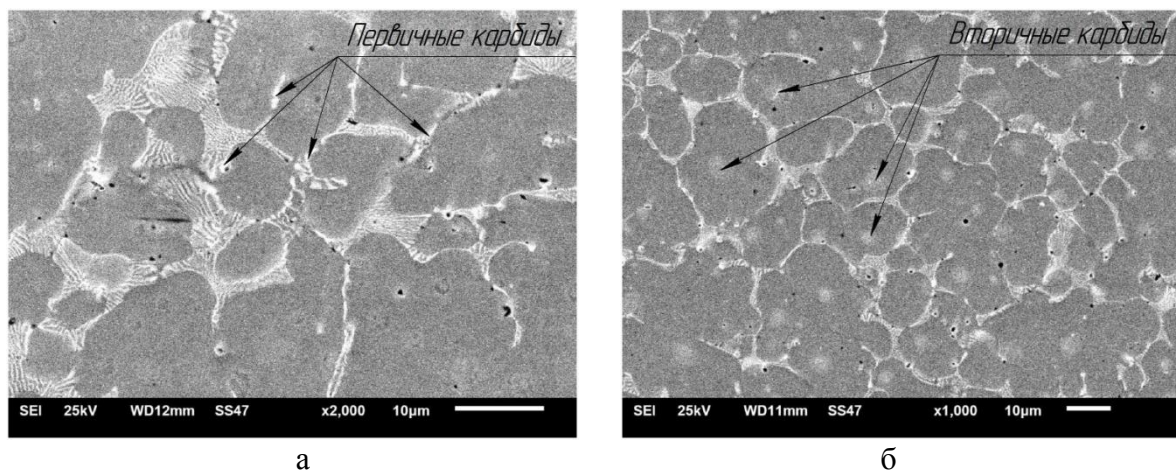


Рис. 3. Структура быстрорежущей стали наплавленных рабочих частей штампового инструмента с расположенными в ней:  
а – первичными карбидами; б – вторичными карбидами

Исследования микроструктуры образцов и элементного химического состава проводились на оборудовании ЦКП Тверского государственного университета: растровом электронном микроскопе *JEOL JSM-6610LV* (Япония) и энергодисперсионном спектрометре *Oxford INCA Energy350 X-Max 20* (Великобритания), приобретенном при поддержке Государственного задания «Обеспечение проведения научных исследований».

Технологический процесс изготовления штампа с применением технологии наплавки включает в себя заготовительную операцию, предварительную механическую обработку заготовки резанием, термическую обработку: закалку (нагрев до 880 °С, выдержка и охлаждение в масле) и отпуск (нагрев до 200 °С, выдержка и охлаждение на спокойном воздухе), наплавку рабочих элементов, завершающую термическую обработку для снятия внутренних напряжений, возникших в процессе наплавки, и финальную обработку резанием. Режимы для финальной термической обработки при использовании сталей 30ХГСА и Р2М8: рекомендуется температура отпуска около 540 °С с выдержкой 40 мин и последующим охлаждением на спокойном воздухе [6].

Таким образом, появляется возможность существенно упростить и ускорить технологический процесс изготовления штампового инструмента. При этом его рабочие элементы будут выполнены из материала с более высокими эксплуатационными характеристиками, чем при типовой технологии с использованием инструментальных сталей. Предлагаемый способ изготовления штампового инструмента с применением наплавки быстрорежущей стали выгодно отличается от способа изготовления твердосплавного разделительного штампа за счет значительного снижения стоимости материала и упрощения технологии изготовления. Предлагаемая техноло-

гия изготовления наплавленного штампового инструмента может быть усовершенствована за счет использования более прогрессивных методов наплавки и последующего нанесения покрытий.

Анализ различных инструментальных материалов, используемых для изготовления разделительного штампового инструмента, выявил материалы с высоким уровнем износостойкости. После сравнения технологий изготовления штампового инструмента из выбранных материалов был выявлен наиболее оптимальный с технологической и экономической точки зрения вариант.

### Библиографический список

1. Алиев, И.С. Обеспечение стойкости штамповой оснастки / И.С. Алиев, Л.И. Алиева, А.И. Лобанов, И.Г. Савчинский // *Металлообработка*. № 5. 2007. С. 22–28.
2. Никитенко, В.М. Штампы листовой штамповки. Технология изготовления штамповой оснастки / В.М. Никитенко, Ю.А. Курганова. Ульяновск: УлГТУ, 2010. 68 с.
3. Дожделев, А.М. Применение быстрорежущих сталей для изготовления металлорежущего инструмента / А.М. Дожделев // *Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр.* Тверь: ТвГТУ, 2014. Вып. 7. С. 124–128.
4. Дожделев, А.М. Применение стали 30ХГСА в качестве материала корпуса металлорежущего инструмента / А.М. Дожделев, А.Ю. Лаврентьев // *Новые материалы и технологии в машиностроении: сб. науч. тр. по итогам Междун. науч.-техн. конф.* Брянск: БГИТА, 2014. Вып. 19. С. 45–48.
5. Зубков, Н.Н. Инструментальные материалы для изготовления лезвийных инструментов / Н.Н. Зубков // *Наука и образование: научное издание МГТУ им. Н.Э. Баумана*. 2013. № 5. С. 75–100.
6. Дожделев, А.М. Влияние отпуска на свойства наплавленной быстрорежущей стали / А.М. Дожделев // *Проблемы машиностроения-2013: материалы науч.-техн. конф. студентов и аспирантов машиностроительного факультета*. Тверь: ТвГТУ, 2013. С. 4–6.

УДК 531.43

В.В. Нгуен<sup>1</sup>

Тверской государственной технической университет

### ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕНИЯ КАЧЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ МАЯТНИКОВ

Определены значения коэффициента трения качения с использованием затухающих механических колебаний наклонного и физического маятников. Исследована зависимость амплитуды колебаний маятников от времени. Экспериментально показано, что эта зависимость носит нелинейный характер.

*Ключевые слова:* механические колебания, маятник, трение качения, коэффициент трения качения, амплитуда колебаний.

---

<sup>1</sup> Научный руководитель – профессор кафедры прикладной физики В.В. Измайлов

Damped mechanical oscillations of inclined-plane and physical pendulums were used for the estimation of a rolling friction coefficient. The time dependence of the pendulum swing amplitude was investigated. The nonlinear behavior of this dependence is shown experimentally.

*Key words:* mechanical oscillations, pendulum, rolling friction, rolling friction coefficient, swing amplitude.

Трение качения широко применяется в технике вследствие малости сил трения по сравнению с силами трения скольжения для той же пары материалов.

Следуя Ш. Кулону, рассмотрим равномерное качение жесткого шара по деформируемому полупространству (рис. 1).

Из уравнений равновесия  $F = T$ ;  $P = N$ ;  $Nk = FR$  получаем выражение для величины  $k$ :

$$k = \frac{FR}{P},$$

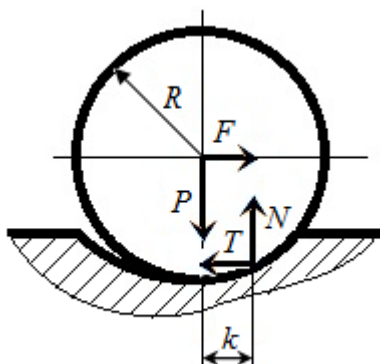


Рис. 1. Качение жесткого шара по деформируемому полупространству

где  $N$  – сила нормальной реакции опоры;  $T$  – сила сопротивления качению (сила трения качения);  $F$  – внешняя сила (горизонтальная сила);  $P$  – сила тяжести (вертикальная сила). Величину  $k$  называют коэффициентом трения качения. Очевидно, что величина  $k$  имеет размерность длины, в отличие от безразмерного коэффициента трения скольжения. Это не всегда удобно, поэтому наряду с размерным коэффициентом трения качения  $k$  используют безразмерную величину  $f_R = F/P = k/R$ , которую называют приведенным коэффициентом трения качения (или коэффициентом сопротивления качению). Коэффициент сопротивления качению обычно много меньше, чем коэффициент трения скольжения.

Очевидно, что Ш. Кулон объясняет трение качения исключительно с позиций механики. Согласно современным взглядам на природу трения качения, существует три основных механизма диссипации энергии в контакте качения: упругий гистерезис материалов катка и основания при периодических сжатии и восстановлении их в процессе качения; микропроскальзывание на границе раздела контактирующих тел при качении; адгезионное взаимодействие контактирующих тел.

В данной статье рассмотрено применение маятников для измерения коэффициентов трения качения.

**Методика эксперимента.** В исследованиях трения качения часто используют маятники [1–3]. В данной работе для экспериментального определения коэффициента трения качения используются затухающие механические колебания маятников двух типов: наклонного и физического.



*Исследование трения качения с помощью наклонного маятника.* Наклонный маятник, представляющий собой сочетание математического маятника с наклонной плоскостью, схематически изображен на рис. 2 [1].

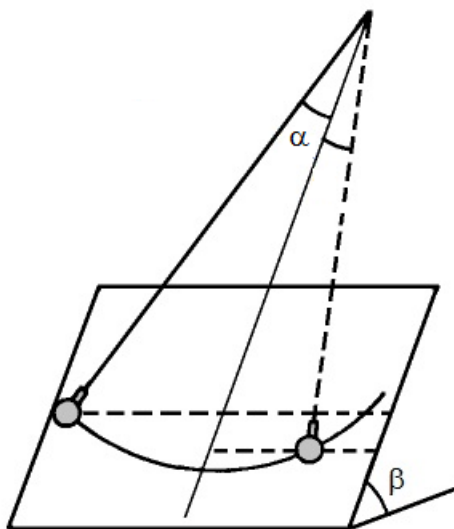


Рис. 2. Схема наклонного маятника

Расчетная формула для приведенного коэффициента трения качения для наклонного маятника имеет вид

$$f_R = \frac{1}{4 \operatorname{ctg} \beta} \cdot \frac{\Delta \alpha}{n}, \quad (1)$$

где  $\Delta \alpha = \alpha_0 - \alpha_n$  – изменение амплитуды за  $n$  колебаний маятника, выраженное в радианах;  $\beta$  – угол наклона плоскости колебаний маятника к горизонту.

Размерный коэффициент трения качения рассчитаем по формуле

$$k = f_R \cdot R,$$

где  $R$  – радиус шара.

В данной работе исследовали сочетание материалов шара и плоскости сталь – сталь, диаметр шара  $2R = 28$  мм.

*Исследование трения качения с помощью физического маятника.* Один из методов измерения коэффициента трения качения в соответствии с ГОСТ 27640-88 основан на использовании затухающих свободных колебаний физического маятника, который опирается на исследуемую поверхность двумя шаровыми опорами. Согласно ГОСТ 27640-88, измеряют начальную  $\alpha_0$  и конечную  $\alpha_n$  амплитуды колебаний, а также полное число колебаний  $n$ , затем рассчитывают коэффициент трения качения по формуле

$$f_R = \frac{\cos \alpha_n - \cos \alpha_0}{2n(\alpha_0 + \alpha_n)}.$$

К недостаткам этого метода можно отнести трудность изготовления шаровых опор, что ограничивает возможные сочетания различных исследуемых материалов пар трения.

В данной работе для экспериментального определения коэффициента трения качения для различных пар материалов используются затухающие механические колебания физического маятника, схематически изображенного на рис. 3.

Измерение коэффициента трения качения производится по схеме цилиндр – плоскость. Маятник состоит из цилиндрического образца 1, груза 3 и указателя 4. Цилиндрический образец 1 опирается на две плоские пластины 2, установленные на плите 5. Отклонение указателя измеряется по шкале 6.

По изменению амплитуды затухающих колебаний маятника во времени можно определить коэффициент трения качения по формуле

$$k = \frac{l}{4n} \cdot \frac{a_0 - a_n}{L + R}, \quad (2)$$

где  $a_0, a_n$  – начальное и конечное отклонения указателя 4 по шкале 6;  $l$  – расстояние от оси цилиндрического образца 1 до центра масс маятника;  $L$  – длина указателя 4;  $R$  – радиус цилиндрического образца 1. Безразмерный приведенный коэффициент трения качения рассчитаем по формуле  $f_R = k/R$ . В данном случае  $R = 10$  мм. Исследованы пары трения сталь – сталь, сталь – бронза.

### Результаты эксперимента и их обсуждение.

*Зависимость амплитуды колебаний маятников от времени.* Формулы (1) и (2) получены из предположения о линейной зависимости амплитуды колебаний маятников от времени, которое соответствует внешнему трению без смазочного материала. Для проверки выполнения этого условия (линейного характера затухания) были выполнены эксперименты по измерению амплитуды колебаний через определенные промежутки времени. Результаты представлены на рис. 4.

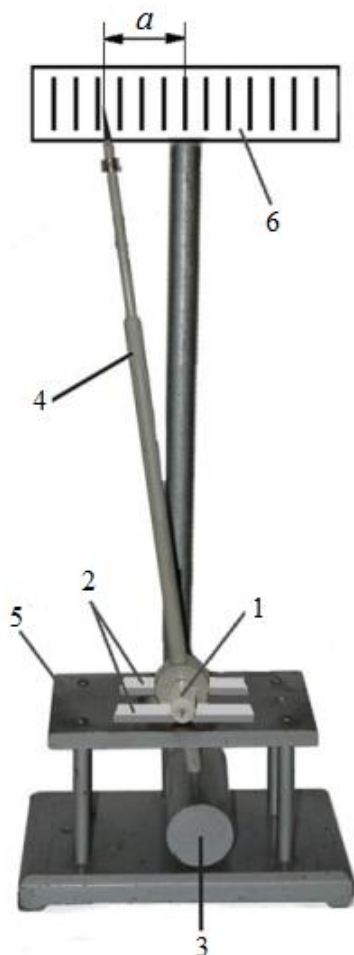


Рис. 3. Физический маятник для измерения коэффициента трения качения

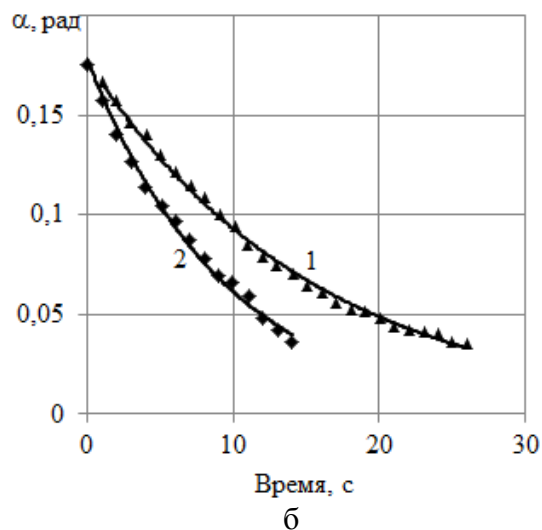
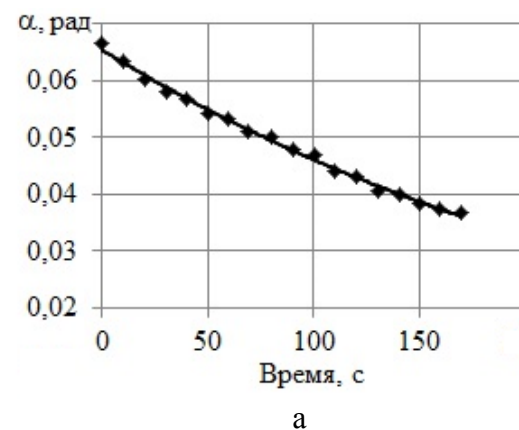


Рис. 4. Зависимость амплитуды колебаний маятников от времени: а – физический маятник; б – наклонный маятник. Линия 1 –  $\beta = 30^\circ$ ; линия 2 –  $\beta = 60^\circ$



Из рис. 4 хорошо видно, что зависимость амплитуды колебаний маятников от времени нелинейная. В связи с этим для расчета коэффициента трения качения использовалась формула, справедливая при любых законах затухания [2]:

$$f_R = \frac{\cos\alpha_n - \cos\alpha_0}{\Phi}, \quad (3)$$

где  $\alpha_0$  и  $\alpha_n$  – начальная и конечная амплитуда;  $\Phi$  – полный угол, заметаемый маятником за время колебаний:

$$\Phi = 2(\alpha_0 + \alpha_n) + 4 \sum_{i=1}^{n-1} \alpha_i. \quad (4)$$

*Значения коэффициентов трения качения, определенные различными методами.* Результаты экспериментального определения коэффициента трения качения разными методами приведены в таблице.

Значения коэффициента трения качения

Метод		Пара трения	Нормальная нагрузка $N$ , Н	Коэффициент трения качения	
				$f_R$	$k$ , мм
Наклонный маятник	$\beta = 60^\circ$	Сталь – сталь	0,44	$(1,62 \pm 0,24) \cdot 10^{-3}$	$22,7 \cdot 10^{-3}$
	$\beta = 30^\circ$		0,76	$(2,73 \pm 0,24) \cdot 10^{-3}$	$38,2 \cdot 10^{-3}$
Физический маятник		Сталь – бронза	21,5	$4,93 \cdot 10^{-4}$	$(4,93 \pm 0,08) \cdot 10^{-3}$
		Сталь – сталь	9,8	$4,94 \cdot 10^{-4}$	$(4,94 \pm 0,24) \cdot 10^{-3}$
			21,5	$3,35 \cdot 10^{-4}$	$(3,3 \pm 0,11) \cdot 10^{-3}$

**Заключение.** Расчеты по формуле (2) дают заниженные значения коэффициента трения качения по сравнению с расчетами по формулам (3) и (4). При выраженной нелинейности зависимости амплитуды колебаний от времени рекомендуется использовать для расчета коэффициента трения качения формулы (3) и (4).

Значения коэффициента трения, определенные методом наклонного маятника, примерно на порядок превосходят значения, полученные методом физического маятника. Зависимость коэффициента трения от нормальной нагрузки неоднозначная. Коэффициент трения качения для пары трения сталь – бронза выше, чем для пары сталь – сталь при одной и той же нормальной нагрузке.

#### Библиографический список

1. Ахматов, А.С. Молекулярная физика граничного трения / А.С. Ахматов. М.: Физматгиз, 1963. 472 с.
2. Ризноокая, Н.Н. Измерения коэффициента трения качения на микроучастках поверхности / Н.Н. Ризноокая // Исследование и разработки в области машиностроения, энергетики и управления: материалы VIII Междун. межвуз. науч.-тех. конф. студентов, магистрантов и аспирантов. Гомель: ГГТУ им. П. О. Сухого, 2008. С. 100–103.
3. Джилавдари, И.З. Исследование контактной адгезии методом свободных микрокачаний маятника / И.З. Джилавдари, Н.Н. Ризноокая // Трение и износ. 2009. Т. 30. № 6. С. 533–539.

УДК 531.44:53.096

В.В. Мешков, С.П. Рыков  
Тверской государственной технической университет

## О ВЛИЯНИИ ЦИКЛОВ НАГРУЖЕНИЯ НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ И ИЗНОС ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПОЛИМЕРНОГО ПОРШНЯ

Методом численного моделирования описана кинетика изменения тангенциальных напряжений в поверхностном и подповерхностных слоях полимерного поршня при возвратно-поступательном скольжении в стальной втулке в зависимости от числа циклов нагружения.

*Ключевые слова:* полимерный поршень, моделирование, тангенциальные напряжения, износ.

The kinetics of tangential stresses changes in the surface and subsurface layers of the polymer piston at reciprocating motion in the steel sleeve depending on the number of loading cycles is described by the numerical simulation method.

*Key words:* polymer piston, modelling, tangential stresses, wear.

Одним из ответственных узлов трения технологического оборудования является сопряжение полимерный поршень – втулка. Скольжение поршня из композитного материала в металлической втулке способствует возникновению и трансформации в поверхностном поршне напряженного состояния и температурного поля, приводящих к износу и снижению долговечности сопряжения. Эффективным путем повышения надежности и долговечности технологического оборудования является прогнозирование параметров узлов трения, в частности напряженного состояния поверхностных слоев контактирующих частей численными методами [1–3].

Цель данной работы – оценка методом конечных разностей влияния количества циклов нагружения на напряженное состояние и износ полимерного поршня в упругопластической постановке.

**Постановка задачи и исходные параметры для расчета.** Торцевая поверхность цилиндрического поршня циклически подвергается механическому воздействию. Принято, что механическая работа, затрачиваемая на трение, полностью преобразуется в тепловую энергию. Состояние поршня из полимерного материала в упругопластической постановке подчиняется условиям теории пластического течения с изотропным линейным упрочнением (с учетом корректировки девиатора напряжений):

$$S_z^2 + S_r^2 + S_\theta^2 + 2\tau_{rz}^2 = 2Y^2(J_2, T)/3, \quad (1)$$

где  $S_z, S_r, S_\theta$  – компоненты девиатора напряжений;  $z, r, \theta$  – цилиндрические координаты;  $\tau_{rz}$  – тангенциальное напряжение;  $Y$  – динамический предел текучести материала поршня;  $J_2$  – второй инвариант тензора скоростей деформаций;  $T$  – температура.

Для случая осевой симметрии исходная система уравнений термоупругости в цилиндрической системе координат может иметь вид

$$\begin{aligned} \rho(\partial v_z/\partial t) &= (\partial \sigma_z/\partial z) + (\partial \tau_{rz}/\partial r) + (1/r) \tau_{rz}, \\ \rho(\partial v_r/\partial t) &= (\partial \tau_{rz}/\partial z) + (\partial \sigma_r/\partial r) + (1/r) (\sigma_r - \sigma_\theta), \\ \partial \sigma_z/\partial t &= (2\mu + \lambda) (\partial v_z/\partial z) + \lambda (\partial v_r/\partial r) + \lambda(v_r/r) - \alpha(3\lambda + 2\mu) (\partial T/\partial t), \\ \partial \sigma_r/\partial t &= \lambda(\partial v_z/\partial z) + (2\mu + \lambda) (\partial v_r/\partial r) + \lambda(v_r/r) - \alpha(3\lambda + 2\mu) (\partial T/\partial t), \\ \partial \sigma_\theta/\partial t &= \lambda(\partial v_z/\partial z + \partial v_r/\partial r) + (2\mu + \lambda) (v_r/r) - \alpha(3\lambda + 2\mu) (\partial T/\partial t), \\ \partial \tau_{rz}/\partial t &= \mu (\partial v_z/\partial r + \partial v_r/\partial z), \end{aligned} \quad (2)$$

где  $\rho$  – плотность материала;  $v_z$ ,  $v_r$  – скорости частиц материала в направлениях  $z$  и  $r$ ;  $t$  – время;  $\sigma_z$ ,  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$  – нормальные напряжения;  $\mu$  и  $\lambda$  – коэффициенты Ламе;  $\alpha$  – коэффициент линейного температурного расширения.

Начальные и граничные условия определялись аналогично тому, как описано в работе [4]. Температурное поле поршня определялось предварительно и независимо от напряженного состояния тела решением двумерного квазилинейного уравнения теплопроводности.

Для расчета износа использовался критерий  $J_2 < W_{кр}$ , согласно которому износ  $W$  происходит, если второй инвариант девиатора напряжений  $J_2$  равен или превышает критическое значение  $W_{кр} = Y_k^2/3$ .

Квазиизотропная структура материала поршня учитывалась комплексным параметром  $Y_k = f(Y, E, \nu, \varepsilon_d)$ , расчет которого производился на основе правила смесей, а затем сравнивался с экспериментальными данными, полученными при квазистатических испытаниях. Здесь  $E$  – модуль упругости;  $\nu$  – коэффициент Пуассона;  $\varepsilon_d$  – скорость деформации.

Эффективные физико-механические и теплофизические характеристики определялись с помощью метода аппроксимации Фойгта [4, 5].

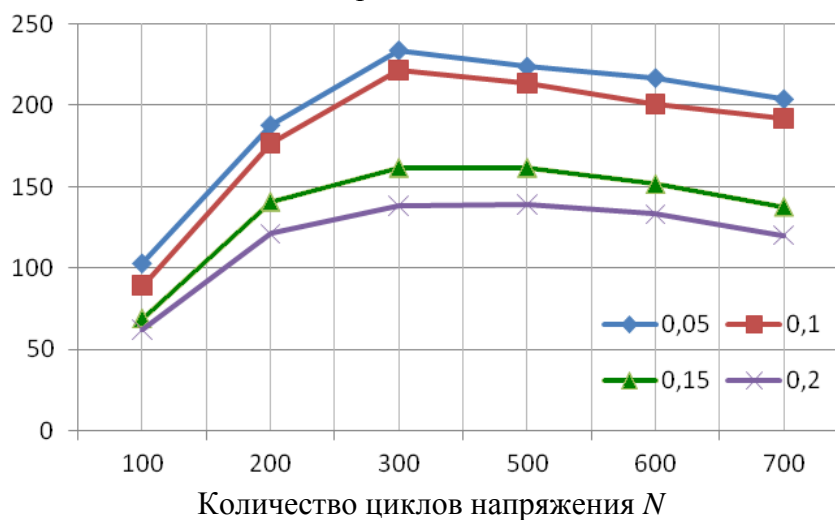
Расчет напряженно-деформированного состояния полимерного поршня (диаметр 20 мм, длина 32 мм) при возвратно-поступательном движении (цикл нагружения) во втулке из закаленной стали ХВГ производился при скоростях скольжения 0,35 м/с и давлении  $P = 10$  МПа. В качестве материала поршня выбран полифениленсульфид и композит на основе полифениленсульфида и коллоидного графита (объемное содержание графита 3,5 %).

**Обсуждение результатов исследования.** Изменение тангенциальных напряжений  $\tau_{rz}$  в поверхностных слоях поршня в зависимости от количества циклов нагружения  $N$  представлено на рисунке.

Для поршня из полифениленсульфида (рисунок, а) для  $N < 300$  средние тангенциальные напряжения монотонно возрастают, после чего снижаются. Наибольшая величина средних тангенциальных напряжений  $\tau_{rz} = 234$  кПа достигается в поверхностном слое толщиной  $h = 0,05$  мм при  $N = 300$ . С увеличением глубины слоев от 0,1 до 0,2 мм от контактной поверхности величина средних тангенциальных напряжений даже с увеличением количества

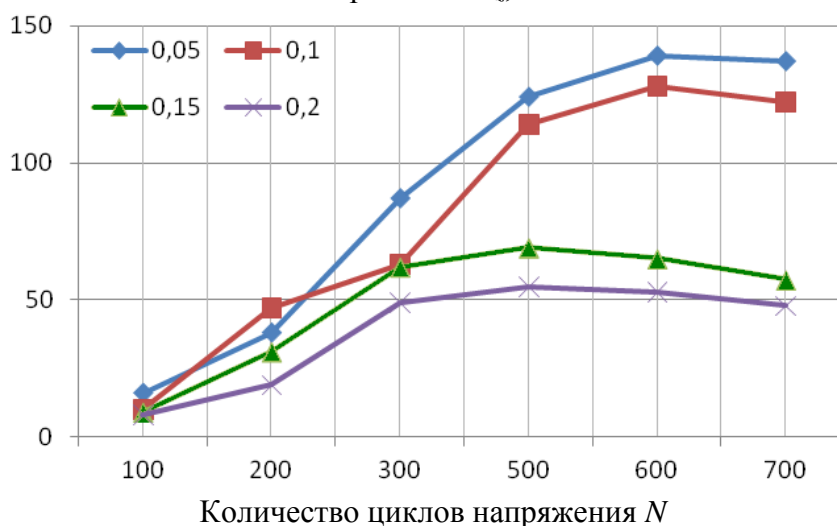
циклов снижается, достигая 139 кПа для  $h = 0,2$  мм при  $N > 600$ . Это подтверждает гипотезу о том, что основные разрушения ненаполненных термопластичных материалов при трении в условиях стесненной деформации сконцентрированы в тонком слое, примыкающем к поверхности. С увеличением циклов нагружения более 100 в условиях возвратно-поступательного движения по одному следу, вероятно, возрастает роль адгезионного взаимодействия поверхностного слоя полимера со слоем фрикционного переноса на металлическом контртеле. Это приводит к увеличению средних тангенциальных напряжений на границе поршня и втулки и высокой интенсивности износа втулки.

Среднее тангенциальное напряжение  $\tau_{rz}$ , кПа



а

Среднее тангенциальное напряжение  $\tau_{rz}$ , кПа



б

Зависимость  $\tau_{rz}$  в поверхностном и подповерхностных слоях полимерного поршня, расположенных на различной глубине  $h$  (мм), в зависимости от  $N$ :  
 а – полифениленсульфида; б – композита на основе полифениленсульфида и коллоидного графита (объемное содержание графита 3,5 %)

Введение в полимерную втулку коллоидного антифрикционного компонента (графита) привело, как и ожидалось, к существенному снижению тангенциальных напряжений и износа практически во всем диапазоне циклов нагружения (см. рисунок, б и таблицу).

Расчетные значения износа  $W$  (мм) боковой поверхности поршня

Материал поршня	Количество циклов нагружения $N$						
	100	200	300	400	500	600	700
Полифениленсульфид	-	-	0,014	0,018	0,027	0,049	0,0071
Композит на основе полифениленсульфида и коллоидного графита (объемное содержание графита 3,5 %)	-	-	0,008	0,011	0,014	0,015	0,018

Для композита на основе полифениленсульфида и коллоидного графита в целом величина средних тангенциальных напряжений существенно (на 60–70 %) ниже, чем для ненаполненного полимера. С увеличением числа циклов нагружения, как и для ненаполненного полимера, для полимерного композита сохраняется тенденция к увеличению средних тангенциальных напряжений. Однако их максимум смещается в сторону большего количества циклов нагружения:  $N = 600 \div 700$  для толщины поверхностного слоя 0,05 и 0,1 мм;  $N = 400 \div 500$  для толщины поверхностного слоя 0,15 и 0,2 мм. Существенное снижение для полимерного композита уровня тангенциальных напряжений коррелирует с резким снижением износа. В отличие от ненаполненного полимера уровень максимальных тангенциальных возникает при большем числе циклов ( $N = 600$ ) и не в тонком слое толщиной 0,05 мм, а в слоях, расположенных на большем расстоянии от поверхности ( $h = 0,1$  мм). Это свидетельствует о локализации фрикционного взаимодействия, в частности сдвиговых деформаций, в подповерхностном слое поршня, что соответствует гипотезе, согласно которой зарождение разрушения при трении антифрикционных полимерных материалов происходит, как правило, на некоторой глубине от контактной поверхности.

**Заключение.** Численное моделирование напряженно-деформированного состояния фрикционного взаимодействия полимерного поршня в стальной втулке позволило оценить величину и кинетику изменения тангенциальных напряжений в поверхностном и подповерхностных слоях поршня в зависимости от числа циклов нагружения. Введение в полимер антифрикционного наполнителя приводит к существенному снижению тангенциальных напряжений и их концентрации в подповерхностном слое поршня при большем числе циклов нагружения. Показана возможность концентрации в подповерхностных слоях поршня из полимерного композита тангенциальных напряжений, величина которых превышает величину напряжений в тонком слое, примыкающем к поверхности.

**Библиографический список**

1. Зенкевич, О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. М.: Мир, 1975. 543 с.
2. Бате, К. Численные методы анализа и метод конечных элементов / К. Бате, У. Вилсон. М.: Стройиздат, 1982. 477 с.
3. Зенкевич, О. Конечные элементы и аппроксимация / О. Зенкевич, К. Морган. М.: Мир. 1986. 318 с.
4. Мешков, В.В. Исследование влияния трения на напряженно-деформированное состояние поршня аксиально-поршневого насоса / В.В. Мешков, Т.В. Семенова, Т.В. Корочкина // Трение и износ. 1999. Т. 21. № 3. С. 291–294.
5. Кравчук, А.С. Механика полимерных и композиционных материалов / А.С. Кравчук, В.П. Майборода, Ю.С. Уржумцев. М.: Наука, 1985. 304 с.

УДК 621.891

А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова  
Тверской государственной технической университет

**КОМПЛЕКТ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ  
ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ НАНОДИСПЕРСНЫХ  
МАГНИТНЫХ СМАЗОЧНЫХ СРЕД. Часть 5**

В данной работе продолжено описание конструкций оборудования и методик исследования триботехнических свойств нанодисперсных магнитных сред. Приведена конструкция установки для испытания торцевых узлов трения с магнитными маслами с возможностью магнитной разгрузки. Показана установка и даны рекомендации для изучения радиальных подшипников, работающих в режиме граничного трения.

*Ключевые слова:* нанодисперсные магнитные среды, магнитожидкостные подшипники скольжения, трение, износ.

This work continues the description of the equipment design and methods of research of tribotechnical properties of nanodisperse magnetic media. The design of the plant for the test of end friction units with magnetic oils with a possibility of magnetic unloading is presented. The plant is presented and recommendations for studying of the radial bearings running in the boundary friction conditions are given.

*Key words:* nanodisperse magnetic media, magneto-liquid sliding bearings, friction, wear.

Наиболее перспективными методами снижения трения и износа трибоузлов современного оборудования являются методы, использующие при их разработке инновационные конструкторские решения и новые смазочные материалы [1–3]. Такими, в частности, являются применение сил магнитного взаимодействия для механической разгрузки контактной зоны трения и использование нанодисперсных магнитных сред и магнитных масел для их смазки [4, 5]. В связи с этим актуальна задача по созданию

надежных приборов и установок для изучения новых конструкций магнитных трибоузлов и смазочных материалов, а также разработке достоверных триботехнических испытаний.

В работах [6–9] описаны конструкции оборудования и методики исследования основных физико-химических и триботехнических свойств нанодисперсных магнитных сред. Большое внимание уделено оборудованию для изучения внешнего трения магнитной жидкости в узлах трения, моделирующих реальные подшипники и уплотнения при их эксплуатации в области низких и средних давлений.

В данной работе продолжено изложение конструкций машин трения для экспериментального исследования трибосопряжений, использующих магнитное поле для снижения фрикционного изнашивания трущихся поверхностей, актуальных в машиностроении, приборостроении, авиационной и космической технике.

*Установка для исследования торцевого трения с возможностью магнитной разгрузки.* Узлы трения, в которых за счет действия постоянных магнитов обеспечивается механическая разгрузка подшипников, направляющих скольжения представляют большой практический интерес. В результате действия магнитной разгрузки снижаются контактные давления, резко уменьшаются трение и износ в подшипнике и направляющих, а

эффективность и надежность их работы существенно возрастают. Для подшипников с магнитной разгрузкой важно отметить то, что при этом они сохраняют высокую осевую жесткость. Для испытаний упорных подшипников предлагается следующая конструкция.

Установка (рис. 1) включает шпиндель 1, который приводится во вращение от двигателя с тиристорным управлением. Скорость его вращения можно плавно регулировать в диапазоне от 100 до 3 500 об/мин. Вращение от шпинделя передается верхнему кольцевому образцу (контртелу) 2, закрепленному в специальной оправке, средняя линейная скорость скольжения которого составляет от 0,1 до 5 м/с. Нижний образец 3 вместе с оправкой установлен на опору 5 и может свободно вращаться вокруг вертикальной оси.

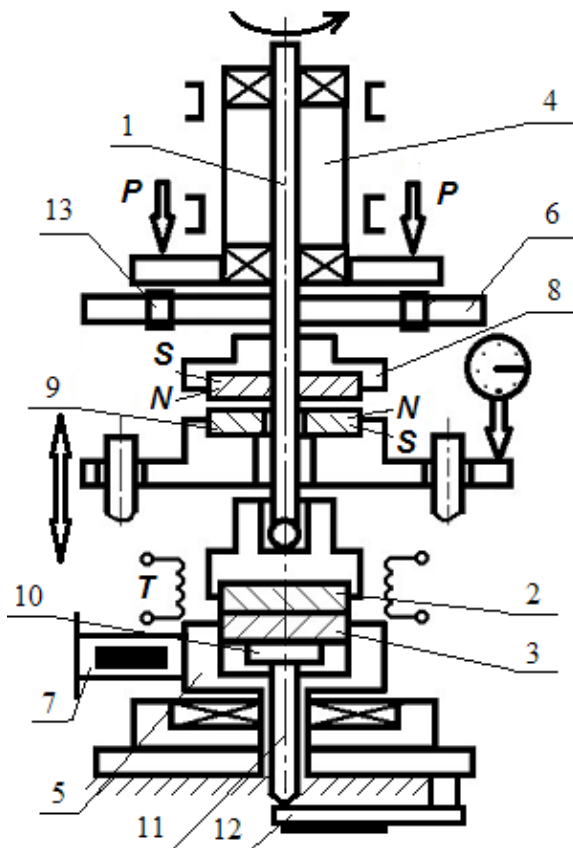


Рис. 1. Схема установки для исследования торцевого трения с возможностью магнитной разгрузки

Детали установки, расположенные рядом с образцами, изготовлены из немагнитных материалов. Внешняя нагрузка на пару трения, создаваемая весом пиноли 4, шпинделя и грузов, закрепленных на рычагах 6, передается к верхнему образцу через стальной шарик. Также шарик служит для самоустановки верхнего образца на поверхности нижнего. Давление на пару трения можно изменять в диапазоне от 0 до 2 МПа.

При трении образец 3 удерживается от вращения гибким тросиком, закрепленным одним концом на неподвижной балке 7, изготовленной из закаленной пружинной стали 65Г. Жесткость балки подбирается соответственно диапазону измеряемых моментов трения так, чтобы избежать фрикционных автоколебаний. На балку наклеиваются тензодатчики, которые соединены по мостовой схеме. При изгибе тензобалки под воздействием момента трения наступает разбаланс моста. Сигнал разбаланса поступает на тензоусилитель и регистрируется измерительным прибором или самописцем. Погрешность измерения силы трения лежит в пределах 3–4 %.

Частота вращения образца 2 измеряется бесконтактным методом с помощью фотодиода и цифрового прибора ЦАТ-2М. Для исследований при температурах до 300 °С образцы, составляющие пару трения, перемещаются в цилиндрический нагревательный элемент с достаточно высокой однородностью температуры.

Конструкция установки предусматривает регулировку величины магнитной разгрузки трибосопряжения, что особенно актуально при испытаниях новых конструкций и смазочных материалов для упорных подшипников. Для этого на вращающемся шпинделе крепится кольцевой магнит 8, который взаимодействует с неподвижным магнитом 9. Необходимая величина разгружающей силы задается с помощью изменения размера зазора между магнитами.

Фактическая нормальная нагрузка на пару трения рассчитывается как  $F_a = F_m - F_z$ , где  $F_m$  – вес нагружающих грузов;  $F_z$  – сила магнитной разгрузки. Для определения фактической нагрузки образец 3 свободно устанавливается внутри оправки на платформе 10. Платформа крепится к торцу оси 11, которая может свободно перемещаться в направляющих втулках. Другой конец оси закреплен в упорном подшипнике, установленном на тензобалке 12. Таким образом, фактическая нагрузка на узел трения определяется по величине деформации тензобалки 12. Точность измерения нормальной нагрузки составляет 2–3 %. После измерения нескомпенсированной нагрузки образец 3 жестко крепится к оправке 11 для того, чтобы можно было определять момент сил трения.

Момент инерции вращающейся части установки относительно оси вращения не зависит от массы грузов, создающих нормальную нагрузку на трущиеся образцы. Для изменения момента инерции нагружающей системы используются цилиндрические грузы 13, способные перемещаться



вдоль стержней перпендикулярно оси вращения. Таким образом, момент инерции изменяется от 13,5 до 70,5 кг·см<sup>2</sup>.

*Установка для изучения радиальных подшипников, работающих в режиме граничного трения.* Режим граничного трения является менее благоприятным, чем гидродинамический, так как именно при нем происходит достаточно интенсивное изнашивание трущихся поверхностей. Однако в случае высоких нагрузок в зоне контакта или невысоких скоростей скольжения толщина смазочной пленки снижается и ее недостаточно для разделения трущихся поверхностей. При таких условиях граничное трение является преобладающим видом.

Магнитожидкостные подшипники имеют преимущество перед традиционными, работающими в режиме граничной смазки за счет непрерывного поступления резервного магнитного масла в зону фрикционного контакта под действием магнитного поля. Так, при использовании в качестве смазки немагнитного пластичного смазочного материала велика вероятность возникновения сухого трения в связи с отсутствием надежного механизма подачи смазки в зону трения. При использовании подшипников с пористыми втулками необходимо предварительно разогреть трибосопряжение за счет фрикционной нагрузки, что изначально не позволяет эксплуатировать узел в режиме низкого трения.

Схема установки для ускоренного сбора данных фрикционных испытаний радиальных магнитожидкостных подшипников скольжения изображена на рис. 2. Данная конструкция имеет ряд отличительных особенностей. Так, простая схема установки дает возможность испытывать практически любые радиальные подшипники скольжения, имеющие различную структуру магнитной цепи. Также конструкция обеспечивает самоустановку соосного расположения вала и втулки. За счет одновременного проведения испытаний двух подшипников в идентичном нагрузочно-скоростном режиме сокращается время для сбора статистических данных, повышаются эффективность и надежность эксперимента.

Несущая конструкция установки представляет собой пространственную раму, состоящую из нижней 1, средней 2 и верхней 3 платформ, соединенных стойками 4. Электродвигатель постоянного тока 5, установленный на раме, передает вращение через муфту 6, планетарный редуктор 7 и зубчатую передачу вала 8. Вал 8 установлен во внутренних кольцах шарикоподшипников 9, жестко закрепленных в стойках 4. Нагрузочные узлы 10, предназначенные для размещения в них испытуемых подшипников скольжения различных типов, установлены на валу 8. Давление на испытуемые подшипники задается посредством рычажной системы с помощью набора грузов. Тяги 11 и 12 прикреплены к нагрузочным узлам 10 с противоположных сторон. Они передают нагрузку от рычажной системы и передают на индикаторы перемещения 13, закрепленные в стаканах верхней платформы

результаты измерения износа. Величина момента трения определяется с помощью тензобалки и снимается с корпуса опытного подшипника.

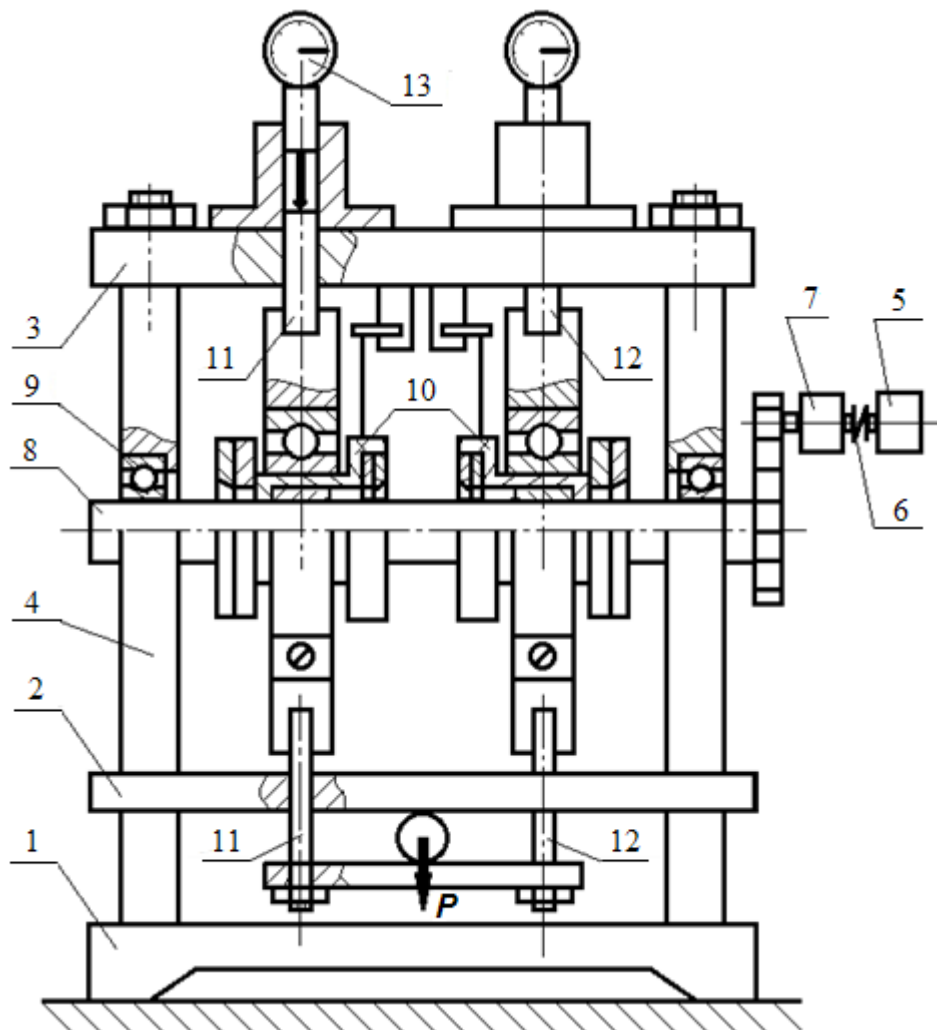


Рис. 2. Схема установки для исследования радиальных подшипников

Испытуемые подшипники работают в контакте с валом из стали У8А и диаметром 20 мм. Число оборотов вала плавно варьируется от 1 до  $30 \text{ с}^{-1}$ . Конструкция установки позволяет получить давления в зоне контакта при условии, что длина втулки равна ее диаметру в диапазоне 0,1–2 МПа.

Для выбора конкретных условий испытаний были проведены предварительные испытания, по результатам которых можно дать ряд рекомендаций [4]. Так, выбор длины опорной поверхности втулки к диаметру вала в соотношении  $l/d = 0,25$  обеспечивает работу радиального подшипника в режиме граничной смазки в широком диапазоне скоростей и нагрузок. Диаметр втулки и вала рекомендуется выбирать так, чтобы относительный диаметральный зазор составлял примерно  $3 \cdot 10^{-3}$ . Для обеспечения работы подшипника в режиме граничной смазки коэффициент нагруженности

подшипника должен быть более 1–1,5 при условии, что суммарная высота микровыступов  $R_z$  вала и втулки обычно составляет не менее 5–6 мкм.

Измерения величины износа рекомендуется проводить дискретно через каждые 5–7 часов. Суммарный износ втулки и вала измеряется после остановки узла и охлаждения его до температуры окружающей среды. За величину износа принимают разность между диаметральными зазорами в подшипнике до и после каждого цикла испытаний. Систематическая ошибка определения износа в этом случае составляет не более 0,3 мкм.

### Библиографический список

1. Болотов, А.Н. Магнитное масло для узлов трения, работающих при граничной смазке / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 9. С. 27–32.
2. Болотов, А.Н. Влияние присадок на триботехнические характеристики наноструктурных смазочных магнитных масел / А.Н. Болотов, О.О. Новикова, В.В. Новиков // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2015. № 9. С. 43–47.
3. Гаркунов, Д.Н. Триботехника / Д.Н. Гаркунов. М.: Машиностроение, 1985. 424 с.
4. Болотов, А.Н. Расчет и оптимизация постоянных магнитов для специальных подшипниковых опор: монография / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова. Тверь: ТвГТУ, 2013. 123 с.
5. Болотов, А.Н. Триботехника магнитопассивных и магнитожидкостных подшипниковых опор скольжения: дис. ... д-ра техн. наук / Болотов А.Н. М.: Институт машиноведения Российской академии наук, 1993. 540 с.
6. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных сред. Часть 1 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, М.В. Мардян // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2013. № 6. С. 68–74.
7. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных сред. Часть 2 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, Д.И. Горлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. № 7. С. 85–89.
8. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред. Часть 3 / А.Н. Болотов, О.О. Новикова, В.В. Новиков // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2015. № 8. С. 66–70.
9. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред. Часть 4 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, А.И. Горлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2016. № 9. С. 102–107.

УДК 621.941.1

М.Ш. Мигранов  
Уфимский государственный авиационный технический университет,  
А.М. Мигранов  
Российский государственный университет нефти и газа им. И.М. Губкина

## **ОСОБЕННОСТИ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОГО ОПИСАНИЯ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ НА СТАНКАХ С ЧПУ**

Приведены результаты теоретико-экспериментальных исследований контактных процессов в зоне резания при лезвийной обработке резанием на станках с числовыми системами управления.

*Ключевые слова:* резание металлов, нестационарность, износостойкость, температура, силы резания.

The results of theoretical and experimental studies of the contact processes in the cutting zone during edge cutting machining by the machines with numerical control systems are presented.

*Key words:* cutting of metals, nonstationarity, wear resistance, temperature, cutting forces.

Особенностью применения и эксплуатации режущих инструментов на современном металлорежущем оборудовании, оснащённом системами числового программного (ЧПУ) и адаптивного управления (АДСУ), является переменность многих параметров процесса лезвийной обработки. Такие операции, как многопереходная обработка, обработка сложных контуров по копиру, торцевое, вибрационное и прерывистое точение выполняются при переменных элементах режима резания и, как следствие, при нестационарности температурно-силовых условий нагружения режущего инструмента. Значительный вклад [1–5] в нестационарность лезвийной обработки и, в частности, контакта инструмент – деталь вносят как внешние факторы (колебание припуска заготовок и их физико-механическая неоднородность; биения и вибрации; переменность технологических параметров процесса точения (скорость, подача и глубина резания)), так и внутренние, связанные с изменением усилий и температур в зоне резания вследствие трения и необратимого роста износа режущего инструмента.

Практические рекомендации, используемые промышленностью, возможную нестационарность учитывают поправочными коэффициентами на уменьшение режимов обработки или не учитывают совсем, что приводит к снижению производительности и в большинстве случаев не обоснованы [5, 6].

Большое разнообразие новых материалов, обладающих повышенными прочностными свойствами, необходимость сокращения сроков их освоения и повышения общей эффективности эксплуатации режущего инструмента выдвигают в число актуальных задач разработку методик теоретиче-

ского исследования нестационарного течения с целью определения функционально-математических моделей характеристик обрабатываемости, пригодных для решения вопросов оптимизации и управления процессом резания в различных технологических условиях, основанных на взаимосвязи переменных элементов режима резания с контактными явлениями при лезвийной обработке.

В процессе резания из-за изнашивания инструмента происходит непрерывное изменение пространственной формы контактных поверхностей. Это даже при постоянных значениях элементов режима резания может привести к изменению распределения напряжений и температур в зоне фактического контакта, в свою очередь влияющих на интенсивность изнашивания [1, 5, 6]. Таким образом, изнашивание контакта и распределение удельных нагрузок и температур являются взаимообусловленными процессами, что необходимо учитывать при разработке аналитических зависимостей для расчета интенсивности износа при нестационарном резании.

В настоящее время общепринятой [1, 5, 7] является комплексная теория трения и износа, объединяющая молекулярно-кинетический и структурно-энергетический подходы. Основная ее концепция заключается в необходимости многократного фрикционного воздействия для разрушения поверхностей трения. При этом процесс трения рассматривается как потеря механической энергии за период относительного движения соприкасающихся областей материалов. Разрушение (износ) происходит в результате накопления в деформируемом объеме внутренней энергии, затрачиваемой на образование дефектов кристаллической решетки трущихся тел и на повышение температуры их поверхностных слоев.

На основе первого закона термодинамики для процессов трения и износа изменение внутренней энергии  $\Delta W$  можно представить в виде

$$\Delta W = \Delta W_{mv} + \Delta W_{ph} + \Delta W_d + \Delta W_f, \quad (1)$$

где  $\Delta W_{mv}$  – энергия, затрачиваемая на отделение частицы износа;  $\Delta W_{ph}$  – энергия, затрачиваемая на структурно-фазовые превращения;  $\Delta W_d$  – энергия, затрачиваемая на пластическую деформацию;  $\Delta W_f$  – энергия, затрачиваемая на формоизменение трущихся поверхностей.

Поскольку в настоящее время не существует аналитических зависимостей, по которым можно с достаточной точностью оценить все составляющие зависимости (1), примем в первом приближении, что в результате фрикционного контактного взаимодействия будет происходить рассеяние внутренней энергии за счет:

пластической деформации единичной микронеровности в результате сдвига на средний диаметр пятна контакта;

формоизменения поверхностного слоя изнашиваемого материала в результате образования фрагмента износа;

образования новых свободных поверхностей в результате отделения частицы износа.

Используя принципы неравновесной термодинамики [5, 7], контактные процессы при нестационарном резании наиболее полно можно описать с помощью диссипативных функций (ДФ), представляющих собой скорость изменения энергии ( $dW_i/d\tau$ ), затрачиваемой на какой-либо процесс (например, пластическую деформацию обрабатываемого материала), отнесенной к единице фактической площади контакта  $A_r$ :

$$\bar{\Psi}_i = dW_i/d\tau \cdot 1/A_r. \quad (2)$$

Для обеспечения необратимости процесса необходимо наличие обобщенного термодинамического потока  $I_i$  и силы  $\Delta\sigma_i$  [4, 5], то есть поддерживаемого градиента значений состояния термодинамической системы, препятствующего обратному процессу и взятому с обратным знаком. ДФ такого процесса равна произведению обобщенных потока и силы

$$\bar{\Psi}_i = I_i \cdot (-\Delta\sigma_i). \quad (3)$$

С учетом вышеизложенных допущений изменение внутренней энергии фрикционной динамической системы  $\Delta W$  в результате действия внешних сил можно представить как сумму энергии, затраченной на диспергирование (износ) инструментального и упруго-пластическую деформацию обрабатываемого материала. В этом случае закон сохранения энергии можно представить в виде баланса диссипативных функций:

$$\bar{\Psi}_b = \bar{\Psi}_f + \bar{\Psi}_d, \quad (4)$$

где  $\bar{\Psi}_b, \bar{\Psi}_f, \bar{\Psi}_d$  – соответственно ДФ внешних сил; процесса пластической деформации обрабатываемого материала в результате сдвига на средний диаметр пятна контакта; диспергирования и формоизменения поверхностного слоя изнашиваемого инструментального материала.

На основе анализа контактных процессов при нестационарном течении ДФ внешних сил представлена как

$$\bar{\Psi}_b = P_z(\tau) \cdot V(\tau) / (l_1 + h_3) \cdot b, \quad (5)$$

где  $P_z(\tau), V(\tau)$  – соответственно текущие значения силы (Н) и скорости резания (м/с);  $l_1, h_3$  – соответственно длины контакта инструмента (мм) по передней и задней поверхностям;  $b$  – ширина срезаемого слоя (мм).

Из анализа формоустойчивости режущего клина, модели накопления повреждаемости в приконтактных слоях инструмента при переменных элементах режима резания и вероятностного характера отделения частицы износа ДФ имеет вид [1, 3]

$$\bar{\Psi}_f = I_h \cdot V(\tau) \cdot \left( \frac{HV_n}{HV_\phi} \right)^\alpha \cdot erfP \cdot \left[ p_r + \frac{12 \cdot (1 + \mu)}{E} \cdot \sigma_T^2 \right], \quad (6)$$

где  $I_h$  – интенсивность износа режущего инструмента;  $\frac{HV_n}{HV_\phi}$  – отношение микротвердостей инструментального и обрабатываемого материалов;  $\alpha$  – показатель, учитывающий влияние температуры резания;  $erfP$  – вероятность отделения частицы износа;  $p_r$  – нормальная удельная нагрузка в зоне контакта, Н/м;  $\sigma_T = \frac{1}{2\sqrt{3}} HV_n$  – предел текучести инструментального материала, МПа.

ДФ пластической деформации обрабатываемого материала определена на основе дислокационной теории процесса с учетом понятия температуры модифицированной, по скорости деформации и характеризуется текущим значением температуры резания (деформацией  $\Theta(\tau)$ , степенью пластической деформации  $\Delta\gamma$ , физико-механическими свойствами обрабатываемого материала  $\sigma_{m.d.}, G_\phi$ ) [6, 8], а также виброхарактеристиками процесса резания  $f_r$ :

$$\bar{\Psi}_d = 10^4 \cdot \Theta(\tau) \cdot \Delta\gamma \cdot \left[ f_r \cdot \frac{\sigma_{m.d.}}{G_\phi} \cdot \frac{\Theta(\tau)}{\Theta_{onm}} \cdot \exp \frac{\Theta_{onm}}{\Theta(\tau)} \right]^{\frac{1}{n}}. \quad (7)$$

Анализ выражения (7) позволил установить, что:

определяющим и контролирующим параметром размерного износа инструмента является изменяющийся во времени температурно-силовой режим процесса резания и для минимизации интенсивности износа необходимо дать качественную и количественную оценку влияния не только переменных элементов режима резания, но и их темпа изменения во времени;

использование при разработке управляющих программ для станков с ЧПУ и проектировании системы управления процессом резания полученных термодинамических моделей позволит повысить производительность лезвийной обработки при сохранении и улучшении показателей качества поверхностного слоя детали; прогнозировать и активно контролировать процесс точения; вести форсированную обработку; существенно сократить сроки технологической подготовки производства и освоения новых марок обрабатываемого материала.

#### Библиографический список

1. Васин, С.А. Резание материалов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.
2. Верещака, А.С. Работоспособность инструмента с износостойким покрытием / А.С. Верещака. М.: Машиностроение, 1993. 264 с.
3. Лоладзе, Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. М.: Машиностроение, 1982. 320 с.
4. Макаров, А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.

5. Мигранов, М.Ш. Изнашивание инструмента в условиях нестационарности процесса точения при изготовлении деталей ГТД: дис. ... канд. техн. наук / М.Ш. Мигранов. Уфа, 1995. 242 с.

6. Мигранов, М.Ш. Повышение износостойкости инструментов на основе интенсификации процессов адаптации поверхностей трения при резании металлов / М.Ш. Мигранов. Уфа: Издательство «Гилем» АН РБ, 2011. 212 с.

7. Румер, Ю.Б. Термодинамика, статистическая физика и кинетика / Ю.Б. Румер, М.Ш. Рывкин. М.: Наука, 1977. 552 с.

8. Силин, С.С. Теория подобия в приложении к технологии машиностроения / С.С. Силин. Ярославль: ЯПИ, 1989. 108 с.

УДК 621.9

М.Ш. Мигранов, Ш.М. Минасов, В.Р. Мухамадеев,  
С.М. Минигалеев, Р.М. Саяхов  
Уфимский государственный авиационный технический университет

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАТЕРИАЛОВ ПОКРЫТИЙ И ТЕХНОЛОГИЙ ИХ НАНЕСЕНИЯ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПРИ ТРЕНИИ**

Приведены результаты триботехнических испытаний покрытий из антифрикционных материалов на основе фторопласта. Исследовано влияние материалов покрытий и технологий их нанесения на их коэффициент трения и износостойкость в условиях сухого трения.

*Ключевые слова:* трение, износостойкость, покрытия, антифрикционный материал, фторопласт, наполнители.

The results of tribotechnical tests of coatings made of antifrictional materials on the fluorocarbon polymer basis are presented. The influence of coating materials and coating technologies on friction coefficient and wear resistance in dry friction conditions is studied.

*Key words:* friction, wear resistance, coatings, antifrictional material, fluorocarbon polymer, fillers.

Проблема повышения качества, надежности и долговечности машин является одной из основных задач современного машиностроения и имеет не только научно-техническое, но и важное экономическое значение.

Экстремальные условия эксплуатации машин и агрегатов не позволяют использовать в узлах трения материалы со смазкой вследствие выгорания последней либо загрязнения ею технологических продуктов и многих других отрицательных эффектов. Отсюда и возникла острая необходимость в создании новых классов антифрикционных материалов, способных работать без смазки в узлах трения, или так называемых самосмазывающихся материалов [1].

Материалы триботехнического назначения должны обладать высокой износостойкостью и механической прочностью, теплостойкостью, достаточно высокой теплопроводностью, низким коэффициентом трения и



положительно сказываться на пределе выносливости основного материала. Кроме того, эти материалы должны обеспечивать надежность и долговечность узлов трения машин, упрощать их эксплуатацию и ремонт, а также сохранять стабильность свойств в условиях хранения и удовлетворять ряду специальных требований в конкретных случаях применения. Многообразие специфических условий эксплуатации послужило основанием для создания целой гаммы антифрикционных самосмазывающихся материалов, по применению которых в настоящее время накоплен огромный опыт, а использование в узлах трения различного оборудования деталей из углеродокерамических материалов, наполненных полимеров, силицированных графитов и др. стало традиционным [1–3].

Особое место в этом ряду занимают модифицированные наполнителями антифрикционные самосмазывающиеся материалы на основе политетрафторэтилена (фторопласта-4). Эти материалы получили наибольшее распространение благодаря целому комплексу уникальных свойств чистого фторопласта-4, а именно: его исключительной химической стойкости, тепло-, термо- и водостойкости, чрезвычайно высоким антифрикционным характеристикам, эластичности, способности оставаться работоспособным в широком интервале температур (от  $-269$  до  $+260$  °С) [2].

Введение функциональных наполнителей позволяет направленно улучшать эксплуатационные характеристики композиционных материалов с одновременным сохранением ценных свойств чистого полимера – ПТФЭ. Варьируя наполнителем (его видом, количеством), можно значительно улучшить физико-механические, теплофизические, технологические, триботехнические и другие свойства композиционных материалов, а именно: повысить усталостную и механическую прочность, теплопроводность, твердость, износостойкость и предельно допустимые нагрузки, уменьшить термический коэффициент линейного расширения [3, 4, 5].

Модифицированные наполнителями антифрикционные самосмазывающиеся материалы на основе фторопласта-4 характеризуются низким коэффициентом трения, высокой износостойкостью в различных средах, химической стойкостью, негорючестью, тепло- и водостойкостью, технологичностью в изготовлении и удобством в эксплуатации благодаря высокой эластичности и отсутствию хрупкости.

Нагрузочно-температурный диапазон применения всех выпускаемых антифрикционных самосмазывающихся материалов на основе фторопласта-4 широк и составляет по температуре от  $-200$  до  $+250$  °С, по нагрузкам от 1,5 до 5,0 МПа (в зависимости от марки материала), при этом линейные скорости допускаются в условиях сухого трения до 5 м/с, а в режиме гидродинамического – до 30 м/с. В качестве сопряженного металлического контртела при эксплуатации графитофторопластовых материалов используют стали без покрытия, стали с хромированным покрытием, бронзу, титан, оксидированный титан.

Целью работы была оценка влияния материалов покрытий и технологий их нанесения на свойства основного металла деталей поршневых компрессоров для нефтехимических (нефтегазовых) предприятий.

Испытания проводились на образцах, изготовленных из стали 30X13, химический состав приведен в таблице. Структурное состояние образцов соответствовало термической обработке: закалка + высокий отпуск.

Химический состав основного материала

<i>Fe</i>	<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>Cr</i>	<i>Mo</i>	<i>W</i>	<i>V</i>	<i>Cu</i>	<i>Ti</i>	<i>Ni</i>	<i>P</i>	<i>S</i>
Осн.	0,27	0,43	0,31	12,17	0,01	0,02	0,04	0,10	0,061	0,22	0,026	0,015

Исследование триботехнических характеристик и определение предела выносливости материалов были проведены в лаборатории ЦКП УГАТУ в соответствии с «Методикой исследования триботехнических характеристик антифрикционных материалов № 000-84-ПМ51» и ГОСТ 25.502-79 [4].

Для исследования влияния материалов покрытий и технологий их нанесения на коэффициент трения и износостойкость основного металла образцов использовался высокотемпературный трибометр «*Nanovea*» *TRB*. Испытания были проведены при комнатной и повышенной до 80 °С температурах. Взвешивание образцов и контртел до и после экспериментальных исследований осуществлялось на лабораторных весах *XP26 Analytic* с точностью  $\pm 2 \cdot 10^{-5}$  г. Контртела представляли собой полусферу из стали 30X13, а также полусферу из материала АФГ80ВС диаметром 6 мм. Образцы для трибологических испытаний из стали 30X13 имели форму пластин с размерами 20×35×3 мм. После нанесения покрытий часть образцов подвергалась повторной шлифовке для получения требуемых параметров шероховатости поверхности. Объем исследований представляет собой 144 проведенных эксперимента длительностью 8 ч 53 мин 20 с каждый.

Эксперименты проводились в условиях сухого трения при возвратно-поступательном движении со скоростью перемещения 0,025 м/с при длине пути 800 м. Переменными параметрами являлись давление (0,5 и 1 МПа), оказываемое на контртело в процессе движения, и температура окружающей среды. Контролируемая разность давлений осуществлялась в результате прикладывания нагрузок в виде гирек с определенной массой. Наблюдаемые образцы исследовались в двух состояниях: при комнатной температуре и температуре 80 °С. Температура поддерживалась на протяжении всего эксперимента.

Сводные результаты триботехнических испытаний представлены на рис. 1 и 2, где в части «Вид обработки» приняты следующие сокращения: БУО – без упрочняющей обработки; ЛН – лазерная наплавка (шлифованный); ЛТО – лазерная термическая обработка; ГТО – *HVOF ACO* дробь (шлифованный).

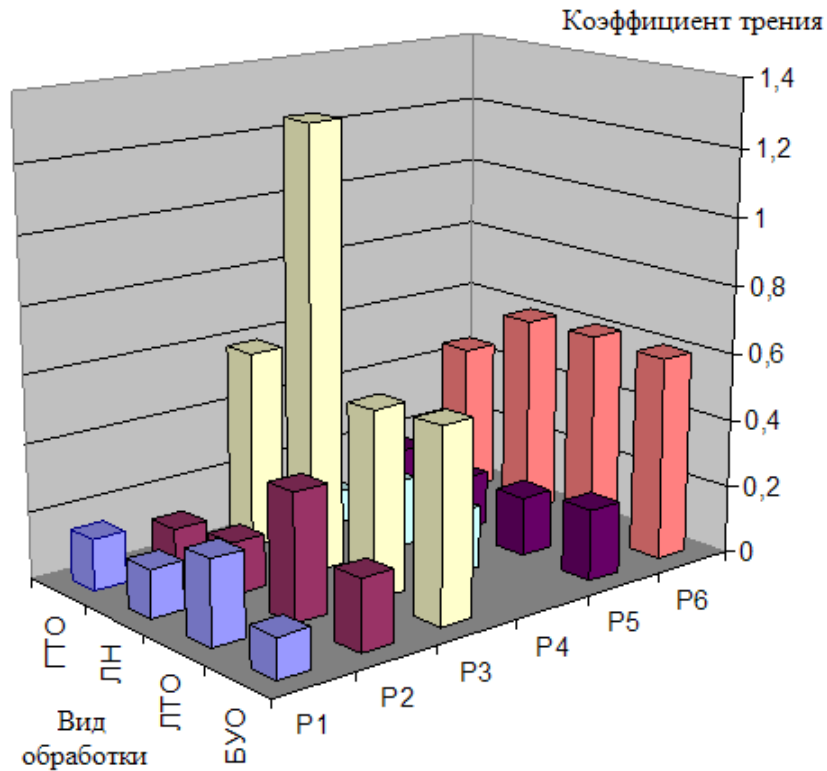


Рис. 1. Сравнительная зависимость коэффициента трения от вида упрочняющей обработки: P1 – материал контргела АФГ80ВС,  $p = 1$  МПа,  $t = 20$  °С; P2 – АФГ80ВС,  $p = 0,5$  МПа,  $t = 20$  °С; P3 – сталь 30Х13,  $p = 1$  МПа,  $t = 20$  °С; P4 – АФГ80ВС,  $p = 1$  МПа,  $t = 80$  °С; P5 – АФГ80ВС,  $p = 0,5$  МПа,  $t = 80$  °С; P6 – сталь 30Х13,  $p = 1$  МПа,  $t = 80$  °С

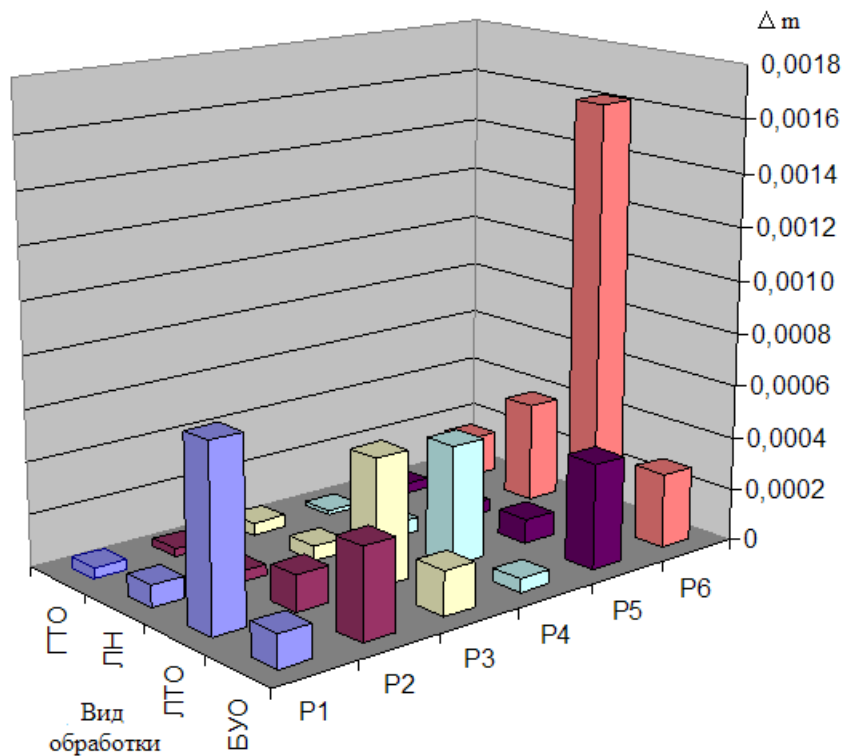


Рис. 2. Сравнительная зависимость уменьшения массы контргела при трении от вида упрочняющей обработки: P1...P6 (см. рис. 1)

Результаты экспериментальных исследований триботехнических характеристик пары «контртело АФГ80ВС – образец» при различных температурах и давлениях позволили сделать следующие заключения.

1. Наименьший коэффициент трения обеспечивает ГТО, чуть хуже – при ЛН, причем как при различных температурах, так и давлениях. Это связано с меньшей шероховатостью и уменьшением диапазона приработочного износа.

2. Наибольшим значением коэффициента трения обладает ЛТО ( $f = 0,377$  при  $p = 0,5$  МПа,  $t = 20$  °С), что связано с шероховатостью поверхности образца после обработки ввиду исключения шлифования.

3. Наибольшее количество случаев налипания материала контртела на образец наблюдается при давлении  $p = 0,5$  МПа и температуре  $t = 80$  °С. Уменьшение налипания материала контртела при давлении  $p = 1$  МПа происходит вследствие отслаивания и удаления его из контактной зоны, при этом было установлено, что вид упрочняющей термообработки не оказывает существенного влияния на налипание.

4. Вероятность эффективности применения того или иного вида упрочняющей обработки зависит от многих факторов, в частности от возможной дальнейшей финишной обработки поверхности после ЛТО; от структурно-фазового состояния поверхности образца после термообработки; от микротопографии поверхности; от серийности выпускаемой детали, области ее применения (например, ответственные узлы и агрегаты в авиационной технике, обеспечивающие ее безопасность и живучесть) и технологической себестоимости этого вида упрочнения.

#### Библиографический список

1. Белогорский, В.Д. Применение антифрикционных материалов на основе углерода / В.Д. Белогорский. М.: ЦНИИЦветмет экономики и информации, 1979. 51 с.
2. Чичинадзе, А.В. Полимеры в узлах трения машин и приборов: справочник / А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 1988. 328 с.
3. Новиков, И.И. Бессмазочные поршневые уплотнения в компрессорах / И.И. Новиков, В.П. Захаренко, Б.С. Ландо. Л.: Машиностроение, 1981. 238 с.
4. Куксенова, Л.И. Методы испытаний на трение и износ / Л.И. Куксенова, В.Г. Лаптева, А.Г. Колмаков, Л.М. Рыбакова. Интернет инжиниринг. 2001. 152 с.
5. Петровская, А.В. Трибологические свойства наномодифицированных композиционных материалов на основе политетрафторэтилена / А.В. Петровская, С.А. Хатилов // Наноструктуры и нанотехнологии. М.: Материаловедение. 2011. № 4. С. 49–53.

УДК 621.822

И.В. Горлов, А.Н. Болотов  
Тверской государственной технической университет,  
М.Г. Рахутин  
Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»

## **ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН ЗА СЧЕТ МОДИФИКАЦИИ МАТЕРИАЛОВ УЗЛОВ ТРЕНИЯ**

Представлены результаты исследования антифрикционного материала для узлов трения торфяных машин, который может обеспечить снижение потерь времени на техническое обслуживание при эксплуатации.

*Ключевые слова:* трение, износ, ремонт, антифрикционные материалы.

The results of the research of the antifriction material for friction units of peat machines are presented. This material enables to decrease a waste of time for machines maintenance support during its operation.

*Key words:* friction, wear, repair, antifriction material.

Эффективность использования технологических машин – это комплексная проблема. Она актуальна для большинства промышленных предприятий. Это связано с тем, что затраты на изготовление и эксплуатацию технологического оборудования значительны. В торфяной промышленности в структуре себестоимости продукции эта составляющая занимает большую часть, поэтому снижение затрат на эксплуатацию торфяных машин (ТМ) позволит существенно повысить их эффективность [1].

Торфяную машину с точки зрения надежности можно представить в виде многоуровневой системы. На верхнем уровне расположены подсистемы, выполняющие определенное назначение (несущая подсистема, технологическая подсистема и др.), далее расположены узловые подсистемы. На самом нижнем уровне находятся структурированные и неструктурированные элементы. Неструктурированные элементы – это пневмо- и гидроцилиндры, генератор, компрессор и др., структурированные – трибоэлементы, свойства которых (периодичность обслуживания, ресурс, вероятность отказа, триботехнические характеристики и др.) определяют условия эксплуатации. По данным многолетних наблюдений, среднестатистические затраты времени на восстановление работоспособности трибоэлементов значительны. Повышая их надежность и уменьшая затраты на обслуживание и ремонт, можно повысить эффективность эксплуатации торфяных машин.

По результатам наблюдений за эксплуатацией ТМ было установлено, что наиболее часто происходили отказы фрикционных муфт; отказы рабочих элементов и элементов трансмиссии из-за перегрузки; отказы конструкций подвески технологических устройств; отказы шарнирных меха-

низмов подвески; отказы карданных передач; отказы подшипников качения; отказы зубчатых передач и др. Условно отказы были распределены по группам (рис. 1) и для каждой группы определен поток отказов. Результаты исследования показали, что большое количество отказов связано с повреждениями элементов машин древесными включениями, встречающимися в торфяной залежи, что происходит из-за несвоевременного ремонта производственных участков добычи. Но даже при полном соблюдении требований технологического процесса добычи торфа невозможно устранить влияние этой причины. Следовательно, для повышения надежности необходимо воздействовать на элементы, отвечающие за устойчивость машины к воздействиям этих факторов. Такими элементами являются трибоэлементы, отказы которых составляют около 54 % от всех отказов ТМ.

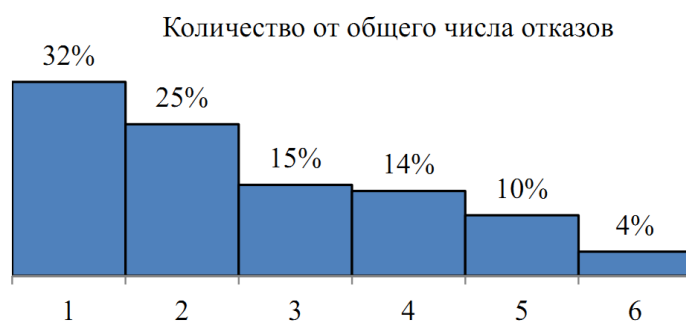


Рис. 1. Распределение отказов по группам элементов:

- 1 – отказы фрикционных трибоэлементов;
- 2 – отказы рабочих элементов и элементов трансмиссии из-за перегрузки;
- 3 – отказы элементов несущей системы;
- 4 – отказы антифрикционных трибоэлементов скольжения;
- 5 – отказы антифрикционных трибоэлементов качения, 6 – отказы других элементов

Анализ результатов исследования показал, что более 14 % отказов приходится на антифрикционные трибоэлементы, на восстановление и ремонт которых требуются частые трудозатратные регламентные работы. Для восстановления некоторых металлических узлов трения нами был предложен и научно обоснован эффективный метод пластического деформирования [2].

Для снижения затрат на эксплуатацию антифрикционных трибоэлементов необходимо для узлов трения использовать материалы, которые не требуют частого обслуживания и имеют повышенный ресурс [3]. В качестве такого материала можно использовать капролон-42. Капролон-42 (полиамид-6 блочный графитонаполненный) имеет пористую структуру, которая получается вследствие особенностей технологического процесса при изготовлении. Это свойство можно использовать для подачи смазки на рабочую поверхность трибоэлемента за счет капиллярного эффекта. Для проверки этого предположения были проведены специальные исследования по определению количества смазки, транспортируемой к рабочей поверхности из полости для хранения масла за счет капиллярного эффекта.

Установка для проведения исследований представляла собой ванну 1 с маслом 3, в которую устанавливались образцы 4 из капролона-42 таким образом, чтобы образец был погружен в смазку на глубину 2–3 мм. Для облегчения доступа масла к погруженной поверхности образец устанавливался на подставку из тонкой изогнутой полосы 2 (рис. 2).

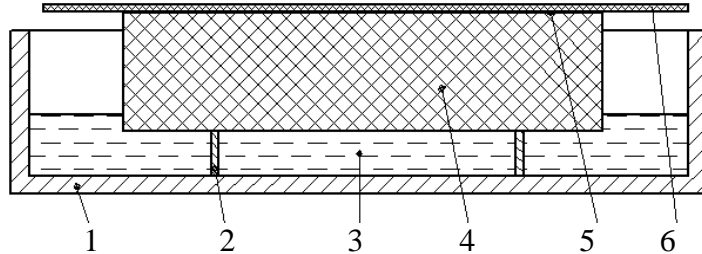


Рис. 2. Схема установки для изучения капиллярного эффекта

Количество масла, поступающего на поверхность 5, определялось по разнице веса салфетки 6 до испытаний и после ее промокания. Взвешивание производилось на лабораторных весах. Испытания проводились при температуре 20 °С в течение нескольких суток на маслах, имеющих различную вязкость. В исследованиях использовалось четыре марки индустриальных масел: И-8А, И-20А, И-40А, И-50А (ГОСТ 20799-88).

Исследования процесса проникновения масла через капилляры капролона показали, что данный эффект наблюдается у всех исследуемых смазочных материалов, а скорость этого процесса зависит от вязкости смазки. На рис. 3 показана зависимость удельного проникновения смазки от вязкости масла, полученная для капролона-42. В процессе исследований проникновения масла через капролон было установлено, что количество масла, поступающего на поверхность 5 (см. рис. 2), растет до полного ее перекрытия, и в последующем не увеличивается. После удаления смазки с поверхности через 2–3 часа масло появляется на отдельных участках, и через 6–8 часов масляный слой восстанавливается полностью. Этот эффект позволяет восстанавливать масляную пленку по мере ее срабатывания в трибоузле и останавливать подачу смазки, если слой не нарушен в отсутствии движения.

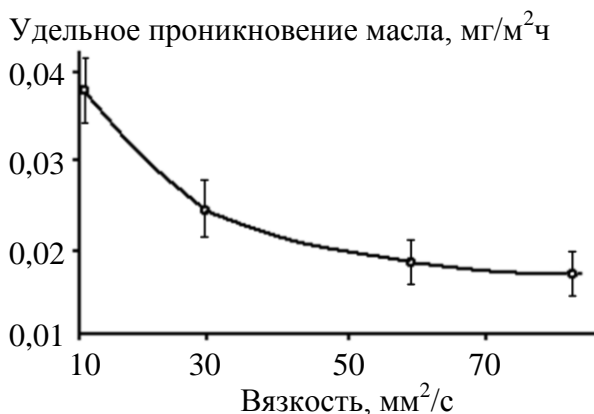


Рис. 3. Зависимость проникновения масла от его вязкости

Для повышения надежности антифрикционных узлов был использован механизм смазывания трибоузла с нормированной подачей масла. Задавая требуемый период обслуживания узла в конкретных условиях эксплуатации, зная объем полости для хранения масла, можно подобрать смазочный материал с нужными свойствами, чтобы обеспечить качественное функционирование со-

пряжения. По результатам моделирования работы сопряжения пальца и втулки подвески опорной каретки было установлено, что при объеме масляного кармана около 20 мл, требуется масло с кинематической вязкостью 17–20 мм<sup>2</sup>/с, чтобы обеспечить эксплуатацию узла в течение 900–1 000 ч.

При использовании предложенного способа подачи смазки в сопряжение можно сократить трудоемкость ТО (около 12 чел. ч. за сезон только для одного типа узлов), так как в течение 900 ч данные узлы обслуживать не нужно [4]. В сезон добычи торфа технологические машины обычно имеют фактическую наработку значительно меньше 900 моточасов, поэтому сопряжения достаточно обслуживать один раз в сезон перед началом эксплуатации.

Анализ различных свойств трибоэлементов машин позволяет на основе эксплуатационных и лабораторных исследований выявлять узлы, требующие частых сервисных работ и невысокий ресурс, и за счет их улучшения сокращать затраты времени на обслуживание и ремонт, что повышает эффективность эксплуатации торфяных машин.

#### Библиографический список

1. Рахутин, М.Г. Изыскание резервов повышения эффективности эксплуатации оборудования / М.Г. Рахутин // Уголь. 2006. № 5. С. 44–46.
2. Болотов, А.Н. Восстановление изношенных поверхностей методом пластического деформирования / А.Н. Болотов, И.В. Горлов // Механика и физика фрикционного контакта: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2002. С. 39–43.
3. Горлов, И.В. Выбор материалов для узлов трения торфяных машин / И.В. Горлов, А.Н. Болотов // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 2. С. 29–35.
4. Горлов, И.В. Прогнозирование эксплуатации торфяной машины при изменении параметров трибоэлементов / И.В. Горлов, А.Н. Болотов, М.Г. Рахутин // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2015. С. 70–75.

УДК 621.91.02(076)

М.Ш. Мигранов, Р.Г. Нигматуллин, Т.З. Салахов, Р.Г. Хамидуллин  
Уфимский государственный авиационный технический университет,  
А.М. Мигранов  
Российский государственный университет нефти и газа им. И.М. Губкина

### ТЕКУЩАЯ ДИАГНОСТИКА ОБОРУДОВАНИЯ ИННОВАЦИОННЫМ УСТРОЙСТВОМ

Смазочный материал – уникальный источник информации о техническом устройстве, в котором он работает. По анализу смазочного материала при эксплуатации оборудования можно на ранней стадии обнаружить изменения в режиме его работы и выявить внутренние дефекты.

*Ключевые слова:* износ, трение, анализ смазочных материалов, трейдинговый анализ.



Lubricant is a unique source of information about the equipment in which it operates. Analysis of the lubricant during operation of equipment enables to detect changes in its operation regime and to reveal internal defects.

*Key words:* wear, friction, lubricant analysis, trading analysis.

Производители смазочных материалов используют анализ масел для накопления данных по эффективности использования их продуктов и создания новых рецептур современных масел. У фирмы «Shell» это система *Lube Analyst*, которая входит в комплекс мониторинга масел *Shell Care*, у *Mobil – Mobil Guard* и т. д. Имеется аналогичная система и у отечественной фирмы «Лукойл». При этом производители техники используют анализ масла для определения предельно допустимых нагрузок и для оптимизации технического обслуживания техники. Наиболее известные программы мониторинга техники на основе анализа масла: *Caterpillar SOS*; *Komatsu KOWA*; *John Deere*; *Atlas Copco*, а такие как *Cummins*, *Siemens*, выпускают технические бюллетени, нормирующие параметры контроля масел, предельно допустимые значения этих параметров и интерпретацию результатов. Потребители смазочных материалов анализируют их для обеспечения безаварийной работы техники и для оптимизации потребления смазочных материалов и объемов технического обслуживания.

Задача научно обоснованного выбора потребителем смазочных материалов с оптимальной стоимостью, хорошими качеством и эффективностью может быть решена только на основании данных анализа масел.

В качестве примера рассмотрим затраты на техническое обслуживание токарно-карусельного станка с ЧПУ 1Л525Ф2. В системе смазки станка 420 кг масла И-50 по цене 35 тыс. руб. за тонну; 15 кг масла И-20 по цене 30 тыс. руб. за тонну; 3 кг смазки УС-2 «Л» по цене 90 тыс. за тонну на общую сумму 15 тыс. 560 руб. Масла И-50 и И-20 подлежат замене один раз в четыре месяца, а смазка УС-2 «Л» – один раз в шесть месяцев. Тогда в течение года затраты на приобретение масел и смазки составят 61 тыс. 700 руб. Затраты на техническое обслуживание по замене масла и фильтра на станке в течение года составляют в среднем 14 тыс. 400 руб. (стоимость фильтра 2,4 тыс. руб., а замена масел и фильтра – 1 тыс. 200 руб.). Таким образом, общие затраты на приобретение масел, смазки, фильтра и их замену составляют 76 тыс. 100 руб. В случае перевода станка на техническое обслуживание по результатам анализа работающих масел и смазки и продления срока работы станка в 1,5 раза затраты снизятся на 25 тыс. 667 руб. и составят 50 тыс. 733 руб. в год только на одном станке. Кроме этого, увеличится срок эксплуатации смазочных материалов и станка, сократятся простои станка, снизится количество случаев аварийного выхода станка из строя и уменьшится количество экологически грязного, трудно утилизируемого отработанного смазочного материала.

УГАТУ – ООО «Химмотолог» при поддержке Фонда содействия предпринимательству разработаны и запатентованы (Патенты РФ № 2392607,

2457461, 2473882, 2470285, 2522207, 2569766) мультимаслотестер, анализатор нефтепродуктов и инновационное устройство для автоматического определения температуры в картере и содержания продуктов износа в мг/кг масла. Импортозамещающий мультимаслотестер предоставляет пользователю информацию о качестве анализируемого нефтепродукта, выполняя четыре функции – отбор пробы, ее анализ, вывод результатов и возврат отобранной пробы обратно в картер техники. Эти функции выполняют: измерительная емкость (в которой проводится измерение всех показателей качества), насос (для нагнетания продукта в измерительную емкость и возврат в картер), блок индикации и управления (для отображения результатов измерений и управления процессом), источник питания (аккумулятор) и вычислительный блок (для обработки показаний датчиков, управления насосом и других задач). Насос работает в двух режимах, набирает масло из картера по трубке в измерительную емкость в количестве 50 мл и после анализа возвращает обратно. Для этого используется система из двух трехходовых кранов, соединенных трубками с насосом и измерительной емкостью и управляемых двумя сервоприводами. Для обеспечения возможности зарядки аккумулятора (или работы от сети), а также подключения устройства к компьютеру имеется блок подключения.

Мультимаслотестер позволяет проводить количественный анализ таких важных параметров состояния двигателя, как содержание топлива (нарушение системы питания), содержание намагничиваемых продуктов износа, прокачиваемость масла при низких температурах, коррозионные свойства масла, плотность, вязкостно-температурный показатель, наличие в нем охлаждающей жидкости и воды. По полученным результатам диагностирования выявляются неполадки и состояние с вероятностью поломки того или иного узла трения. В таблице приведены результаты диагностирования стандартных образцов с загрязнениями и отработанное масло из картера автомобиля «Ниссан».

Согласно полученным результатам анализа мультимаслотестером (см. таблицу), отработанное моторное масло выработало свой ресурс и требуется срочная его замена с промывкой двигателя. Экспресс-анализаторы смазочного материала, датчик износа – эффективные средства экономии на обслуживании автомобильных и авиационных двигателей, турбин, сложных станков и другого промышленного оборудования и решения усугубляющихся экологических проблем.

Неисправности и дефекты в технике, выявленные в результате анализа работающего масла, полностью подтверждаются при разборке и ремонте техники. При регулярном анализе работающего в технике смазочного материала эксплуатационные расходы предприятий по содержанию техники снижаются на 25–30 %. Это обусловлено уменьшением расходов на закупку запасных частей, проведением ремонтных работ, снижением простоев техники и оборудования. Дополнительную экономию дает

уменьшение расхода горючесмазочных материалов, так как масла заменяются при практической выработке своего рабочего ресурса.

Результаты анализа образцов масла

Масло	Чистое	+ 8 % бензина	+ 1 % воды	+ 0,5 % сажи	+ 0,1 % железа	Отработка (14 тыс. км пробега)
Параметры масла (мультимаслотестер)						
Вязкость при 25 °С, сСт	193	106	199	198	195	215
Вязкость при 40 °С, сСт	103	63	107	106	103	117
Вязкостно-температурный показатель	0,534	0,594	0,538	0,535	0,528	0,544
Диэлектрическая проницаемость (сразу)	2,50	2,49	2,63	2,86	2,59	2,64
Диэлектрическая проницаемость (через 5 мин)	2,50	2,49	2,76	3,23	2,61	2,69
Содержание сажи, %	0	0	0	0,5	0	0
Содержание воды, %	0	0	1,0	0	0	0,2
Масса частиц износа в пробе, мг	0	0	0	0	45	55
Удельное сопротивление, МОм·м	37	38	36	39	36	112
Ресурс масла по присадкам, %	100	100	100	100	100	20
Соответствие плотности	Да	Нет	Да	Да	Да	Да
Коррозия, балл	А	А	С	А	А	В
Лабораторные методы						
Вязкость при 40 °С, сСт	90,8	54,9	93,2	92,6	91,0	102,4
Плотность при 15 °С, кг/м <sup>3</sup>	871	858	874	873	873	876
Щелочное число, мгКОН/г	8,1	8,0	7,9	8,2	8,2	3,2
Содержание воды, %	0	0	1,0	0	0	0,15
Механические примеси, %	0	0	0	0,47	0,09	0,76
Коррозия, балл	1a	1a	3b	1a	1a	2d

**Библиографический список**

1. Электрофизические процессы в сильных электрических и магнитных полях: межвуз. сб. науч. тр. Чуваш. ун-т, 1987. 148 с.
2. Бердичевский, Е.Г. Смазочно-охлаждающие средства для обработки материалов: справочник / Е.Г. Бердичевский. М.: Машиностроение, 1984. 224 с.
3. Латышев, В.Н. Повышение эффективности СОЖ / В.Н. Латышев. М.: Машиностроение, 2005. 64 с.

УДК 621.891

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

## РАСЧЕТ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ МАГНИТОЖИДКОСТНЫХ УЗЛОВ ТРЕНИЯ, ФУНКЦИОНИРУЮЩИХ В ГАЗОВОЙ СРЕДЕ

Получены формулы для оценки долговечности магнитожидкостных узлов трения. Долговечность магнитожидкостного узла определяется промежутком времени, в течение которого вязкость магнитной жидкости возрастает до критического значения из-за испарения дисперсионной среды.

*Ключевые слова:* магнитожидкостные трибосопряжения, долговечность, магнитная жидкость, дисперсионная среда, скорость испарения, трение, износ.

Formulae for assessment of a durability of magnetoliquid frictional units are received. A durability of magnetoliquid unit is defined by a time interval in the course of which a viscosity of magnetic liquid increases up to critical value because of the evaporation of the dispersing medium.

*Key words:* magnetoliquid tribounits, durability, magnetic liquid, dispersing medium, evaporation rate, friction, wear.

В настоящее время разработано и используется на практике достаточно много разнообразных узлов трения, в которых рабочей средой является магнитная жидкость (МЖ) или магнитное смазочное масло [1–6]. Большие перспективы конструкторы новых машин и механизмов связывают с применением магнитожидкостных подшипников скольжения и различных зубчатых передач. Также в современной технике очень хорошо зарекомендовали себя магнитожидкостные герметизирующие устройства. В основном долговечность таких узлов прогнозируют исходя из результатов длительных испытаний в условиях, близких к реальным. Достоверность результатов такого прогноза достаточно высокая, но обобщить их (даже на аналогичные узлы, но работающие при других режимах трения) представляется затруднительным.

Опыт применения магнитожидкостных трибоузлов показывает, что наибольший положительный эффект от их использования достигается тогда, когда удастся реализовать гидродинамический режим смазывания трущихся элементов. Если градиент магнитного поля не настолько высок, чтобы привести к нарушению коллоидной стабильности магнитной жидкости [6], то сохранение работоспособности узла трения будет лимитировано только скоростью испарения дисперсионной среды магнитной жидкости. Срок службы (долговечность) узла трения определяется временным интервалом, в течение которого концентрация дисперсной фазы из-за испарения основы достигнет предельного значения по какому-либо выбранному критерию, например по допустимой вязкости магнитной жидкости.

Определим долговечность магнитожидкостного узла без дозаправки свежей магнитной жидкостью в зависимости от скорости испарения дисперсионной среды. Предположим, что поверхность магнитной жидкости контактирует с газовой средой, давление в которой существенно выше, чем при вакууме.

Процесс перераспределения в окружающей среде испарившихся из поверхности жидкости (основы магнитной жидкости) молекул происходит по механизму диффузионного массопереноса. Уравнение диффузии, по которому выражается число молекул  $dn$ , покинувших необратимо поверхность жидкости за время  $dt$ , выглядит следующим образом:

$$\frac{dn}{dt} = -D \int_S \text{grad } c \, dS,$$

где  $D$  – коэффициент диффузии молекул пара в окружающем газе;  $c$  – концентрация молекул в паре;  $S$  – поверхность, через которую происходит массоперенос. После несложных преобразований это уравнение можно переписать в более удобном для дальнейшего использования виде:

$$\frac{dm}{dt} = -D \frac{\mu}{R_0 T} \int_S \text{grad } P \, dS, \quad (1)$$

где  $\frac{dm}{dt}$  – скорость испарения, или скорость уменьшения массы жидкости;  $P$  – парциальное давление пара;  $\mu$  – молярная масса;  $R_0$  – универсальная газовая постоянная;  $T$  – абсолютная температура.

Для нахождения решения приведенного уравнения (1) воспользуемся методом электростатической аналогии. Метод заключается в том, что интегродифференциальные уравнения, записанные в одинаковой математической форме, независимо от того, какими буквами обозначены в них физические величины и какой общезначимый смысл они подразумевают, имеют одинаковые решения, выраженные в идентичных математических уравнениях. Уравнение для потока вектора напряженности электрического поля по форме записи аналогично уравнению диффузии пара:

$$\Phi = - \int_S \text{grad } \varphi \, dS, \quad (2)$$

где  $\Phi$  – поток вектора напряженности электрического поля;  $\varphi$  – электрический потенциал на поверхности заряженного тела;  $S$  – поверхность, через которую находится поток. Понятно, что величина  $\frac{dm}{dt} \frac{R_0 T}{D \mu}$  подобна  $\Phi$ , а величина  $P$  подобна  $\varphi$ . Решение уравнения (1) так же будет решением уравнения (2), записанного в подобных величинах.

Определим для примера скорость испарения жидкости с плоской кольцевой поверхности (рисунок, а), которая часто встречается на практике. Для нахождения решения уравнения диффузии (1) с учетом данных геометрических условий рассмотрим уравнение (2), в котором поток находится через замкнутую поверхность, совпадающую с поверхностью тонко-

го кольца. По теореме Гаусса, поток вектора напряженности электрического поля будет равен

$$\Phi = \frac{q}{\varepsilon_0},$$

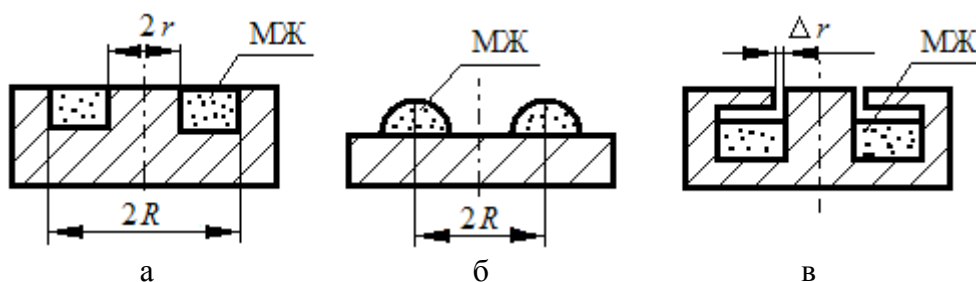
где  $q$  – заряд на поверхности кольца;  $\varepsilon_0$  – электрическая постоянная. Выразив заряд кольца через его потенциал, получим

$$q = C\varphi,$$

где  $C$  – электрическая емкость кольца. Учитывая принцип электростатической аналогии, получим следующее выражения для скорости испарения через поверхность, расположенную вблизи от кольцевой поверхности жидкости:

$$\frac{dm}{dt} = \frac{DP_0 C \mu (1 - \omega_s)}{2R_0 T \varepsilon_0}, \quad (3)$$

где  $P_0$  – давление пара на расстоянии от поверхности, близком к длине свободного пробега молекул. Коэффициент  $\frac{1}{2}$  в приведенную формулу введен с учетом симметрии поля заряженного кольца, а смысл коэффициента  $(1 - \omega_s)$  раскрыт далее.



Характерные примеры: а, б – формы свободной поверхности МЖ; а, в – геометрического расположения МЖ

В дисперсных системах, к которым относится магнитная жидкость, часть всей свободной поверхности занята дисперсными частицами, испарение которых пренебрежимо мало. Из литературы по металлографии [7] известна следующая связь между объемными и поверхностными геометрическими характеристиками двухфазных систем:

$$\frac{S_l}{S} = \frac{V_l}{V} = (1 - \omega_s), \quad (4)$$

где  $S$  – номинальная поверхность магнитной жидкости;  $S_l$  – поверхность, занятая жидкостью - носителем;  $V$  – объем магнитной жидкости;  $V_l$  – объем дисперсионной фазы;  $\omega_s$  – объемная доля дисперсной фазы. На основании этого в формулу (3) введен еще один коэффициент  $(1 - \omega_s)$ .

Так как на диффузионный поток молекул пара накладывается стефановское течение молекул газовой среды, то в результате скорость испарения изменяется. Поправка в выражение (3) на стефановское течение зависит от отношения давления пара  $P_0$  к давлению газа окружающей среды  $P_a$ .

В нашем случае рассматриваются слабо испаряющиеся жидкости с низким давлением насыщенных паров и поэтому указанной поправкой можно пренебречь. Также не учитывается влияние на массоперенос пара конвективных потоков среды, полагая, что в реальных условиях работы трибоузлов их значение несущественно.

Коэффициент электрической емкости  $C$ , входящий в формулу (3), зависит от геометрии поверхности испарения. Для его определения можно воспользоваться приближенными формулами, приведенными в работе [8]. Для кольцевой поверхности испарения коэффициент  $C$  равен:

$$C = 8R\epsilon_0 \left(1 - 0,03 \frac{r}{R}\right) \left[1 - 0,08 \left(\frac{r}{R}\right)^3\right], \quad (5)$$

где  $R$  и  $r$  – внешний и внутренний радиусы кольца.

В магнитожидкостных герметизаторах поверхность реальной магнитной жидкости можно представить в виде эквивалентной ей поверхности полутороида (см. рисунок, б). Тогда выражение для коэффициента  $C$  можно записать в следующем виде:

$$C = 4\pi\epsilon_0 R \left(0,68 + 1,07 \frac{r}{R}\right), \quad (6)$$

где  $R$  – радиус тора;  $r$  – радиус окружности в сечении тора.

Для проведения расчетов по формуле (3) необходимо знать давление пара  $P_0$  около поверхности и коэффициент взаимной диффузии  $D$ . Покажем, как можно рассчитать давление пара  $P_0$ . Молекулярный процесс отделения молекул от поверхности при испарении хорошо описывается уравнением, предложенным Герцем и Кнудсенем и теоретически обоснованным Френкелем [9]:

$$\frac{dm}{dt} = \alpha S_l \sqrt{\frac{\mu}{2\pi R_0 T}} (P_s - P_0),$$

где  $m$  – масса испарившихся молекул;  $t$  – время;  $P_s$  – давление насыщенных паров при данных условиях;  $P_0$  – давление пара на расстоянии от поверхности порядка длины свободного пробега молекул;  $\alpha$  – коэффициент испарения жидкости, равный или меньший единицы;  $S_l$  – площадь поверхности жидкости. С учетом выражения (4) получим

$$\frac{dm}{dt} = \alpha(1 - \omega_s) S \sqrt{\frac{\mu}{2\pi R_0 T}} (P_s - P_0). \quad (7)$$

Решая совместно уравнения (3) и (7), найдем выражение для определения давления пара:

$$P_0 = P_s \left(1 + \frac{DC}{2\alpha\epsilon_0 S(1-\omega_s)} \sqrt{\frac{2\pi\mu}{R_0 T}}\right)^{-1}.$$

В окончательном виде уравнение для скорости испарения будет выглядеть так:

$$\frac{dm}{dt} = \frac{DCP_s\mu}{2R_0T\varepsilon_0} (1 - \omega_s) \left( 1 + \frac{DC}{2\alpha\varepsilon_0S(1-\omega_s)} \sqrt{\frac{2\pi\mu}{R_0T}} \right)^{-1}. \quad (8)$$

Коэффициент взаимной диффузии достоверно можно определить только эмпирическим путем.

Когда важно снизить убыль магнитной жидкости из-за испарения и одновременно защитить ее от внешних механических воздействий, магнитную жидкость прикрывают непроницаемой поверхностью с технологическими отверстиями. На рисунке (в) показана магнитная жидкость, которая находится в полости (камере) с кольцевым отверстием. Такое расположение магнитной жидкости характерно для магнитожидкостных подшипников скольжения и уплотнений (понятно, что в реальных условиях кольцевой зазор образуется между валом и корпусом устройства).

Определим скорость убыли массы жидкости при нахождении ее в такой частично открытой полости. Масса жидкости будет изменяться из-за диффузии ее паров через отверстие. Этот процесс описывается следующим одномерным стационарным уравнением диффузии:

$$\frac{dm}{dt} = -DS_0 \frac{\mu}{R_0T} \frac{dP}{dz},$$

где  $S_0$  – площадь поверхности отверстия;  $z$  – координата по оси, совпадающей с геометрической осью отверстия. После преобразований этого уравнения получим

$$\frac{dm}{dt} = \frac{DS_0\mu}{R_0Th} (P_0 - P), \quad (9)$$

где  $P_0$  и  $P$  – давление пара в полости и снаружи ее;  $h$  – толщина защитной пластины. Не допуская грубой ошибки, давление вне камеры можно принять равным нулю ( $P = 0$ ).

Неизвестное давление можно найти из уравнения баланса между массой необратимо испарившихся молекул и молекул, покинувших камеру. Значит, приравняв правые части уравнения (7) и (9), можно выразить давление  $P_0$ . После несложных преобразований получим выражение для скорости потери массы жидкости через отверстие:

$$\frac{dm}{dt} = \frac{DS_0P_s\mu}{R_0Th} \left( 1 + \frac{DS_0}{\alpha hS(1-\omega_s)} \sqrt{\frac{2\pi\mu}{R_0T}} \right)^{-1}. \quad (10)$$

Понятно, что уравнение (10) справедливо для условий, когда пар в полости находится в равновесном состоянии. Динамика изменения давления пара в закрытой полости описывается уравнением

$$t_p = \frac{V_n}{\alpha S(1-\omega_s)} \sqrt{\frac{2\pi\mu}{R_0T}} \ln \frac{P_s}{P_s - P}, \quad (11)$$

где  $t_p$  – время испарения;  $V_n$  – объем полости. Оценочные расчеты, выполненные для рассматриваемых узлов трения, показывают, что давление пара



становится равновесным практически за десятые или сотые доли секунды и уравнение (10) вполне может быть использовано для инженерных расчетов.

Перейдем к вычислению ресурса магнитожидкостных узлов, то есть определим время, в течение которого объемное содержание дисперсной фазы жидкости  $\omega_s$  возрастает от начального  $\omega_{ss}$  до предельного значения  $\omega_{sf}$ . Будем полагать, что узел заправляется фиксированным объемом магнитной жидкости  $V$ , свободная поверхность магнитной жидкости  $S$  изменяется незначительно, объем твердой фазы  $V\omega_s$  постоянен. Перейдем в уравнении (8) от массы жидкой фазы к ее объему и перепишем его в следующем общем виде, удобном для интегрирования:

$$\int_{V_1}^{V_2} \frac{V_l + V\omega_{ss}}{V_l} dV_l = \int_0^t \frac{\Psi_1}{\rho} dt,$$

где  $\Psi_1$  – правая часть уравнений (8) без коэффициента  $(1 - \omega_s)$ ;  $V_1 = V(1 - \omega_{ss})$ ,  $V_2 = V(1 - \omega_{sf})$  – нижний и верхний пределы интегрирования;  $\rho$  – плотность жидкой фазы. После преобразований получим формулу для инженерных расчетов ресурса магнитожидкостных узлов с открытой поверхностью жидкости по критерию допустимой концентрации дисперсной фазы:

$$t = \frac{\rho V}{\Psi_1} \left[ \omega_{sf} - \omega_{ss} + \omega_{ss} \ln \left( \frac{1 - \omega_{ss}}{1 - \omega_{sf}} \right) \right]. \quad (12)$$

При получении формулы (12) полагали, что слабой временной зависимостью величины

$$\frac{DC}{2\alpha\varepsilon_0 S(1 - \omega_s)} \sqrt{\frac{2\pi\mu}{R_0 T}}$$

можно пренебречь.

Поступив аналогичным образом, получим формулу для определения ресурса узла, в котором магнитная жидкость заперта в камере с небольшим отверстием:

$$t = \frac{V(\omega_{sf} - \omega_{ss})\rho}{\Psi_2}, \quad (13)$$

$$\text{где } \Psi_2 = \frac{DS_0 P_s \mu}{R_0 T h} \left( 1 + \frac{DS_0}{\alpha h S(1 - \omega_s)} \sqrt{\frac{2\pi\mu}{R_0 T}} \right)^{-1}.$$

Таким образом, в результате выполненных вычислений получены теоретические формулы (12) и (13), которые позволяют определять долговечность механических узлов, в которых рабочей средой является магнитная жидкость (смазочное масло). Заметим, что ранее отсутствовала убедительная методика расчета долговечности магнитожидкостных узлов, которая бы учитывала специфические физико-химические особенности магнитной жидкости.

### Библиографический список

1. Орлов, Д.В. Магнитные жидкости в машиностроении / Д.В. Орлов, Ю.О. Михалев, Н.К. Мышкин [и др.]. М.: Машиностроение, 1993. 272 с.
2. Болотов, А.Н. Триботехника магнитопаассивных опор скольжения / А.Н. Болотов, В.Л. Хренов. Тверь: ТвГТУ, 2008. 124 с.
3. Болотов, А.Н. Критерий перехода к пластическим контактным деформациям в тяжело-нагруженных узлах трения деталей машин / А.Н. Болотов, О.В. Сутягин, М.В. Васильев // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). 2012. № 1. С. 211–213.
4. Болотов, А.Н. Трение структурированной магнитной жидкости при скольжении по твердой поверхности / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и износ. 2006. Т. 27. № 4. С. 409–416.
5. Болотов, А.Н. Магнитное масло для узлов трения, работающих при граничной смазке / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 9. С. 27–32.
6. Болотов, А.Н. Исследование структурной стабильности магнитных масел для узлов трения / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова [и др.] // Известия Московского государственного технического университета МАМИ. 2014. Т. 4. № 2 (20). С. 15–17.
7. Салтыков, С.А. Стереометрическая металлография / С.А. Салтыков. М.: Металлургия, 1976. 270 с.
8. Иоссель, Ю.Я. Расчет электрической емкости / Ю.Я. Иоссель, Э.С. Кочанов, М.Г. Струнский. М.: Энергоиздат, 1981. 288 с.
9. Френкель, Я.И. Кинетическая теория жидкостей / Я.И. Френкель. М.: Издательство АН СССР, 1945. 424 с.

УДК 53.083.8

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

### УСТРОЙСТВО ДЛЯ КОМПЛЕКСНОЙ ДИАГНОСТИКИ БУКСОВЫХ ТРИБОУЗЛОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ ВАГОНОВ

Для повышения надежности и безопасности железнодорожного транспорта предлагается модернизация существующих систем контроля состояния узлов трения вагонов. Для этого предлагается дополнительно устанавливать виброакустические датчики в существующую систему температурного контроля буксовых трибоузлов вагонов. Обсуждается практическая реализация такого подхода.

*Ключевые слова:* железнодорожный транспорт, узел трения, надежность, виброакустический датчик.

Rebuilding of existent control systems of wagons friction unit state is proposed for the increasing of reliability and safety of railway vehicles. For this purpose, it is proposed to install additional vibroacoustic sensors in the existent temperature control system of axle-box frictional units of railway carriages. The practical implementation of this approach is discussed.

*Key words:* railway transport friction unit, reliability, vibroacoustic sensor.

Для обеспечения надежной и безопасной эксплуатации железнодорожных вагонов необходимо использовать системы диагностики состояния узлов ходовых частей. Такие системы позволят следить за параметрами состояния контролируемых узлов и информировать об отклонениях от нормальных показаний, что позволит своевременно принимать меры, препятствующие развитию аварийных ситуаций.

Одним из наиболее ответственных узлов ходовых частей ж/д вагонов являются подшипники колесных пар, расположенные в буксовых трибоузлах тележки [1, 2]. На сегодняшний день для контроля за состоянием буксовых узлов ж/д вагонов используется система автоматического слежения за температурой [3]. В этой системе предусмотрена возможность получения информации о температуре узла с помощью датчиков, встроенных в корпус буксы подшипников колесных пар. Система контроля обеспечивает обработку полученной информации, ее сохранение и сигнализирует об опасных нагревах подшипников. Используемая в настоящее время система обеспечивает отслеживание только температуры узла и оповещает экипаж ж/д состава о ее значении, что не всегда позволяет проводить анализ развития повреждения подшипников. Для более глубокого анализа состояния подшипникового узла необходимо существующую систему контроля температуры дополнить виброакустическим модулем с применением более совершенных аппаратных и вычислительных средств.

Применение виброакустического анализа дает возможность не только контролировать текущее состояние буксового узла, но и проводить анализ динамики износа подшипников [4]. Кроме того, предполагаемый модуль позволит реализовать возможность наблюдения за состоянием железнодорожного полотна во время движения состава, что обеспечит повышение надежности эксплуатации.

Для осуществления возможности виброакустического контроля необходимо применять специально разработанный аппаратный набор, включающий в себя комплект датчиков и вычислительный блок. Такой набор необходимо установить на вагоны вместо существующих систем температурного контроля буксовых узлов. Для снижения затрат на эксплуатацию ж/д составов эти аппаратные наборы можно устанавливать на новые вагоны или взамен устаревших систем при реконструкции или капитальном ремонте вагонов.

При разработке нового модуля были использованы современные аппаратные и вычислительные средства, что позволило при меньших затратах расширить возможности создаваемого аппаратного обеспечения. Кроме того, все датчики и вычислительный блок были выполнены в корпусах тех же габаритов, что и системы температурного контроля. Это дает возможность устанавливать разработанное оборудование на места устаревшего без вне-

сения изменений в конструкцию самого вагона, а также совершать простую замену старых систем на новую при реконструкции или ремонте вагона.

Разработанная система с применением виброакустического анализа состоит из следующих функциональных подсистем:

- датчики, устанавливаемые в буксовые узлы и кузов вагона;
- центральный вычислительный блок, устанавливаемый в специально отведенном месте в вагоне;
- кабельные линии связи датчиков с вагонами.

Для контроля состояния буксовых узлов применяются датчики с возможностью измерения температуры и виброакустического сигнала, они включают в себя термочувствительный элемент, акселерометр и вычислительный модуль. Термочувствительный элемент датчика располагается в теплопроводном колпачке корпуса датчика, а акселерометр и вычислительный модуль – в основном корпусе датчика. Датчик устанавливается непосредственно в корпус буксового узла и жестко фиксируется в определенном положении.

Вычислительный модуль датчика производит периодический опрос датчика температуры и акселерометра при подаче питания. Измеряемая температура имеет выходной параметр в градусах Цельсия, а виброакустический сигнал формируется либо в дискретные значения амплитуды по времени, либо в спектральный состав сигнала. Вычислительный модуль выполнен на базе 32-бит *ARM* микроконтроллера. Линия связи датчиков с центральным блоком однопроводная полудуплексная, скорость обмена настраиваемая.

Центральный вычислительный блок состоит из корпуса из листовой стали, на лицевой панели расположены сенсорный жидкокристаллический экран, световая индикация и порт беспроводного электронного ключа. На боковых сторонах корпуса блока расположены питающий, сигнальные и интерфейсные разъемы. В корпус блока заключены электронные модули системы питания индикации и вычислительный модуль.

Вычислительный модуль центрального блока выполнен на базе высокопроизводительного 32-бит *ARM* микроконтроллера. Питание блока осуществляется от бортовой сети вагона. Для повышения надежности связь блока с датчиками осуществляется по четырем независимым линиям. Информация о состоянии буксовых узлов отображается на дисплее блока, а также дублируется дополнительной световой и звуковой сигнализацией. Блок имеет возможность связи с бортовой локальной вычислительной сетью вагона, что позволяет контролировать состояние буксовых узлов удаленно. Настройка и обновление ПО блока может производиться непосредственно на блоке, через *USB* интерфейс с помощью компьютера или через локальную вычислительную сеть удаленно. Для сохранения хронологии данных с датчиков в блоке установлена энергонезависимая память в виде *SD* карты памяти.

Использование систем комплексного контроля и анализа за состоянием ходовых частей железнодорожных вагонов позволит в режиме реального времени получать всю необходимую информацию о состоянии наиболее ответственных узлов, проводить анализ изменения их эксплуатационных параметров, что обеспечит не только комплексный контроль, но и позволит прогнозировать наработку основных элементов конструкции до технического обслуживания и ремонта, предотвращая аварийные ситуации при эксплуатации.

### Библиографический список

1. Хусидов, В.В. Динамика пассажирского вагона и пути модернизации тележки КВЗ-ЦНИИ / В.В. Хусидов, А.А. Хохлов, Г.И. Петров, В.Д. Хусидов. М.: МИИТ, 2001. 160 с.
2. Быков, Б.В. Конструкция тележек грузовых и пассажирских вагонов: ил. учеб. пособие / Б.В. Быков. М.: Маршрут, 2004. 36 с.
3. Горлов, А.И. Система мониторинга трибоузлов / А.И. Горлов, А.Н. Болотов, И.В. Горлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2016. С. 121–127.
4. Болотов, А.Н. Информационная система анализа эксплуатации технологических машин / А.Н. Болотов, И.В. Горлов, Е.В. Полетаева, М.Г. Рахутин // Программные продукты и системы. 2016. № 1. С. 83–89.

УДК 961.69

С.Р. Шехтман, М.Ш. Мигранов

Уфимский государственный авиационный технический университет

### МНОГОСЛОЙНЫЕ ПОКРЫТИЯ СИСТЕМЫ Ti-C-Si

Приведены результаты экспериментальных исследований износостойких покрытий с мелкозернистой структурой, синтезированных из плазмы вакуумно-дугового разряда.

*Ключевые слова:* вакуумные ионно-плазменные покрытия, субмикроструктурированная структура, микротвердость.

The results of experimental studies of the wear resistant coatings with fine-grained structure synthesized from plasma of the vacuum arc discharge are presented.

*Key words:* vacuum ion-plasma coatings, submicrocrystalline structure, microhardness.

Осаждение покрытий, а вернее многослойных покрытий, является одним из самых перспективных способов защиты поверхности [1, 2]. Вакуумные ионно-плазменные (ВИП) покрытия с субмикроструктурированной структурой (СМК), полученные конденсацией вещества в вакууме с одновременной дополнительной ионной бомбардировкой, позволяют защитить подложку от различного вида износа, коррозионного и эрозионного воздействия, повысить и другие физико-химические свойства деталей. Слож-

ность синтеза такого вида защитных покрытий связана с недостаточной проработкой методов формирования слоевых композиций.

Метод, совмещающий ВИП осаждение покрытий [3] с использованием электродуговых испарителей (ЭДУ) и плазменных ускорителей (в работе используется плазменный ускоритель с накальным катодом (ПИНК)) для генерации квазинейтральных потоков плазмы, достаточно хорошо зарекомендовал себя в области синтеза износостойких покрытий из различных материалов. Использование этого метода позволяет формировать нано- и микрослои, причем, варьируя частотой планетарного вращения, давлением и используя ЭДУ из различных материалов, возможно осаждение слоев различных величин с различным химическим составом.

Полученные нанослои размером менее 100 нм придают деталям с ВИП покрытиями совершенно новые свойства. Так называемые размерные эффекты проявляются в изменении реакционной способности, структуры, характеристик проводимости, температуры плавления и механических свойств. Получаемые покрытия с СМК структурой сочетают в себе свойства слоистых систем и специфические характеристики нанобъектов благодаря большому количеству слоев и их толщине в нанометровом диапазоне.

Осаждение многослойных износостойких покрытий осуществлялось в процессе последовательного осаждения слоев титана и углерода из плазмы, генерируемой электродуговыми источниками, расположенными под определенным углом к поверхности подложки на модернизированной промышленной установке ННВ 6.6-И1. С целью выявления возможностей синтеза различных соединений в условиях интенсивной ионной бомбардировки ионами  $Ar$  для генерации ионов использовался плазменный источник «ПИНК». Следует отметить, что в качестве одного из реагентов использовался углерод из твердой фазы (технически чистый графит). Испарители находились на боковой поверхности цилиндрической камеры под углом  $120^\circ$  друг к другу. Испаряемым материалом являлся технически чистый титан марки ВТ-1.0 и технически чистый графит, полученный в электроплавильной печи путем погружения в расплав кремния. В процессе осаждения покрытий приспособление с закрепленными на нем обрабатываемыми деталями равномерно вращается вокруг своей оси, одновременно осуществляя вращение вокруг оси стола, благодаря чему обеспечивалась равномерность распределения толщины формируемых покрытий. Общая толщина покрытий составляла 5–7 мкм, число слоев изменялось от 20 до 600.

Покрытия, синтезированные по предлагаемой технологии, характеризуются высокой адгезией к материалу подложки. Кроме того, исследование адгезии путем вдавливания алмазной пирамидки показало отсутствие растрескивания материала покрытия вблизи зоны воздействия. Данное испытание косвенно свидетельствует о высокой адгезии покрытия.

Измерение микротвердости образцов проводилось на приборе ПМТ-3 (табл. 1). Для измерения в качестве индентора использовалась алмазная пирамида с углом между гранями  $136^\circ$ . Нагрузка на индентор от 1 до 10 г. Получить сопоставимые результаты в различных сериях измерений помогает то, что время нагружения, которое соответствует времени 15 с, и время выдержки под нагрузкой (15 с) не варьировались.

Если отпечатки малы от индентора, погрешность измерения твердости может достигать 10–20 %. Для достаточно надежного среднего результата число измерений было увеличено до 7. В разных точках образца при оценке среднего арифметического значения микротвердости испытания показывали одинаковые результаты.

Таблица 1. Значения микротвердостей различных покрытий

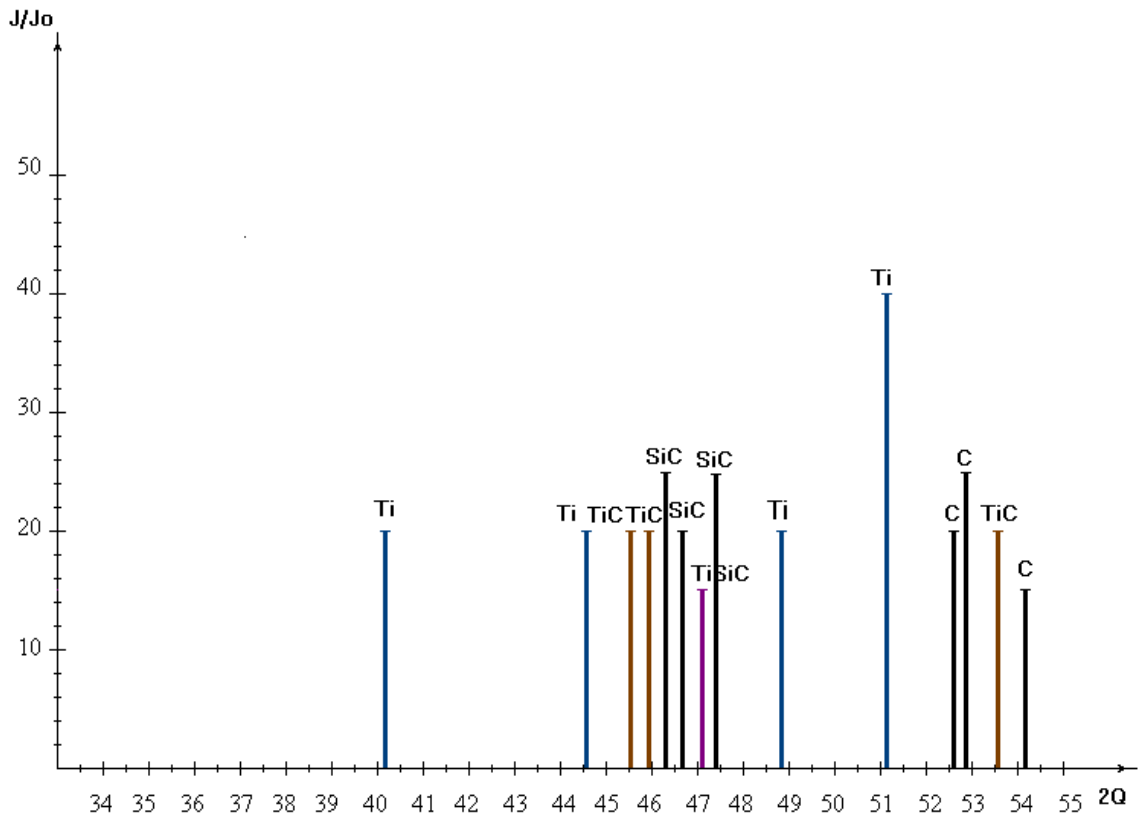
Материал	Тип покрытия	Микротвердость, ГПа
13X11H2BMФ	Исходное состояние	16,3
	Многослойное покрытие $Ti-(C-Si)-i$	17,8
	Покрытие с СМК структурой	25,7

Для отбраковки грубых ошибок воспользуемся критерием Смирнова. Вероятность ложной отбраковки анализируемых результатов принимается равной  $\beta = 0,05$  при заданном количестве измерений  $n = 7$ , соответствующее критическое значение  $\xi(\beta = 0,05) = 2,1812$ .

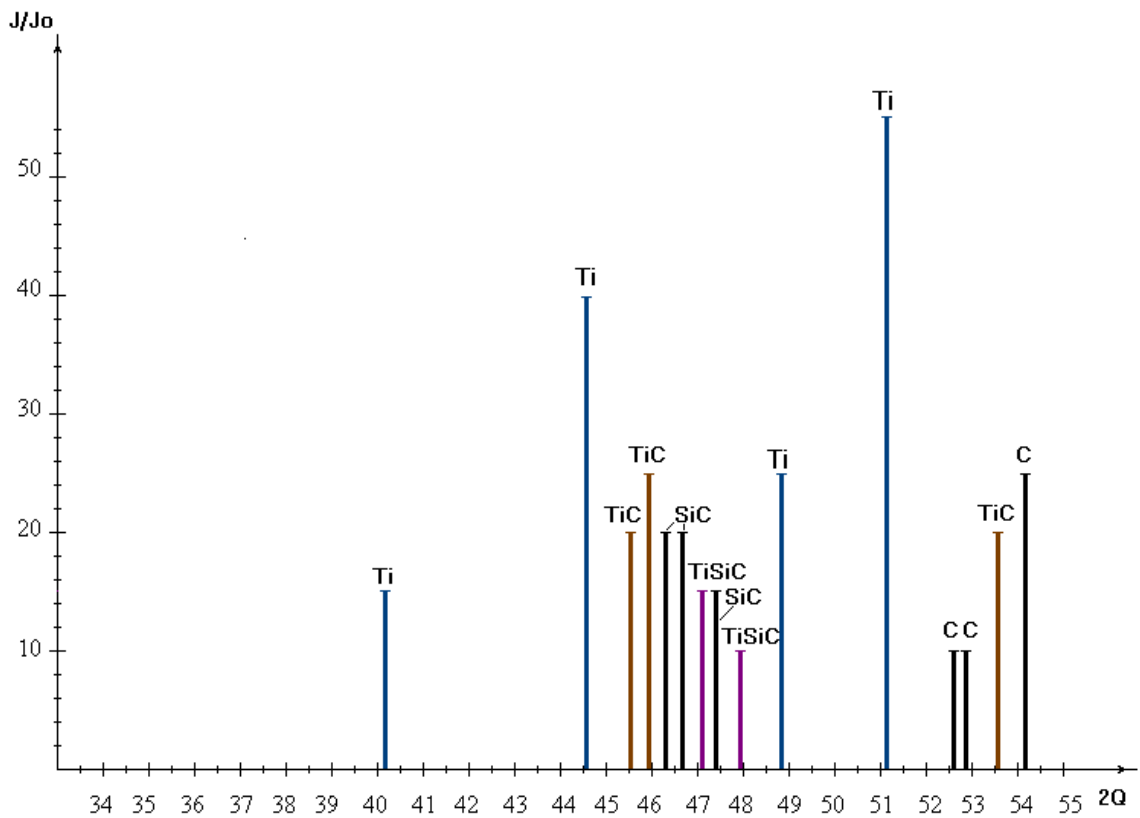
Расчет твердости покрытий был произведен по результатам замера твердости. Анализ характера изменения величины микротвердости показал, что наблюдается ряд особенностей: по сравнению с трехслойным покрытием микротвердость многослойного покрытия с СМК структурой выше на 20–50 %. Это может быть объяснено следующим образом. Для покрытий с СМК структурой интенсивность линий, соответствующих фазам  $Ti_xC_z$ ,  $Ti_xSi_yC_z$ , выше по сравнению с многослойным покрытием с микрометровыми слоями. При уменьшении толщины слоев до нанометровых значений наблюдается перераспределение вклада в прочностные свойства материала поверхности по сравнению с объемом. Что показывает объединение в своей основе высокопрочные, практически бездефектные слои, а также дефекты в виде границ раздела поверхностей между слоями.

Методом рентгеноструктурного анализа были исследованы фазовый состав, структура многослойных покрытий системы  $Ti-C-Si$  на дифрактометре общего назначения ДРОН 4.0 в  $Fe K_\alpha$ -излучении. Штрихрентгенограммы синтезированных многослойных покрытий системы  $Ti-C-Si$ , состоящих из 120 и 600 слоев и отожженных при температуре 450 и 750 °С. приведены на рис. 1–3. Для этого была рассчитана относительная интенсивность рефлексов. Диаграммы относительной интенсивности фаз в зависимости от количества слоев и вида термообработки представлены на рис. 1–3.

Полученные отношения относительных интенсивностей фаз синтезированного многослойного покрытия системы *Ti-C-Si* с количеством слоев 120 и 600 в зависимости от температуры отжига представлены в табл. 2.



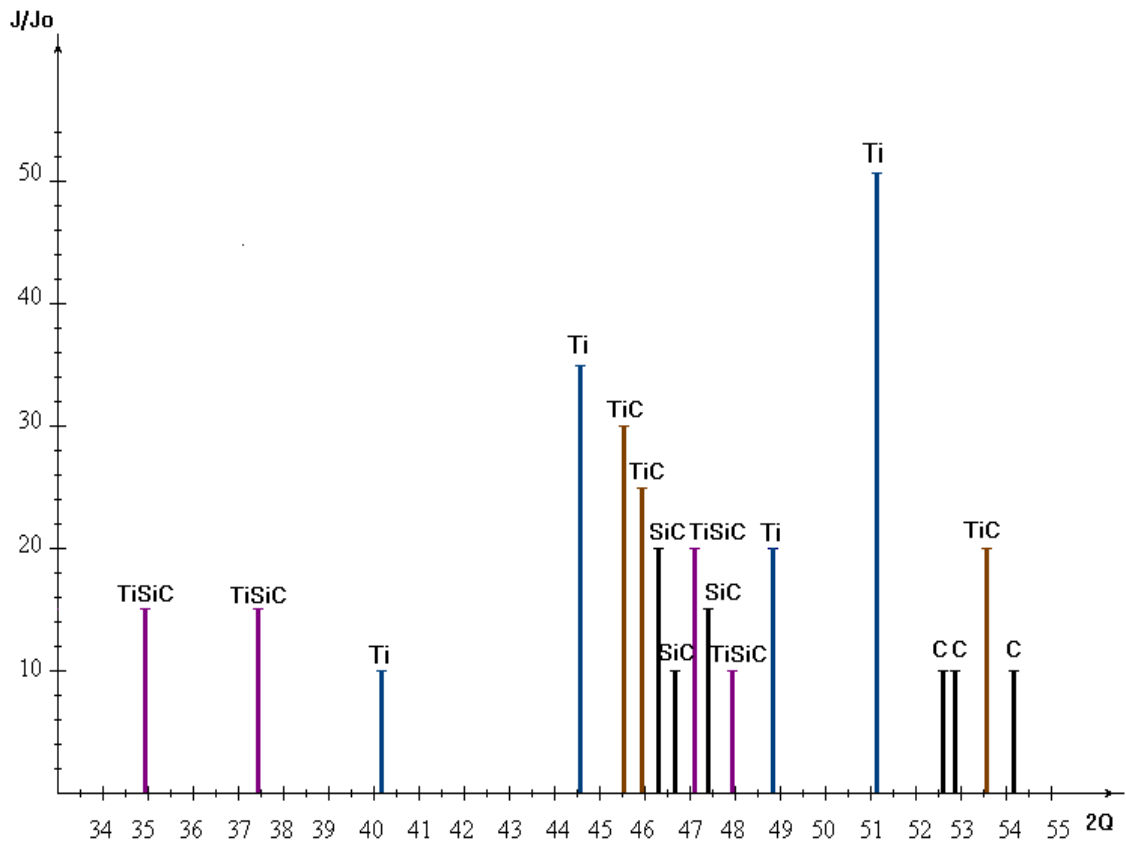
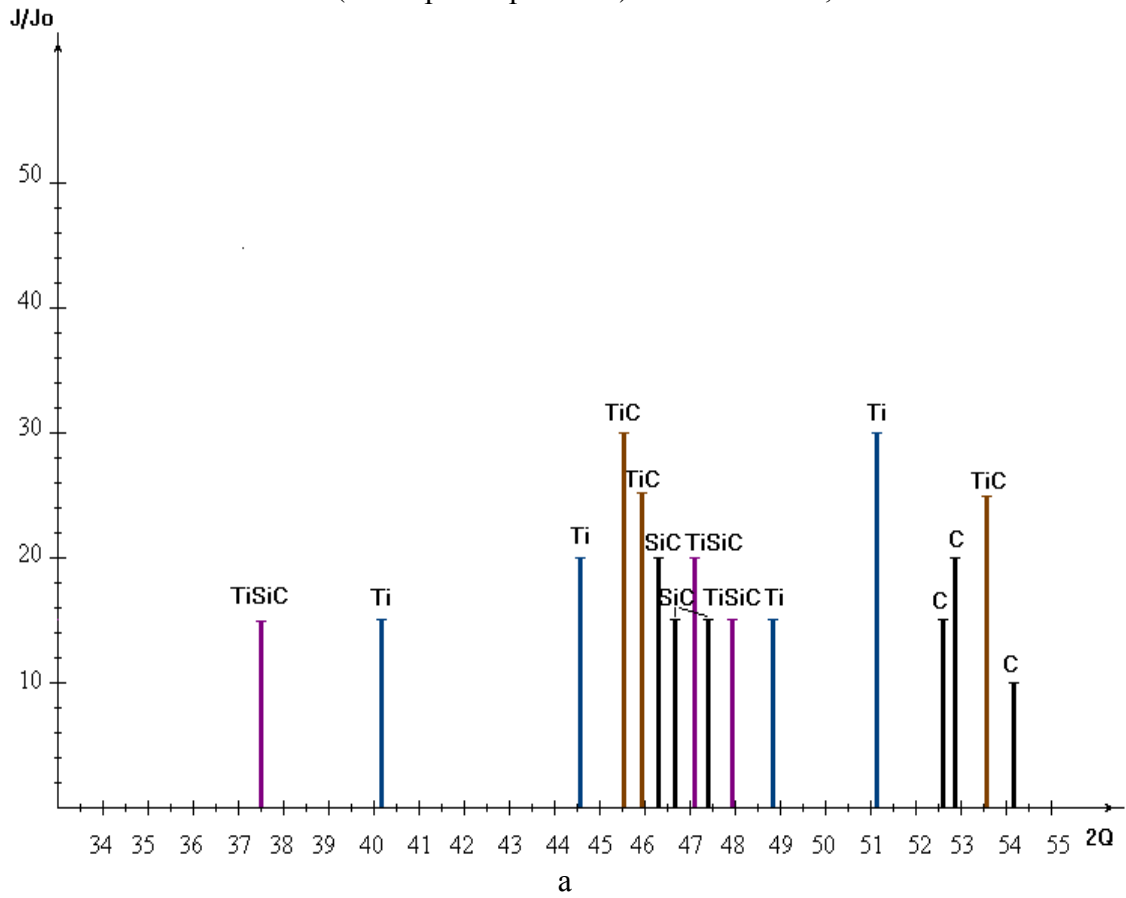
a





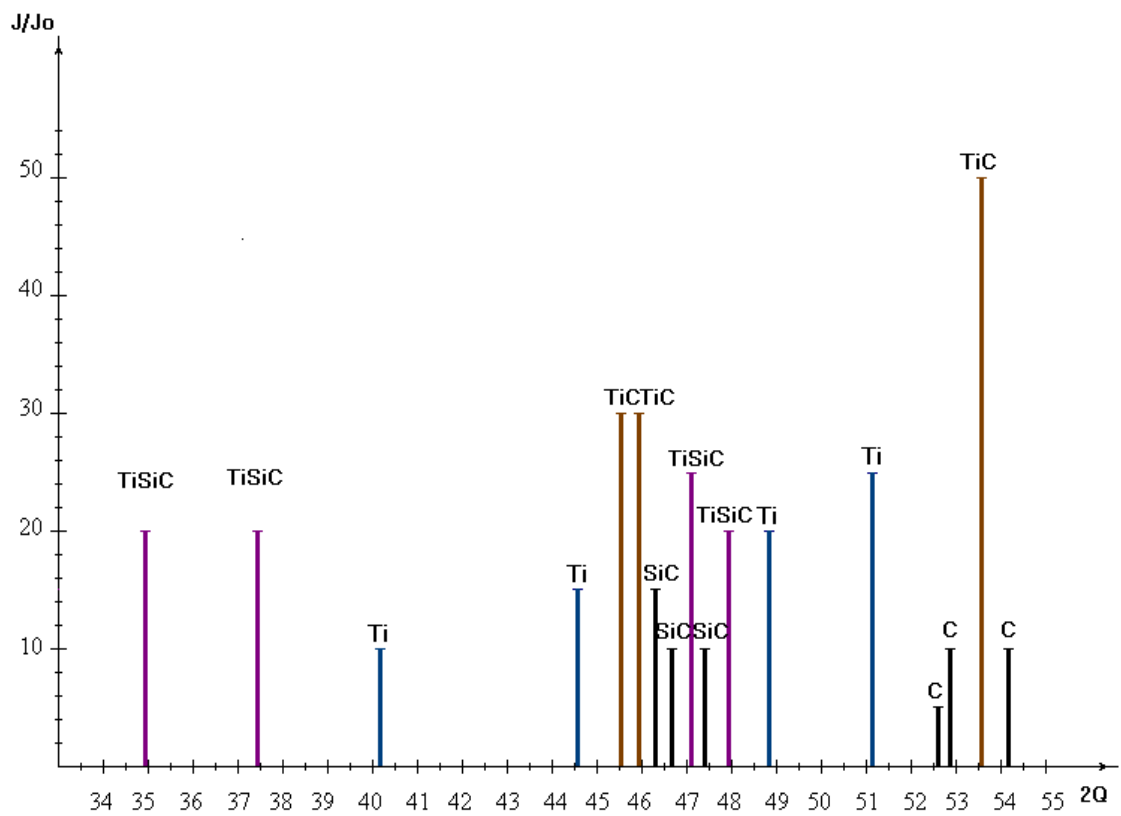
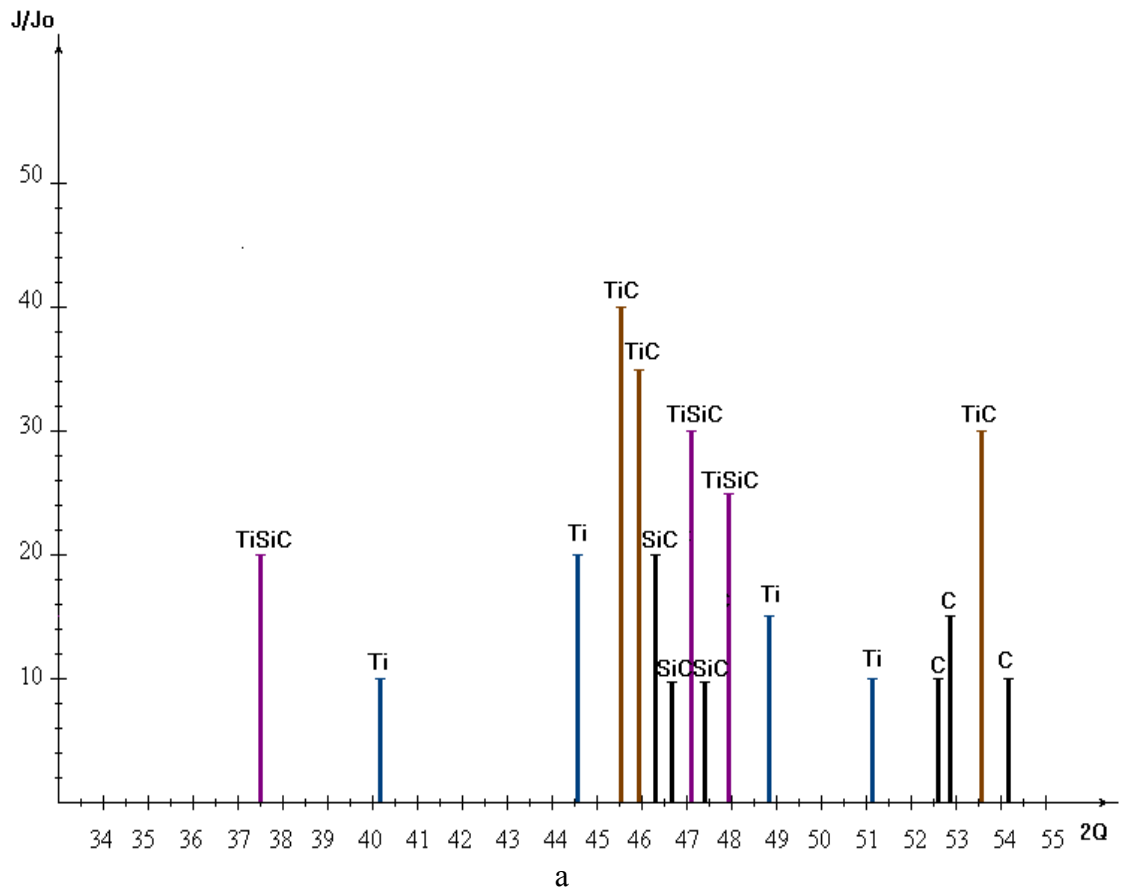
б

Рис. 1. Штрихрентгенограммы синтезированных многослойных покрытий системы  $Ti-C-Si$  (без термообработки): а – 120 слоев; б – 600 слоев



б

Рис. 2. Штрихрентгенограммы синтезированных многослойных покрытий системы *Ti-C-Si* (с термообработкой 450 °С): а – 120 слоев; б – 600 слоев



б

Рис. 3. Штрихрентгенограммы синтезированных многослойных покрытий системы *Ti-C-Si* (с термообработкой 750 °С): а – 120 слоев; б – 600 слоев

Таблица 2. Отношения относительных интенсивностей фаз покрытий в зависимости от количества слоев и температуры отжига

Температура, °С	Количество слоев	<i>Ti</i>	<i>TiC</i>	<i>SiC</i>	<i>C</i>	<i>TiSiC</i>
450	120	0,8	1,33	0,71	0,67	3,57
	600	0,64	1,33	0,8	0,75	4,29
750	120	0,6	1,83	0,57	0,5	5,0
	600	0,5	1,83	0,6	0,5	5,71

Сопоставление штрихрентгенограмм (см. рис. 1–3) свидетельствует о том, что при переходе к покрытию, состоящему из 600 слоев, наблюдается возрастание интенсивности линий, соответствующих *Ti* и уменьшению интенсивности линий, соответствующих *C*, *SiC*.

Анализ литературных источников [1–5], экспериментальных работ показал, что ВИП покрытия на основе карбидов металлов способны сохранять свои эксплуатационные характеристики, свое функциональное назначение до температур, выше которых они теряют свои свойства.

Для проведения исследования, как влияет температура на многослойное покрытие, руководствовались тремя основными факторами: длительностью воздействия температуры, скоростью изменения и величиной температуры.

Методика проведения исследования на термической стабильности (по твердости) заключается в следующем: образцы с покрытиями помещают в печь, нагревают до  $T = 600$  °С, после этого выдерживают в течение заданного времени  $t$  (4, 8, 16 ч) и определяют микротвердость. На рис. 4 представлено изменение от времени нагрева микротвердости покрытий.

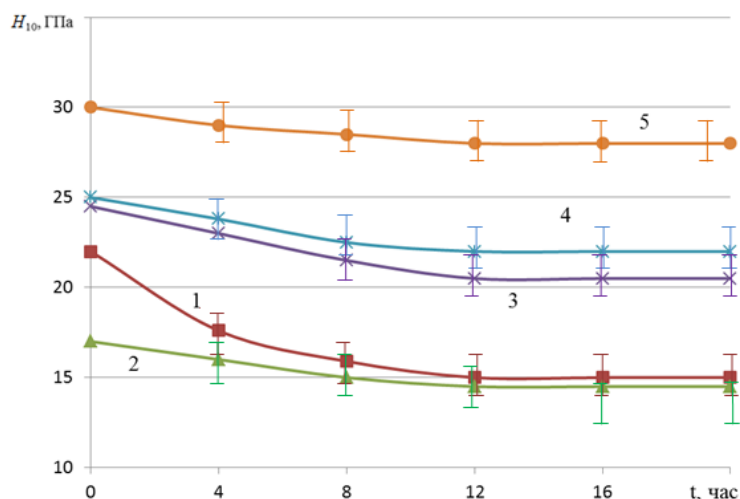


Рис. 4. Зависимость результатов замера микротвердости от времени нагрева при  $T = 600$  °С. Подложка ЭП718-ИД: 1 – трехслойное покрытие; 2 – трехслойное покрытие с т/об (200 °С); 3 – покрытие с СМК структурой с т/об (600 °С); 4 – покрытие с СМК структурой; 5 – покрытие с СМК структурой с т/об (200 °С)

Проведенные исследования термической стабильности покрытий системы  $Ti-C-Si$  на материалах ЭП718 ИД ( $T$  нагрева – 400...800 °С,  $t$  выдержки – 4, 8, 16 ч) показали, что покрытие с СМК структурой обладает более высокой термостойкостью по сравнению с многослойным покрытием. Так, микротвердость покрытия с СМК структурой после выдержки при  $T = 600$  °С в течение 16 часов уменьшается на 10 %, в то время как микротвердость многослойного покрытия уменьшается на 25–30 % (см. рис. 4).

Наибольшего значения микротвердости поверхности достигает образец с покрытием с СМК структурой после проведения отжига при температуре 200 °С, что объясняется завершением формирования карбидов и карбосилицидов титана в процессе термической обработки.

Проведенные исследования термической стабильности покрытий системы  $Ti-C-Si$  на материалах ВТ6, ЭП718-ИД, ЭИ961-Ш ( $T$  нагрева – 400÷800 °С,  $t$  выдержки – 4, 8, 16 ч) показали, что покрытие с СМК структурой обладает более высокой термостойкостью по сравнению с многослойным покрытием. Так, микротвердость покрытия с СМК структурой после выдержки при  $T = 600$  °С в течение 16 часов уменьшается на 10 %, в то время как микротвердость многослойного покрытия уменьшается на 25–30 %.

По результатам работы установлено:

1. При осаждении  $Ti$ , чередующегося с  $C$ , в условиях интенсивной ионной бомбардировки ионами  $Ar$  формируются переходные слои, состоящие из твердого раствора  $TiSiC$  и  $TiC$ .
2. В многослойных покрытиях системы  $Ti-C-Si$ , полученных вакуумным ионно-плазменным напылением, возможно варьирование содержания углерода в широких пределах в зависимости от технологического режима. По мере роста содержания углерода увеличивается микротвердость покрытия. Таким образом, изменяя количество слоев, возможно (в определенной степени) управление процессами перераспределения химических элементов.
3. По сравнению с многослойным покрытием микротвердость покрытия с СМК структурой выше на 20–50 %, термическая стабильность выше на 30 %, что связано с увеличением содержания карбида и карбосилицида титана в покрытии с СМК структурой.

#### Библиографический список

1. Ширяев, С.А. Получение и свойства композиционных покрытий на основе металл –углерод с нанокристаллической структурой / С.А. Ширяев, М.В. Атаманов, М.И. Гусева [и др.] // Журнал технической физики. 2002. Т. 72. С. 99–104.
2. Головин, Ю.И. Введение в нанотехнологию / Ю.И. Головин. М.: Издательство Машиностроение-1, 2003. 112 с.
3. Андриевский, Р.А. Наноструктурные материалы / Р.А. Андриевский, А.В. Рагуля. М: Издательский центр «Академия», 2005. 192 с.
4. Будилов, В.В. Технология вакуумной ионно-плазменной обработки / В.В. Будилов, Р.М. Киреев, С.Р. Шехтман. М.: МАИ, 2007. 155 с.
5. Будилов, В.В. Нанотехнологии обработки поверхности деталей на основе вакуумных ионно-плазменных методов: физические основы и технические решения / В.В. Будилов, В.С. Мухин, С.Р. Шехтман. М.: Наука, 2008. 194 с.

## **АНТИФРИКЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ НА ОСНОВЕ ЛИНЕЙНЫХ СИНТЕТИЧЕСКИХ ВЫСОКОМОЛЕКУЛЯРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ С МАГНИТОУПРАВЛЯЕМЫМИ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИМИ СВОЙСТВАМИ**

Описаны основные недостатки материала вкладыша в паре трения скользуна и вкладыша пассажирского вагона. Предложен антифрикционный материал, обеспечивающий требуемые параметры узлов трения, а также способ управления триботехническими свойствами посредством изменения состава модифицирующего вещества. Предложен способ регулирования коэффициента трения с помощью магнитного поля.

*Ключевые слова:* трение, коэффициент трения, магнитное масло.

The disadvantages of a bush material in a slipper and bush friction pair of a passenger car are described. The antifriction material providing the required parameters of the friction units as well as the method of tribological properties control by variation of the composition of the modifying substance are proposed. The method of the friction coefficient regulation by means of a magnetic field is proposed.

*Key words:* friction, coefficient of friction, magnetic oil.

В настоящее время во многих отраслях промышленности используются полимерные антифрикционные материалы, свойства которых не в полной мере отвечают условиям эксплуатации, так, например, сопряжение скользуна и вкладыша пассажирского вагона имеет ряд недостатков [1, 2]. В сопряжении используется вкладыш, изготавливаемый из углепластика на основе фенолформальдегидной смолы, коэффициент трения которого не соответствует рекомендуемым ВНИИЖТ значениям (0,11–0,16). Типовой углепластик, используемый в узле при низких температурах, имеет коэффициент трения более чем 0,25, что сильно снижает комфорт пассажиров, а в некоторых случаях приводит к разрушению кронштейна реактивной тяги. Кроме того, скользящий, выполненный из стали 40Х, в процессе эксплуатации покрывался продуктами коррозии, что также приводило к существенному росту коэффициента трения и ускоряло износ сопряжения. Решить данную проблему возможно использованием антифрикционного материала на основе полиамидов, модифицированных нефтяными маслами с комплектом присадок, обеспечивающих требуемый коэффициент трения и коррозионную защиту узла.

При проектировании машин уделяется большое внимание снижению трудоемкости обслуживания различных узлов. В трибоузлах для этих целей широкое использование получили самосмазывающиеся антифрикционные материалы на основе полимеров, например углепластики на фе-

---

<sup>1</sup> Научный руководитель – зав. кафедрой прикладной физики профессор А.Н. Болотов

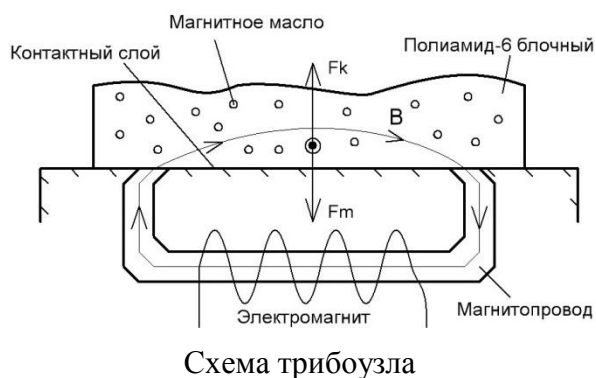
нольной основе. Их основным недостатком является то, что фенольные смолы имеют высокий коэффициент трения, для снижения которого широко используются графит, дисульфид молибдена и другие твердые смазочные материалы. Для достижения заданного коэффициента трения приходится вносить большое количество твердых смазочных материалов, что в некоторых случаях приводит к снижению прочности материала. Вместо фенольных углепластиков можно использовать материалы на основе полиамидов. Например, полиамид-6 блочный графитонаполненный, выпускаемый под названием капролон-42, для улучшения антифрикционных свойств в своем составе имеет 2 процента графита, что способствует снижению коэффициента трения [3]. Недостатком данного материала является его пористая структура, которая возникает в процессе его изготовления. Данный материал имеет способность высокого влагонасыщения (до 7–9 %), вследствие чего он изменяет свой объем, а при размораживании может терять свою прочность. Также влага активирует процессы коррозии контактирующего тела, которое чаще всего изготавливается из закаленных углеродистых и легированных сталей. Решить данную проблему возможно созданием гидрофобного слоя с помощью нефтяных масел. За счет капиллярного эффекта жидкое масло хорошо проникает в поры материала, что предотвращает влагонасыщение и снижает коэффициент трения. Для лучшего наполнения смазкой в ее состав должны входить поверхностно активные вещества, состав которых должен подбираться в зависимости от конкретных эксплуатационных условий. Модифицированный таким образом материал обеспечивает улучшенные триботехнические свойства узла, которые могут формироваться в зависимости от условий эксплуатации. Кроме того, жидкая смазка может использоваться как рабочее тело для внесения специальных присадок, формирующих необходимые триботехнические свойства для конкретных условий эксплуатации. Например, для узлов, эксплуатируемых в условиях повышенной влажности, в состав смазки можно вводить ингибиторы коррозии, которые обеспечат защиту узла от внешней среды. Возможность управления составом масла для наполнения полимера позволяет оптимизировать параметры узлов трения применительно к условиям эксплуатации.

Однако в процессе эксплуатации параметры узлов трения могут отличаться от первоначально заданных. В этом случае трибоузел должен допускать возможность изменения своих антифрикционных свойств. При этом замена присадки как способ изменения антифрикционных свойств недопустима, поскольку эта операция возможна только при техническом обслуживании трибоузла.

Одним из способов изменения антифрикционных свойств трибоузла является регулирование количества модифицированного смазывающего материала (масла) в контактном слое. В настоящее время все более широкое применение находят магнитные смазочные материалы (магнитные

масла) [4] для магнитных подшипников скольжения и других трибоузлов [5]. Если материал трения модифицировать магнитным маслом, то с помощью магнитного поля возможно управление антифрикционными свойствами фрикционного узла в широких пределах непосредственно в данный момент времени. Таким образом, можно получить класс антифрикционных материалов с управляемыми свойствами, что обеспечивает повышенный ресурс трибоузла и снижение эксплуатационных затрат.

Основа антифрикционного материала – полиамид-6 – имеет пористую структуру и за счет капиллярного эффекта способен забирать из контактного слоя магнитное масло. Таким образом, коэффициент трения будет увеличиваться. Для вытеснения магнитного смазывающего материала в контактный слой необходимо создать магнитное поле, вектор индукции которого задает направление движения магнитного масла. На рисунке показан один из способов приложения магнитного поля к контактному слою. На магнитное масло воздействует сила магнитного поля  $F_m$ . Смазывающий материал будет стремиться замкнуть магнитное поле по линии наибольшей величины магнитной индукции, в данном случае эта линия пролегает через контактный слой. Одновременно за счет капиллярного эффекта возникает противоположная сила  $F_k$ , благодаря которой устанавливается равновесие. Меняя величину тока через электромагнит, можно управлять количеством магнитного масла в контактном слое.



Применяя данное регулирование коэффициента трения в скользящих пассажирских вагонах, можно снизить число аварийных случаев выхода из строя реактивных тяг, а также повысить комфорт пассажиров. Например, при прохождении вагоном поворота пути выгодно снизить коэффициент трения в скользящих для свободного поворота

тележки относительно вагона и тем самым снизить поперечные нагрузки на реактивную тягу. Однако при прямолинейном движении необходимо повысить коэффициент трения для предотвращения раскачивания вагона.

Используя несколько электромагнитов, можно изменять количество магнитного масла в определенных областях трибоузла, тем самым обеспечивая равномерное распределение нагрузки.

Для сохранения первоначально заданных антифрикционных свойств в большом диапазоне температур необходимо регулировать свойства масла в зависимости от температуры окружающей среды. Чтобы устранить необходимость температурной модификации, можно осуществлять подогрев магнитного масла за счет вихревых токов. Для осуществления подогрева необходимо создать переменное магнитное поле высокой частоты с помо-

щью электромагнита. Таким образом, можно получить трибоузел, сохраняющий свои свойства в широком диапазоне температур.

### Библиографический список

1. Хусидов, В.В. Динамика пассажирского вагона и пути модернизации тележки КВЗ-ЦНИИ / В.В. Хусидов, А.А. Хохлов, Г.И. Петров, В.Д. Хусидов. М.: МИИТ, 2001. 160 с.
2. Быков, Б.В. Конструкция тележек грузовых и пассажирских вагонов: ил. учеб. пособие / Б.В. Быков. М.: Маршрут, 2004. 36 с.
3. Горлов, И.В. Выбор материалов для узлов трения торфяных машин / И.В. Горлов, А.Н. Болотов // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 2. С. 29–35.
4. Болотов, А.Н. Магнитное масло для узлов трения, работающих при граничной смазке / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 9. С. 38–41.
5. Болотов, А.Н. Триботехника магнитопассивных и магнитожидкостных подшипниковых опор скольжения: дис. ... д-ра техн. наук / Болотов А.Н. М.: Московский институт машиноведения Российской академии наук, 1993. 539 с.

УДК 531.43

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

### ОБ УДЕЛЬНОЙ СИЛЕ ТРЕНИЯ КАК ХАРАКТЕРИСТИКЕ АДГЕЗИОННОГО КОНТАКТА

Проводится анализ зависимости удельной силы трения от степени адгезионного взаимодействия в контакте и относительной площади фактического контакта. Показано, что в зависимости от нормального контактного давления можно выделить три области (режима) трения: область закона Амонтона, область постоянства удельной силы трения и переходную область.

*Ключевые слова:* удельная сила трения, контактное давление, фактическая площадь контакта, адгезия.

The analysis of specific friction force dependence on contact adhesion interaction degree and relative real contact area has been carried out. It is shown that three regions (regimes) of friction may be marked out depending on normal contact pressure: the region of Amonton's law, the region of specific friction force constancy and transient region.

*Key words:* specific friction force, contact pressure, real contact area, adhesion.

Данная статья продолжает обсуждение природы адгезионной составляющей удельной силы трения и методик ее определения, начатое авторами ранее [1]. Очевидно, что для фрикционного контакта, в котором преобладает адгезионная составляющая трения, можно записать следующее выражение для удельной силы трения, действующей на единичной номинальной (кажущейся) площади контакта:



$$\tau = mk\eta_r,$$

где  $k$  – пластическая постоянная, или максимальное напряжение сдвига материала контактирующих тел;  $m$  – параметр, характеризующий адгезионные свойства контакта;  $\eta_r$  – относительная площадь фактического контакта, равная отношению фактической площади контакта  $A_r$  к номинальной  $A_n$ . Оба параметра –  $m$  и  $\eta_r$  – изменяются в интервале от 0 до 1. При абсолютной адгезии (фактически переходящей в когезию, то есть при исчезновении границы раздела между контактирующими телами)  $m = 1$ , при полном отсутствии адгезионного взаимодействия контактирующих поверхностей  $m = 0$ . При очень малых контактных нагрузках фактическая площадь контакта  $A_r \rightarrow 0$ , следовательно, и  $\eta_r \rightarrow 0$ . При контактных давлениях, стремящихся к бесконечности,  $\eta_r \rightarrow 1$ , практически никогда не достигая этого значения [2].

В области небольших контактных давлений относительная площадь фактического контакта  $\eta_r = p_n/p_r$  примерно прямо пропорциональна номинальному давлению  $p_n = N/A_n$ , где  $N$  – сжимающая контакт сила;  $p_r = N/A_r$  – фактическое контактное давление. Дело в том, что при небольших контактных нагрузках  $p_r \approx const$ : для пластического контакта  $p_r \approx H$ , где  $H$  – твердость (точнее, микротвердость) материала более мягкого из контактирующих тел; при упругом контакте  $p_r$  незначительно растет с ростом номинального давления  $p_n$ . Этот факт хорошо известен в трибологии [3]. Таким образом, при малых нагрузках на контакт  $\eta_r \propto p_n$ , откуда при постоянных значениях  $m$  и  $k$  в соответствии с вышеприведенной формулой  $\tau \propto p_n$ , или  $\tau \approx fp_n$ , то есть приходим к известному закону трения Г. Амонтона, где  $f = mk/p_r$  – коэффициент трения.

При достаточно больших контактных нагрузках из-за взаимного влияния неровностей шероховатости на контактирующих поверхностях фактическое контактное давление перестает быть постоянным и начинает расти с ростом фактической площади контакта (рис. 1а). В то же время относительная площадь фактического контакта стремится к предельному значению  $\eta_r \rightarrow 1$  (рис. 1б). Таким образом, из указанного выше уравнения при  $\eta_r \rightarrow 1$  имеем известный в теории обработки металлов давлением закон трения Зибеля [4]  $\tau = mk$ .

Аналогичной точки зрения придерживаются авторы работы [5], предложившие схему конусного трибометра, подобную той, что использована нами в работе [1]. Они отмечают существование трех режимов трения в зависимости от величины нормального контактного давления:

1. Область малых давлений, в которой выполняется закон Амонтона и кажущаяся сдвиговая прочность контакта прямо пропорциональна нормальному давлению.

2. Область высоких контактных давлений, в которой происходит фактически схватывание контактирующих поверхностей и сдвиговая

прочность контакта определяется объемной сдвиговой прочностью материалов и поэтому практически не зависит от контактного давления.

### 3. Переходная нелинейная область зависимости $\tau$ от $p_n$ .

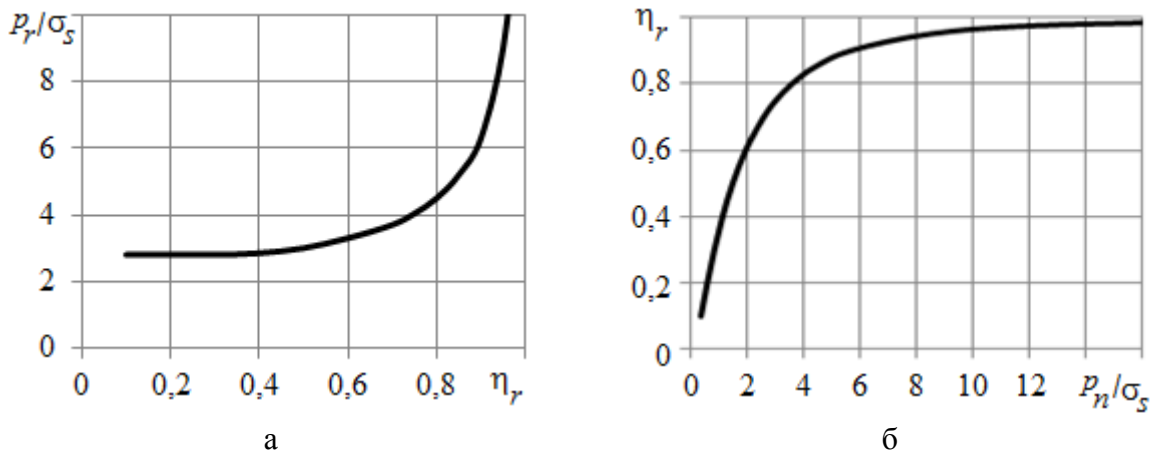


Рис. 1. Характеристики контакта при больших контактных давлениях: а – относительное фактическое контактное давление; б – относительная площадь фактического контакта;  $\sigma_s$  – предел текучести при сдвиге

Очевидно, что оценивать адгезионную составляющую силы трения предпочтительно при достаточно больших контактных давлениях, когда фактическую площадь контакта можно считать постоянной и близкой к единице. При  $p_n > 3\sigma_s$  это допущение выполняется с максимальной погрешностью примерно 25 % (давление  $p_n = 3\sigma_s$  приблизительно соответствует твердости материала  $H$ ).

Все сказанное подкрепляется и иллюстрируется приведенными ниже примерами фрикционного взаимодействия при различных условиях контактирования.

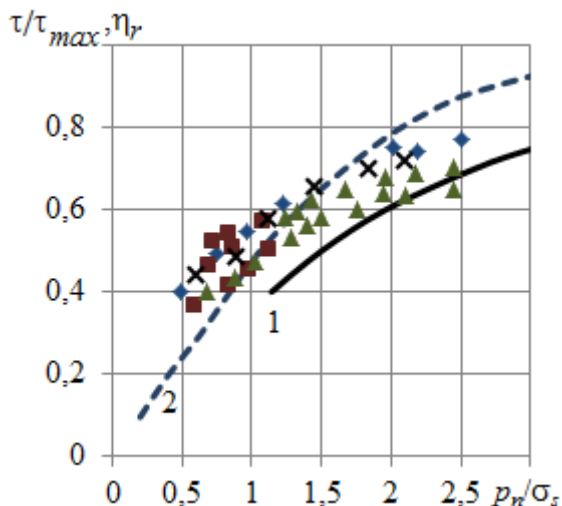


Рис. 2. Зависимости относительной удельной силы трения  $\tau/\tau_{max}$  (точки) и относительной фактической площади контакта  $\eta_r$  (линии) от относительного номинального давления: 1 – согласно работе [2]; 2 – согласно работе [7]

**Трение при обработке металлов давлением.** При обработке металлов давлением в условиях пластического формоизменения контактные давления достаточно высоки и сравнимы с твердостью материала. Из уравнения (см. формулу) следует, что максимальная удельная сила трения, которая достигается при стремлении относительной фактической площади контакта к единице, равна  $mk$ , то есть уравнение записать в виде  $\tau = \tau_{max}\eta_r$ .

На рис. 2 приведены экспериментальные данные по зависимости относительной удельной силы трения  $\tau/\tau_{max}$  от относительного номи-

нального давления  $p_n/\sigma_s$  для реальных процессов осадки, штамповки, прокатки, а также полученные на экспериментальных установках [6]. Для сравнения на том же рисунке приведены теоретические зависимости  $\eta_r(p_n/\sigma_s)$  согласно работам [2, 7]. Характер приведенных зависимостей подтверждает уравнение (см. формулу): изменение относительной удельной силы трения с ростом номинального контактного давления аналогично изменению относительной фактической площади контакта.

**Эксперименты Г. Епифанова.** Условия проведения экспериментов по исследованию зависимости силы трения от нормальной нагрузки, описанных в работе [8], максимально соответствуют условиям преобладания адгезионной составляющей трения. В этих экспериментах измерялась сила трения в контакте реза из быстрорежущей стали и свежесрезанной поверхности стружки обрабатываемого материала.

Пример зависимости силы трения от нормальной нагрузки показан на рис. 3. Наблюдаются два четко выраженных характерных участка этой зависимости: при малых нагрузках сила трения растет с ростом нормальной нагрузки, затем, начиная с некоторого значения последней, становится практически постоянной. Очевидно, что такой вид зависимости сохранится и для удельных величин  $\tau = T/A_n$  и  $p_n = N/A_n$ . Кроме алюминия, аналогичные зависимости получены для меди, свинца, железа, цинка, олова и латуни.

По участкам зависимостей  $T(N)$ , на которых сила трения практически постоянна, автором работы [8] рассчитаны значения удельной силы трения для перечисленных металлов. В той же работе приведены значения максимального напряжения сдвига (пластической постоянной)  $k$  для исследованных металлов. Это дает возможность оценить корреляцию удельной силы трения  $\tau$  и пластической постоянной  $k$  (рис. 4).

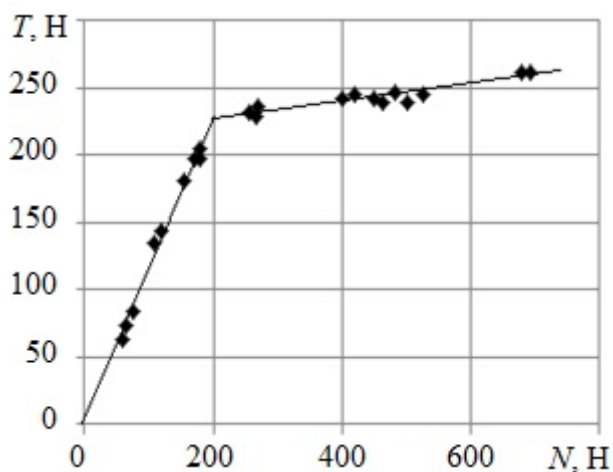


Рис. 3. Зависимость силы трения от нормальной контактной силы при строгании алюминия

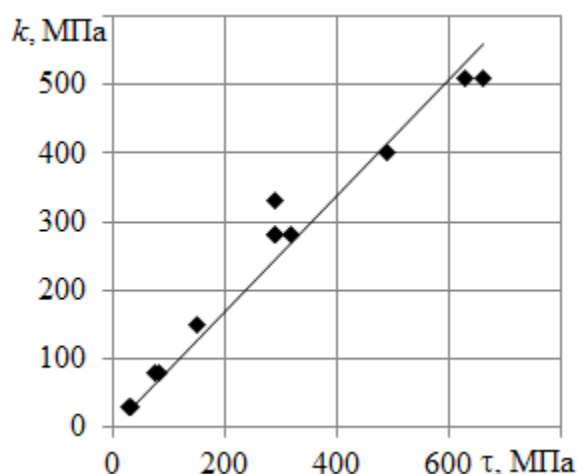


Рис. 4. Корреляция удельной силы трения  $\tau$  и максимального напряжения сдвига  $k$  для различных материалов

Наблюдается очень сильная корреляция указанных величин: коэффициент корреляции  $R = 0,98$  при уровне значимости  $p < 0,05$ . Таким образом, в условиях данного эксперимента наблюдается практически полная адгезия в контакте, что объясняется практически ювенильным состоянием поверхности стружки, вступающей в контакт с резцом.

**Эксперименты П. Бриджмена.** Еще одна серия экспериментов при сдвиге металлических материалов под большим гидростатическим давлением, проведенных лауреатом Нобелевской премии по физике П.У. Бриджменом, описана в работе [9]. В экспериментах Бриджмена нормальное давление было, как правило, намного больше твердости материала  $H$  и составляло от  $(1,5 \div 3)H$  для самого твердого из исследованных материалов  $Ni$  до  $(46 \div 92)H$  для самого мягкого –  $Pb$ . В экспериментах наблюдается рост удельной силы трения с ростом сжимающего давления. Экстраполяция значений удельной силы трения к величине нормального давления  $p_n = 0$  дает оценку адгезионной составляющей удельной силы трения  $\tau_0$  в ненагруженном контакте, хотя сам Бриджмен скептически относился к правоте такой экстраполяции, как он пишет, «из-за перехода от внутреннего скольжения к внешнему, которое происходит при более низких давлениях». Тем не менее, понимая условный характер величины  $\tau_0$ , примем ее за оценку адгезионной составляющей удельной силы трения.

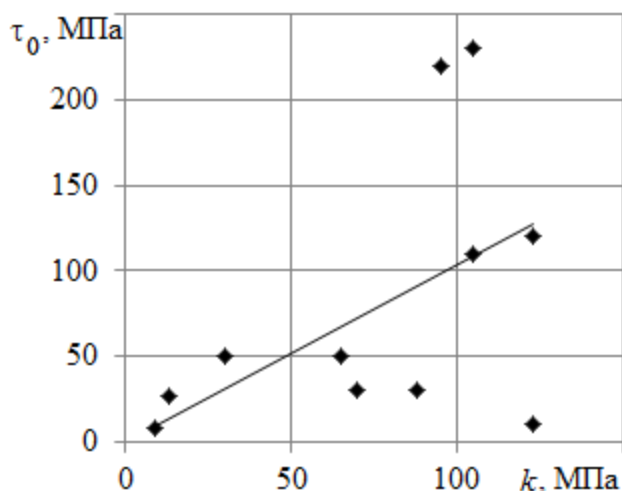


Рис. 5. Корреляция удельной силы трения  $\tau_0$  и пластической постоянной  $k$  по данным работы [9]

Как и в предыдущем случае (эксперименты Г. Елифанова) представляет интерес сравнить величину  $\tau_0$  с максимальным напряжением сдвига в материале  $k$ . Точных значений параметра  $k$  в работе [9] не приводится, но оценкой этой величины (с некоторым приближением) может служить приведенная в работе величина предела прочности на разрыв при атмосферном давлении, деленная на два. Корреляция указанных величин представлена на рис. 5. Степень

корреляции ниже, чем в предыдущем случае: коэффициент корреляции  $R \approx 0,5$  при уровне значимости  $p < 0,1$ .

**Заключение.** Удельная сила трения, которая служит характеристикой сдвиговой прочности фрикционного контакта, аналогичной критическому напряжению сдвига в механике сплошной среды, в случае преобладания адгезионной составляющей трения зависит от двух параметров: степени адгезионного взаимодействия  $m$  и относительной площади фактического контакта  $\eta_r$  (см. формулу).

При малых контактных давлениях определяющую роль играет фактическая площадь контакта и ее зависимость от номинального давления. В этой области контактных давлений трение описывается законом Амонтона  $\tau = fp_n$ .

В области высоких контактных давлений определяющую роль играет степень адгезионного взаимодействия контактирующих поверхностей. Относительная фактическая площадь контакта незначительно изменяется с ростом номинального контактного давления, оставаясь примерно постоянной  $\eta_r \rightarrow 1$ . В этой области трение описывается законом Зибеля  $\tau = mk$ .

Для экспериментальной оценки адгезионного взаимодействия в контакте и его зависимости от нормального контактного давления в частности (известный двучленный закон И.В. Крагельского  $\tau = \tau_0 + \beta p_r$ ) желательно проводить измерения удельной силы трения при условии постоянства относительной фактической площади контакта  $\eta_r$  (независимости этой величины от нормального давления). Относительное постоянство величины  $\eta_r$  достигается при достаточно больших контактных давлениях, по крайней мере, при  $p_n > H$ . Если такое условие по тем или иным причинам недостижимо, при экспериментальном определении удельной силы трения следует учитывать фактическую площадь контакта, как это сделано, например, в работах [1, 10].

#### Библиографический список

1. Измайлов, В.В. О параметрах удельной силы трения и методиках их определения / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, С.А. Чаплыгин // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2016. Вып. 9. С. 8–15.
2. Demkin, N.V. Plastic contact under high normal pressure / N.V. Demkin, V.V. Izmailov // Wear. 1975. V. 31. № 2. P. 391–402.
3. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 112 с.
4. Грудев, А.П. Трение и смазка при обработке металлов давлением / А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик. М.: Металлургия, 1982. 312 с.
5. Williams, J.E. A friction-measuring test for use under conditions of high normal interfacial force / J.E. Williams, D.F. McCarthy // Wear. 1980. V. 58. № 2. P. 381–385.
6. Леванов, А.Н. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин [и др.]. М.: Металлургия, 1976. 416 с.
7. Bay, N. Real area of contact between a rough tool and a smooth workpiece at high normal pressure / N. Bay, T. Wanheim // Wear. 1976. V. 38. № 2. P. 225–234.
8. Епифанов, Г.И. Зависимость силы трения от нормальной нагрузки (Об основном законе трения) / Г.И. Епифанов // Сухое трение: сб. тр. совещания по вопросам теории сухого трения и образования частиц износа при сухом трении: под ред. С.Б. Айнбиндера. Рига: изд. Академии наук Латвийской ССР, 1961. С. 29–40.
9. Бриджмен, П.У. Исследование больших пластических деформаций и разрыва / П.У. Бриджмен. М.: Книжный дом «ЛИБРОКОМ», 2010. 448 с.
10. Измайлов, В.В. Контактное взаимодействие на микромасштабном уровне при трении покоя / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова // Трение и износ. 2015. Т. 36. № 6. С. 634–644.

УДК 662.731:543.5:621.891

Ю.И. Морозова

Тверской государственной технической университет

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ФОРМУЛ ДЛЯ РАСЧЕТА ПРЕДЕЛЬНОГО МОМЕНТА ТРЕНИЯ В УСЛОВИЯХ РОТАЦИОННОЙ ГИБКИ ЛЕНТООБРАЗНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК

Рассмотрены результаты экспериментов для проверки формул для определения предельных моментов трения при ротационной гибке лентообразных металлических заготовок.

*Ключевые слова:* момент трения, фрикционный контакт, ротационная гибка.

The experimental results are considered for the verification of formulas for determination of maximum friction moments at rotary bending of tapelike metal workpieces.

*Key words:* friction moment, friction contact, rotary bending.

В работах [1, 2] приведены соотношения для расчета момента трения  $M_{зэ}$  на границе заготовки с валком, облицованным эластомером, и момента трения  $M_{зм}$  на границе металлического вала и заготовки:

$$M_{зэ} = 2,26r_2(\tau_{01}\sqrt{\theta_1 r} N_l^{1/2} + 0,44\beta_1 N_l), \quad (1)$$

$$M_{зм} = r_1 \left( 2B\tau_{02}\sqrt{\theta_2^{1+t} r^{1-t} N_l^{0,5(1+t)} + \beta_2 N_l} \right), \quad (2)$$

где  $\tau_{01}$ ,  $\beta_1$  – молекулярные константы трения для пары заготовка – эластомер;  $\tau_{02}$ ,  $\beta_2$  – то же для пары заготовка – жесткий валок;  $N_l$  – погонная нагрузка;  $\theta_1$  и  $\theta_2$  – упругие постоянные для контакта полиуретан – заготовка и заготовка – сталь;  $r_1$  – радиус жесткого вала;  $r$  – приведенный радиус для контакта двух цилиндров;  $r_2 = r_1 + b$ ;  $b$  – толщина заготовки;  $t = 2\nu(2\nu + 1)$ ;  $\nu$  – параметр опорной кривой для контакта жесткого вала и заготовки;  $B$  – коэффициент, зависящий от параметров микрогеометрии поверхности.

Для экспериментальной проверки формул была разработана специальная установка, схема которой приведена на рис. 1.

Установка имеет металлический валок 1 (приводной), закрепленный на верхней раме 2, и нижний валок 3 (пассивный), облицованный эластомером, закрепленный на нижней раме 4. Рамы связаны между собой посредством шарнира 5. Заготовка 6 размещается между металлическим и эластомерным валками. Нагрузка задается винтом 7 и регистрируется динамометром 8, глубина внедрения фиксируется индикатором 9, установленным на держателе 10, закрепленном на верхней раме.

Металлический валок приводится во вращение посредством рукоятки (на чертеже не показана). В рукоятке установлены датчики, фиксирующие момент гибки–вальцовки.

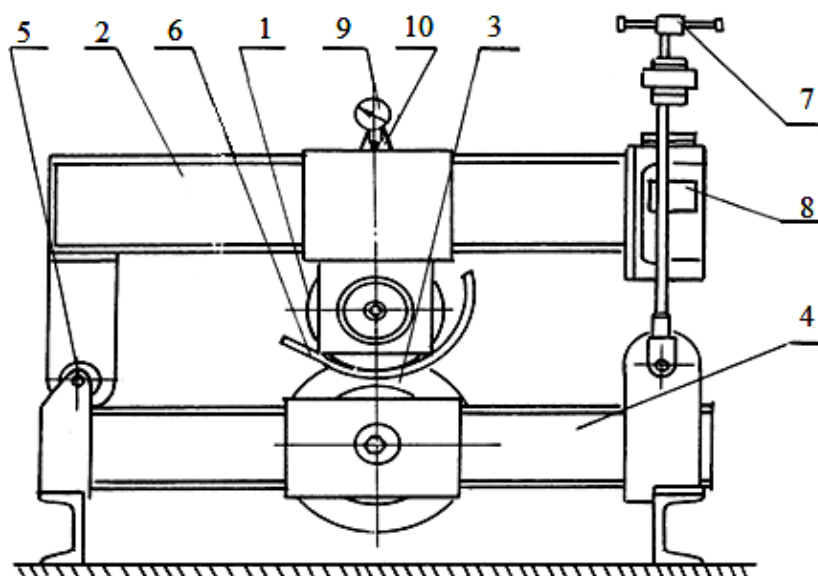


Рис. 1. Схема лабораторной установки для определения фрикционных характеристик лентообразных заготовок

Работа установки осуществляется следующим образом. После размещения заготовки 6 между верхним металлическим валком 1 и нижним валком 3, облицованным эластомером, посредством приложения нагрузки винтом 7 задается глубина внедрения, фиксируемая индикатором 9. Нагрузка контролируется динамометром 8. Нижний валок застопоривается, а верхний приводится во вращение. Металлический валок буксует по заготовке, и с помощью датчиков, установленных в рукоятке, фиксируется на самописце момент трения на границе заготовки и металлического валка.

Для определения момента трения на границе заготовки и эластомерного валка заготовка в форме цилиндрической обечайки посредством хомута закрепляется на верхнем металлическом валке. Нижний эластомерный валок застопоривается, после чего винтом 7 прикладывается нагрузка, которая измеряется динамометром 8, до достижения заданной глубины внедрения, измеряемой индикатором 9.

Металлический валок вместе с заготовкой приводится во вращение, и заготовка буксует по эластомерному валку. Момент трения на границе заготовки и эластомерного валка фиксируется на самописце.

Первоначально производилась оценка модуля упругости эластомера с помощью формулы Герца для упругого контакта двух цилиндров:

$$4,187E_2 \frac{h}{N_l} = 0,832 + \ln \frac{E_2}{N_l}, \quad (3)$$

где  $h$  – глубина внедрения;  $N_l$  – погонная нагрузка;  $E_2$  – модуль упругости эластомера. Для этого осуществлялось внедрение металлического валка в эластичное покрытие эластомерного валка на фиксируемую глубину и изменялось усилие внедрения. Затем методом итераций по формуле (3) рассчитывался модуль упругости эластомера. Результаты измерений и расчетов представлены в таблице.

Модуль упругости эластичного покрытия

№	$N_l$ , Н/м	$h$ , $10^{-3}$ м	$h/N_l$ , $10^{-7}$ м <sup>2</sup> /Н	$E_2$ расч.	$E_2$ прибл.
1	9 091	1,00	1,099 99	18,3	17,3
2	10 272	1,25	1,216 9	15,0	15,7
3	12 036	1,50	1,246 3	15,3	15,3
4	13 510	1,75	1,295 3	15,5	15,9
5	17 336	2,00	1,536 7	15,7	16,5
6	24 000	2,50	1,041 67	16,8	18,3
7	29 118	3,00	1,030 29	16,8	18,5
8	41 491	4,00	0,964 06	16,9	19,8

Модуль упругости  $E$  эластичного покрытия составил  $(16,25 \pm 1,24)$  МПа.

Однако этот метод расчета не совсем удобен. В инженерных расчетах можно определять модуль упругости по приближенной формуле

$$E_2 \cong 1,908 \frac{N_l}{h}. \quad (4)$$

Результаты расчета по формуле (4) представлены в последнем столбце таблицы.

Из таблицы видно, что результаты расчетов по формулам (3) и (4) хорошо совпадают до глубины внедрения 2 мм. Таким образом, предельно допустимое относительное внедрение при использовании формулы (4) составит:

$$h_{\text{отн}} = \frac{h}{R_{\text{пр}}} \leq 0,05,$$

где  $1/R_{\text{пр}} = \frac{R_1 + R_2}{R_1 R_2}$ ,  $R_1, R_2$  – радиусы валков.

Затем определялся момент трения на границе облицованного эластомером валка и заготовки. Измерения производились при пяти нагрузках для четырех материалов заготовки (АМг6, 1Х19Н9Т, Д16АМ, ЭИ811). Момент трения определялся посредством записи на самописце. Результаты эксперимента представлены на графиках (рис. 2).

Как видно из графиков, момент трения нелинейно возрастает с ростом погонной нагрузки. Рост момента трения резко отстает от роста погонной нагрузки. Полученные результаты подтверждают правильность полученного соотношения (1) для расчета момента трения на границе заготовки и облицованного эластомером валка.

Далее определялся момент трения на границе металлического валка и заготовки. Результаты эксперимента представлены на графике (рис. 3).

Судя по графику, момент трения на границе металлического валка и заготовки практически пропорционален погонной нагрузке, что свидетельствует о правильности соотношения (2).



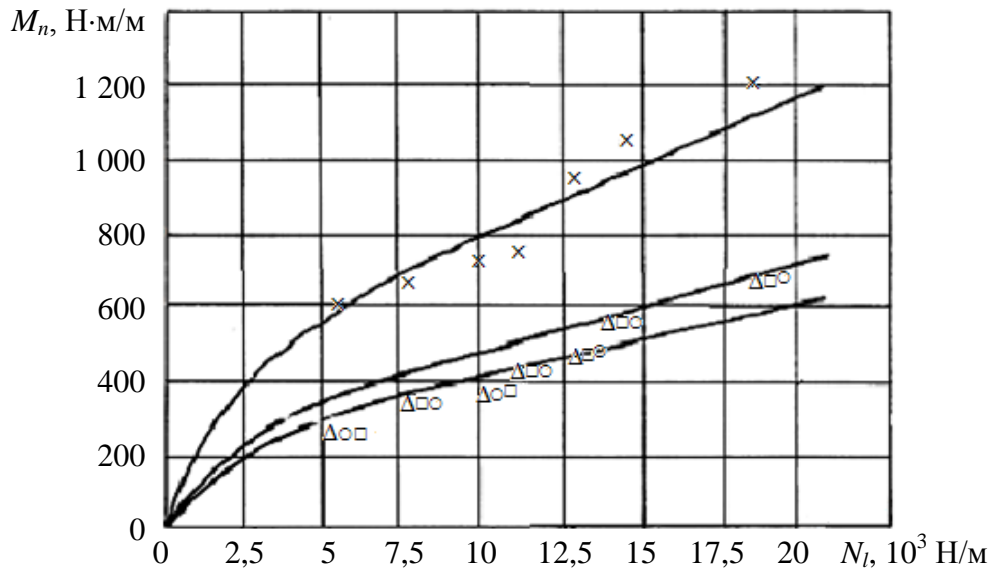


Рис. 2. Зависимость погонного момента трения от погонной нагрузки на границе облицованного эластомером вала и заготовки:

× – ЭИ811; Δ – АМг6; □ – 1Х19Н9Т; ○ – Д16

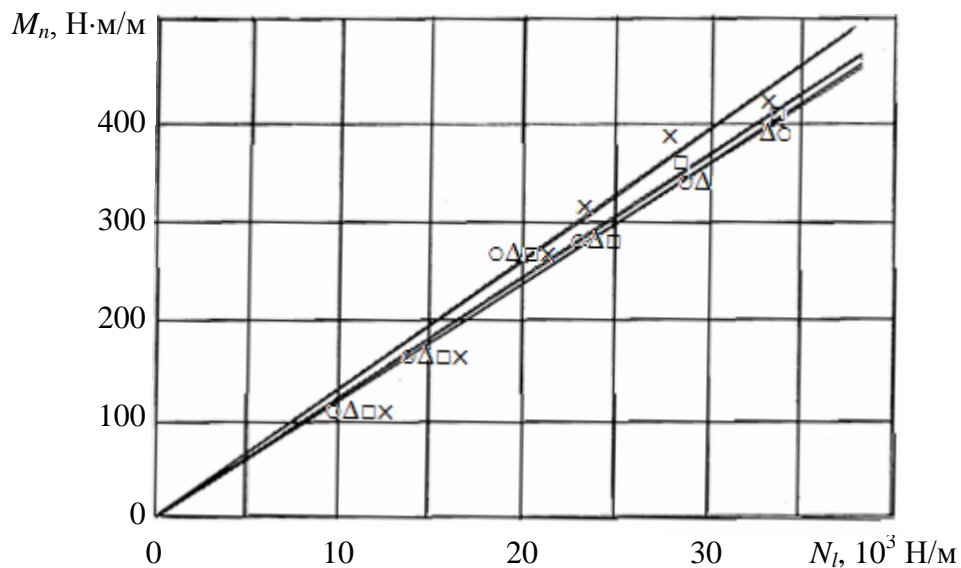


Рис. 3. Зависимость погонного момента трения от погонной нагрузки на границе металлического вала и заготовки:

× – ЭИ811; Δ – АМг6; □ – 1Х19Н9Т; ○ – Д16

### Библиографический список

1. Морозова, Ю.И. Расчет предельного момента трения в условиях гибки лентообразных металлических заготовок / Ю.И. Морозова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ. № 3. 2010. С. 101–103.

2. Никишин, В.Е. Трение эластомеров при высоком давлении и фрикционное взаимодействие при обработке металлов в условиях листовой штамповки / В.Е. Никишин, Ю.И. Морозова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ. № 1. 2008. С. 24–27.

УДК 537.311.4:539.43

А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова  
Тверской государственной технической университет

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ СТАТИЧЕСКОГО И СКОЛЬЗЯЩЕГО КОНТАКТА В ВАКУУМЕ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Экспериментально исследовано контактное электрическое сопротивление статического и скользящего контакта в условиях, максимально исключая влияние поверхностных окисных и адсорбированных пленок. Измерения проводили на металлических образцах с покрытием из золота, в вакууме и при нагреве. Эксперименты показали, что контактное электрическое сопротивление при сдвиге меняется скачкообразно и неоднозначно, становясь как меньше, так и больше, чем в статике. В целом отмечается его слабое убывание с увеличением числа сдвигов. Возможной причиной неоднозначности предполагается противоположное влияние на изменение фактической площади контакта двух процессов: деформации при сдвиге и контактной ползучести.

*Ключевые слова:* трение, электрический контакт, вакуум, температура.

The contact electrical resistance of static and sliding contact in conditions of maximum elimination of the influence of surface oxide and adsorbed films has been investigated experimentally. The measurements were performed on metal samples coated with gold in vacuum and under heating. The experiments showed that the contact electric resistance under shear changes abruptly and ambiguously, becoming both less and more than static one. In general, there is weak decrease of it with number of shifts increasing. A possible cause of ambiguity is assumed the opposite impact of two processes on the real contact area changes: shear strain and contact creep.

*Key words:* friction, electrical contact, vacuum, temperature.

Основной эксплуатационной характеристикой узла, предназначенного для коммутации электрического тока, является его контактное электрическое сопротивление (КЭС). Так как процесс переноса электрической энергии происходит на пятнах фактического контакта, то определение фактической площади касания (ФПК), числа и среднего размера пятен фактического касания поверхностей электрических контактов – важнейший этап оценки эксплуатационных характеристик как неподвижных, так и скользящих электрических контактов [1, 2]. Теоретические и экспериментальные исследования для моделей шероховатых поверхностей показали, что площадь фактического касания и электропроводность контакта при относительном сдвиге и скольжении возрастают по сравнению со статическим контактом в некоторой зависимости от коэффициента трения  $f$  [3–5]. Результаты же экспериментов на реальных шероховатых поверхностях не столь однозначны. Для контакта реальных поверхностей, сдвигающихся относительно друг друга, отмечается не только увеличение контактной электропроводности, но в ряде случаев и ее уменьшение [2, 6–8]. В известной степени это можно объяснить относительным снижением ФПК при сдвиге, связанным с процессом кон-

тактной ползучести. Так как ФПК весьма мала и на пятнах контакта возникают высокие механические напряжения, то роль контактной ползучести может быть заметной. Однако в качестве главного фактора, определяющего электропроводимость реального контакта металлов, рассматривается [8, 9] наличие на их поверхности неметаллических оксидных или сульфидных пленок и адсорбированных слоев.

Подавляющее число электрических контактов работает в условиях разогрева, что существенно влияет на его характеристики: как электрические, так и фрикционные. Воздействие повышенных температур проявляется через изменение механических свойств контактирующих материалов, интенсификацию процессов контактной ползучести и окисления поверхностей. В этих условиях влияние трудно поддающихся оценке процессов образования, роста, механического разрушения и взаимного «наслаивания» при сдвиге поверхностных пленок может быть доминирующим, полностью маскирующим действие других перечисленных факторов.

В данной работе была поставлена задача – экспериментально исследовать контактное электрическое сопротивление (КЭС) статического и скользящего контакта металлических образцов в разных температурных условиях, максимально исключив влияние поверхностных пленок.

Эксперименты по разрушению поверхностных окисных пленок [2, 9] показали, что тонкие окисные непроводящие пленки толщиной 0,5...1,0 нм образуются на свежезачищенной поверхности неблагородных металлов практически мгновенно. Наименее склонным к образованию пленок потускнения является золото, поэтому для экспериментов использовали цилиндрические образцы с золотым покрытием.

Известно, что содержащиеся в обычной атмосфере при комнатной температуре пары воды и газы могут образовывать на поверхности золота тонкие пленки различного химического состава, например  $(NH_4)SO_4$ , а также тонкие адгезионные слои. Так, в работе [7] увеличение контактного электрического сопротивления при сдвиге золотых образцов объясняется особенностями поведения адсорбированного на поверхности барьерного тонкого слоя. Поэтому с целью снижения влияния указанных поверхностных слоев эксперименты проводили в вакууме, а также при нагреве образцов.

Измерения выполняли на специально разработанном приборе, который был смонтирован в вакуумной камере установки вакуумного напыления. Принципиальная схема прибора показана на рис. 1. Основные узлы прибора: система нагружения образцов, узел крепления и реверсивного сдвига образцов и нагреватель с экраном. Образцы контактируют по схеме торцевого трения.

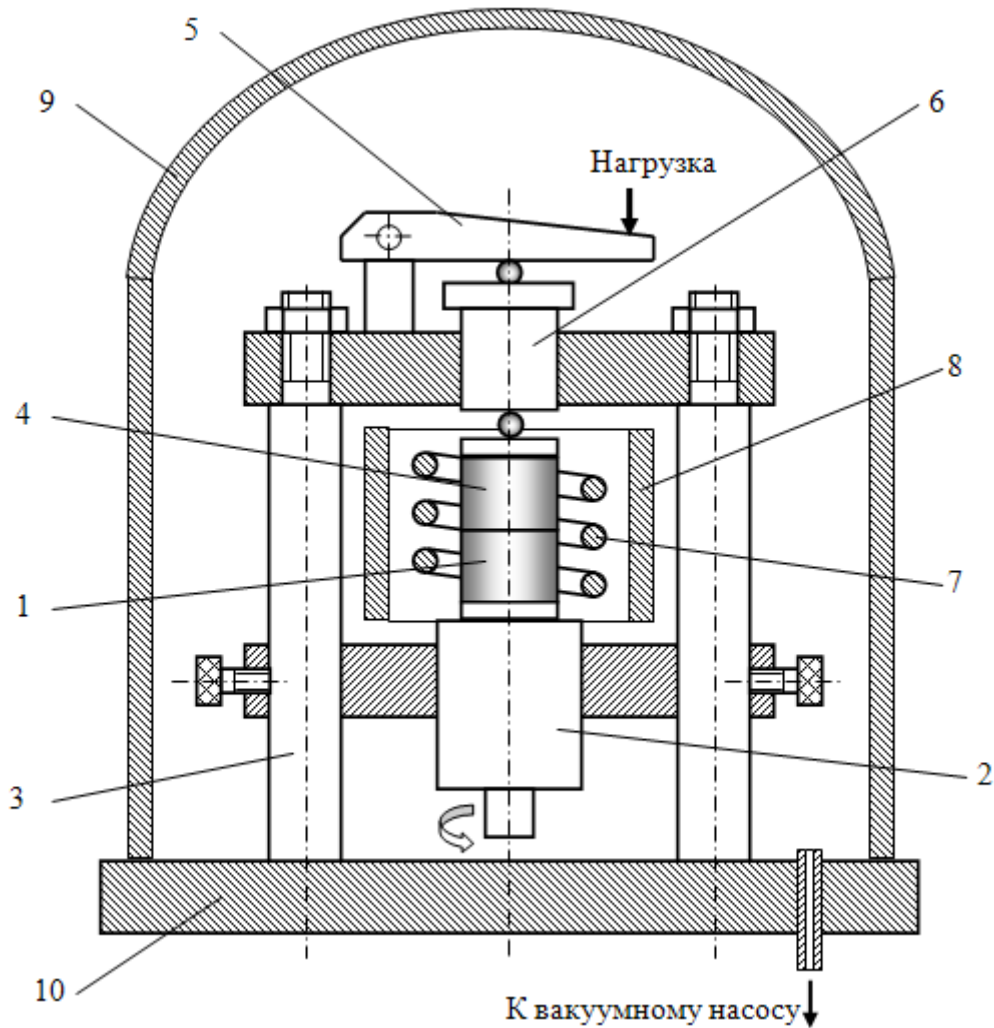


Рис. 1. Принципиальная схема прибора для измерения электрического контактного сопротивления образцов в вакууме

Нижний образец 1 устанавливали в обойме, которая посредством нескольких фланцев, керамических прокладок и втулок, обеспечивающих электрическую и тепловую изоляцию образца, соединена с осью подшипникового узла 2. Корпус подшипникового узла, содержащий упорный и два радиальных подшипника, укреплен на раме прибора 3. Ось узла приводили во вращение через кривошипно-кулисный механизм и герметизированный ввод вращения от редукторного реверсивного электродвигателя, установленного вне вакуумной камеры (на рис. 1 не показаны). Верхний образец 4 устанавливали на торцевую поверхность нижнего образца, центрировали с помощью керамической фиксирующей втулки и удерживали от вращения относительно вертикальной оси стопором поводкового типа. Контакт образцов нагружали, используя систему рычагов и тяг и шарниров (на рис. 1 не показаны) и применяя сменный комплект грузов. Нагрузку прикладывали к верхнему образцу через рычаг 5, шток 6, свободно перемещающийся вертикально в направляющей втулке, и шарики. Нагрев образцов производили ниобиевым нагревателем 7, по которому пропускали электрический ток. В

целях ослабления нагрева прибора нагреватель и образцы окружены двойным теплозащитным экраном 8, а рама закреплена под колпаком 9 вакуумной камеры на плите 10, охлаждаемой проточной водой.

Контактное электрическое сопротивление измеряли по стандартной четырехпроводной схеме. Электроды, с которых снимали разность потенциалов при пропускании постоянного электрического тока через контакт, были зачеканены вблизи контактной поверхности образцов. Результаты измерений при сдвиге непрерывно записывали на ленте самопишущего милливольтметра. Постоянство силы тока в процессе эксперимента непрерывно контролировали с помощью миллиамперметра. Для исключения влияния термо-ЭДС в ходе измерений меняли направление рабочего тока через контакт на противоположное при помощи переключателя в токовой цепи. Температуру образцов измеряли хромель-алюмелевыми термопарами, закрепленными на образцах вблизи контактной поверхности.

По результатам испытаний были установлены рабочие характеристики прибора:

- нормальная нагрузка на образцы 0,2...1,5 кН;
- номинальное давление  $p_n = 0,65...5$  МПа;
- рабочий ток нагревателя 50...100 А;
- интервал рабочих температур 300...800 К;
- предельный вакуум  $1,3 \cdot 10^{-4}$  Па при температуре 300 К и  $3 \cdot 10^{-3}$  Па при температуре 800 К;
- сила тока через контакт до 10 А;
- максимальный угол взаимного поворота образцов  $\pm 10^\circ$ .

Цилиндрические, кольцевые в плане образцы наружным диаметром  $\varnothing 28$  мм из хромоникелевого сплава Х20Н77Т2Ю имели золотое покрытие толщиной 5 мкм. Номинальная площадь контакта образцов равна  $300 \text{ мм}^2$ . Параметры шероховатости торцевых контактирующих поверхностей образцов были определены профилометрированием и составили:  $R_p = 6$  мкм,  $S_m = 50$  мкм. Непосредственно перед измерениями поверхности образцов подвергали очистке.

При выполнении опытов измеряли контактное электрическое сопротивление (КЭС) в статике, при трении скольжения, а также после многократных сдвигов – поворотов нижнего образца на  $\pm 10^\circ$  относительно вертикальной оси симметрии. На рис. 2 приведены графики зависимости КЭС от числа сдвигов.

Эксперименты показали, что КЭС при трении меняется скачкообразно и неоднозначно, становясь как меньше, так и больше такового в статике. В целом отмечается слабое убывание КЭС с увеличением числа сдвигов. В вакууме при давлении ниже  $5 \cdot 10^{-3}...10^{-2}$  Па и температуре выше 600 К после нескольких сдвигов наблюдали схватывание поверхностей, сопровождаемое переносом материала и заметным ростом КЭС.

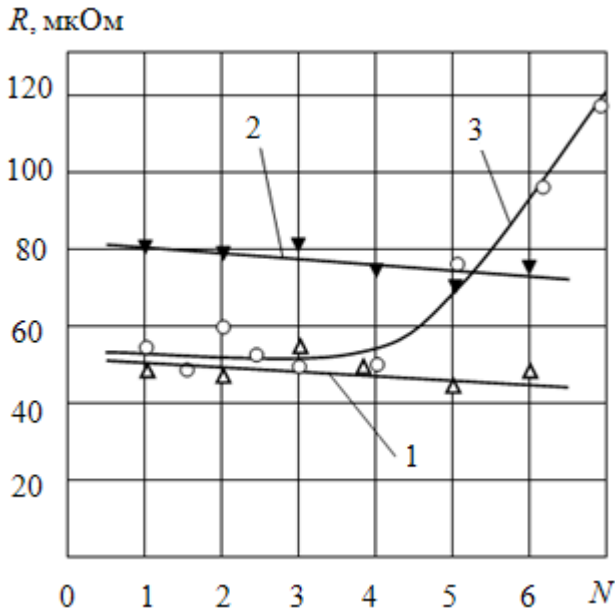


Рис. 2. Зависимость контактного электрического сопротивления от числа сдвигов контакта:

- 1 –  $p_n = 1,2$  МПа,  $T = 300$  К;
- 2 –  $p_n = 0,65$  МПа,  $T = 300$  К;
- 3 –  $p_n = 1,2$  МПа,  $T = 600$  К

Так как в опытах влияние окисных пленок было максимально исключено, то возможной причиной неоднозначного изменения КЭС при переходе от неподвижного контакта к скользящему предполагается противоположное влияние двух процессов: деформации выступов шероховатостей поверхностей при сдвиге и контактной ползучести. При относительном движении контактирующих поверхностей это может приводить как к относительному увеличению, так и уменьшению ФПК. В отличие от контакта моделей выступов, в случае контактирования реальных шероховатых поверхностей

количественно оценить эти изменения очень сложно.

Косвенным подтверждением этих соображений могут служить результаты измерений контактного термического сопротивления (КТС), которое однозначно зависит от ФПК и практически не зависит от наличия тонких окисных слоев. В ряде экспериментов КТС, возрастая в процессе сдвига, медленно падает, если в дальнейшем оставить контакт неподвижным [10].

В настоящее время в триботехнике сложилась практика рассчитывать ФПК шероховатых поверхностей для случая неподвижного контакта и распространять результаты расчета на скользящий контакт. Вышеизложенные экспериментальные результаты подтверждают обоснованность такого приближения.

#### Библиографический список

1. Хольм, Р. Электрические контакты / Р. Хольм. М.: Изд-во иностранной литературы, 1961. 464 с.
2. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 110 с.
3. Боуден, Ф.П. Трение и смазка твердых тел / Ф.П. Боуден, Д. Тейбор. М.: Машиностроение, 1968. 543 с.
4. Гусев, А.Ф. Расчет характеристик контакта при скольжении единичного жесткого индентора по деформируемому полупространству / А.Ф. Гусев // Теоретические и прикладные вопросы контактного взаимодействия: сб. науч. тр. Калинин: КГУ, 1987. С. 70–74.
5. Гусев, А.Ф. Сравнительное экспериментальное исследование фактической площади контакта при смятии и сдвиге клиновых и осесимметричных пирамидальных

моделей выступов / А.Ф. Гусев // Вестник Тверского государственного технического университета. Тверь: ТвГТУ, 2016. № 2 (30). С. 49–51.

6. Courtney-Pratt, J.S. The effect of a tangential force on the contact of metallic bodies / J.S. Courtney-Pratt, E. Eisner // Proc. Roy. Soc. 1957. Ser. A. V. 238. № 1215. P. 529–550.

7. Лернер, Ю.Н. Оценка деформации микровыступов и разрушения поверхностных пленок при предварительном смещении на основе измерения контактного сопротивления / Ю.Н. Лернер // Трение и износ. 1986. Т. 7. № 4. С. 686–694.

8. Kayaba, T. Investigation of the effects of surface films on the coefficient of friction of metals / T. Kayaba, K. Kato, M. Morikava // Technology reports: Tohoku Univ. 1980. V. 45. № 2. P. 117–315.

9. Демкин, Н.Б. Экспериментальное изучение разрушения окисных пленок на электроконтактных материалах при повышенных температурах / Н.Б. Демкин, А.Ф. Гусев // Скользящие электрические контакты: сб. науч. тр. Ч. 1. Расчет и диагностирование. М.: Радио и связь, 1988. С. 7–10.

10. Эглит, В.В. Тепловой контакт относительно сдвигающихся поверхностей / В.В. Эглит // Теоретические и прикладные вопросы контактного взаимодействия: сб. науч. тр. Калинин: КГУ, 1987. С. 75–78.

УДК 621.821:621.822

А.Н. Болотов, Г.Б. Бурдо, В.В. Новиков, О.О. Новикова  
Тверской государственный технический университет

### **МОДИФИЦИРОВАНИЕ МАГНИТНОГО МАСЛА ПРИСАДКАМИ И НАПОЛНИТЕЛЕМ**

Произведен поиск присадок и наполнителей в магнитное масло на основе диоктилсебацата для повышения его смазочных свойств в широком диапазоне условий трения скольжения. Испытаны четыре типа добавок. Экспериментальные данные показывают существенное улучшение смазочных свойств модифицированных магнитных масел. Отмечается, что для повышения триботехнических свойств магнитных масел с низкой концентрацией магнитной фазы может быть рекомендован наполнитель на основе мелкодисперсной меди.

*Ключевые слова:* магнитные смазочные масла, антифрикционные присадки, триботехнические свойства, трение, износ.

The search of additives and filling agents in magnetic oil on the basis of a dioctyl sebacate for its lubricant properties increase in a wide range of a sliding friction conditions is carried out. Four types of additives were tested. The experimental data show significant improvement of lubricant properties of the modified magnetic oils. It is noted that for improvement of tribological properties of magnetic oils with low concentration of a magnetic phase the filling agent on the basis of fine-dispersed copper may be recommended.

*Key words:* magnetic grease oils, antifrictional additives, tribotechnical properties, friction, wear.

Магнитные жидкости созданы более тридцати лет назад, но научный и практический интерес к ним остается очень высоким. Только в 2016 году результатам изучения магнитных жидкостей было посвящено более 250 статей, опубликованных в российских научных изданиях, а также была

проведена 17-я международная Плесская научная конференция по нанодисперсным магнитным жидкостям, пользующаяся большим авторитетом среди ученых.

В настоящее время традиционная трехкомпонентная магнитная жидкость уже хорошо изучена, и ее потенциальные возможности как функционального материала в значительной мере исчерпаны. Так, например, магнитные жидкости триботехнического назначения могут достаточно эффективно использоваться только в магнитожидкостных уплотнениях и для смазывания гидродинамических подшипников, то есть в тех случаях, когда процессы взаимодействия магнитной жидкости с поверхностью не играют существенной роли. Для смазывания трибосопряжений, работающих преимущественно при граничном режиме трения, необходимо создавать специальные магнитные жидкости – магнитные смазочные масла [1–6]. Причем антифрикционные и противоизносные свойства масел должны быть на уровне свойств лучших традиционных смазочных масел. Причина, по которой магнитные масла активно изучаются и совершенствуются, вытекает из их высокой магнитной чувствительности. Поэтому представляется возможным создать с помощью магнитных полей определенной структуры условия для самоорганизации магнитного смазочного слоя в зоне трения. Высокая стоимость магнитных смазочных масел, несомненно, ограничивает область их рационального использования, но все же они могут применяться достаточно широко в узлах трения космической, авиационной и компьютерной техники, поскольку именно магнитные смазочные масла позволяют решить задачу повышения ресурса функционирования соответствующих технических систем.

Ранее нами была разработана технология синтеза [4] перспективного магнитного смазочного масла на основе диоктилсебацата (ДОС). Магнитное масло характеризует вязкость в широком диапазоне  $0,05 \div 1,5$  Па·с, точное значение которой зависит от концентрации магнетита и ПАВ-стабилизатора. Поэтому масло может применяться для смазывания узлов трения, работающих при высоких и низких скоростях скольжения. Магнитное масло имеет намагниченность насыщения  $20 \div 30$  кА/м, обладает хорошей коллоидной устойчивостью в градиентных магнитных полях и может выдерживать температуры до  $170$  °С. Благодаря низкому давлению насыщенных паров масло можно использовать в условиях пониженного давления газовой окружающей среды. В отличие от многих магнитных масел на силоксановой и углеводородной основе, смазочные свойства диэфирных магнитных масел не хуже, чем у чистых дисперсионных сред. Тем не менее даже такой относительно высокий уровень триботехнических свойств оказывается недостаточным в современных условиях, поэтому следует найти пути их совершенствования. Задача исследования заключалась в целенаправленном поиске присадок и наполнителей в магнитное



масло на основе диоктилсебацата для повышения смазочных свойств в широком диапазоне условий трения скольжения.

Для улучшения смазочных свойств магнитного масла (ММ) в его состав вводили присадки: ТКФ – широко распространенную фосфорсодержащую противоизносную присадку на основе трикрезилфосфата; ЗН2ТЭ – противоизносную хлорсодержащую присадку; РК – рицинолевуую кислоту, снижающую трение; МКФ-18 – металлоплакирующую присадку, содержащую атомарную медь (может стимулировать избирательный перенос при трении).

Присадки, снижающие трение и износ, эффективны лишь в определенном диапазоне значений параметров трения, таких как скорость скольжения, давление на контакте и температура. Наполнители на основе мелкодисперсных пластичных металлов работоспособны в более широком диапазоне, но они имеют весьма низкую коллоидную устойчивость, а также могут значительно увеличить вязкость магнитных масел. С учетом этого был разработан наполнитель на основе мелкодисперсной меди.

Получение порошка осуществлялось посредством термического разложения медьорганического соединения [7]. В процессе добавления медного купороса к глицерину и последующего нагрева до 85 °С при постоянном перемешивании образуется производное глицерина  $C_2H_5(OH)O_2Cu$  в виде вязкого зеленого раствора. Далее производится разбавление и нагрев до температуры 120 °С. В результате термического распада образуются углеродородный остаток и мелкодисперсная металлическая медь. После окончания разложения полученный медный осадок промывается и стабилизируется по стандартной методике для получения устойчивой коллоидной системы. В качестве вещества-стабилизатора коллоидной структуры использовалась хлорсодержащая противозадирная присадка ЗН2ТЭ. Полученный порошок содержит частицы, имеющие дендритную форму, размер частиц – порядка 0,1 мкм.

Триботехнические исследования магнитного смазочного масла с присадками и наполнителем проводились при различных условиях на двух магнитных трибометрах, описанных в работах [8, 9].

В таблице представлены значения коэффициента трения  $f$  и интенсивности линейного изнашивания  $I_h$ , полученные при скорости скольжения 0,25 м/с и давлении на контакте 4,24 МПа, окружающая температура – комнатная. Материалы трения указаны в таблице.

Результаты исследований при умеренных контактных давлениях (таблица) подтвердили хорошие смазочные свойства основы магнитного масла – диоктилсебацата. Только присадка МКФ-18 и медный наполнитель несколько улучшили противоизносные свойства диоктилсебацата.

Введение в магнитное масло на основе ДОС присадок также позволило улучшить противоизносные свойства, но все же они хуже, чем у классического трансмиссионного масла ТАД-17. По антифрикционным

свойствам магнитные масла несколько уступают традиционным немагнитным маслам. Наиболее существенный эффект получен от применения присадки ТКФ, которую и следует рекомендовать для практического использования. Общим недостатком всех присадок является то, что их оптимальное для трения содержание должно быть значительным, а это может ухудшить реологические свойства масла.

Триботехнические свойства модифицированных магнитных масел при средних давлениях

Смазочный материал	$f$	$I_h, 10^9$	Материалы пары трения
ДОС	0,07	1,2	Ст 20 – бронза ОЦС-4-4-2,5
ДОС + 5 масс.% ЗН2ТЭ	0,12	1,2	То же
ДОС + 5 масс.% РК	0,07	1,5	То же
ДОС + 1 масс.% МКФ-18	0,07	0,5	То же
3 масс. % медного наполнителя	0,08	0,7	То же
ММ ДОС	0,11	2,7	То же
ММ ДОС + 10 масс.% ТКФ	0,07	1,3	То же
ММ ДОС + 1 масс.% МКФ-18	0,1	2,6	То же
ММ ДОС + 3 масс.% медного наполнителя	0,11	2,1	То же
ТАД-17	0,08	0,4	То же
ДОС	0,02	1,7	Ст. У9А – хромовое покрытие
ММ ДОС	0,08	0,9	То же
ММ ДОС + 10 масс.% ЗН2ТЭ	0,05	1,8	То же
ММ ДОС	0,09	0,2	Корунд – корунд

Металлоплакирующие свойства медного наполнителя при умеренных давлениях проявились слабо, наличия регулярной медной пленки на поверхностях трения не наблюдалось. По-видимому, сольватный слой, образованный поверхностно-активным веществом ЗН2ТЭ на поверхности медных частиц, не позволяет им образовывать сильные металлические связи с контактирующими поверхностями и тем самым модифицировать их для изменения характера трения. Небольшое изменение трения, происходящее после введения в состав магнитного и немагнитного масла медного наполнителя, объясняется влиянием молекул вещества ЗН2ТЭ, которые образуются в результате десорбции с поверхности меди и повторно адсорбируются на трущихся поверхностях.

В предыдущих работах нами было показано, что повышенный износ трущихся поверхностей при смазывании магнитным маслом обусловлен слабым абразивным действием магнитных дисперсных частиц и их агрегатов. Из этого следует важный вывод, которым следует руководствоваться при выборе материалов пар трения. Сущность его сводится к тому, что твердость материалов (поверхностей) трения должна по крайней мере в  $1,5 \div 1,7$  раза превышать твердость материала дисперсного наполнителя. Для дисперсных частиц из магнетита микротвердость поверхностей трения должна быть выше 7 ГПа. Справедливость данного утверждения подтверждают данные таблицы, из анализа которых следует, что скорость изнаши-

вания поверхностей из  $\alpha$ -оксида алюминия на порядок ниже, чем из бронзы. Сила трения от материалов контактирующих поверхностей зависит не так существенно, как от состава смазочной среды.

Приведенные экспериментальные данные убедительно показывают, что смазочные свойства магнитных масел можно существенно улучшить введением в их состав присадок и наполнителей. При некоторых режимах трения смазочные свойства магнитных масел сравнимы со свойствами традиционных немагнитных масел. Для улучшения триботехнических свойств магнитных масел с низкой концентрацией магнитной фазы может быть рекомендован наполнитель на основе мелкодисперсной меди. Однако не следует забывать, что примененные модификаторы трения могут существенно изменить объемные свойства магнитных масел, например реологические, агрегативные, седиментационные и другие.

### Библиографический список

1. Болотов, А.Н. Триботехника магнитопассивных и магнитожидкостных подшипниковых опор скольжения: дис. ...д-ра техн. наук / Болотов А.Н. М.: Институт машиноведения Российской академии наук, 1993. 540 с.
2. Болотов, А.Н. Роль магнитного поля при трении поверхностей, смазываемых магнитным маслом / А.Н. Болотов, Н.В. Лочагин, Ю.О. Михалев // Трение и износ. 1988. Т. 9. № 5. С. 870.
3. Болотов, А.Н. Триботехника магнитопассивных опор скольжения / А.Н. Болотов, В.Л. Хренов. Тверь: ТвГТУ, 2008. 124 с.
4. Болотов, А.Н. Магнитные масла триботехнического назначения / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Физико-химические аспекты изучения кластеров, наноструктур и наноматериалов: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: Твер. гос. ун-т, 2009. № 1. С. 5–9.
5. Bolotov, A.N Tribology of bearings and guides with magnetic loading off / A.N. Bolotov, V.L. Khrenov // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С. 1 048–1 069.
6. Болотов, А.Н. Расчет и оптимизация постоянных магнитов для специальных подшипниковых опор: монография / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова. Тверь: ТвГТУ, 2013. 123 с.
7. Натансон, Э.М. Коллоидные металлы и металлополимеры / Э.М. Натансон, З.Р. Ульберг. Киев: Наукова думка, 1971. 348 с.
8. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред. Часть 3 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, А.И. Горлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2015. № 8. С. 66–70.
9. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред. Часть 4 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2016. № 9. С. 102–107.
10. Болотов, А.Н. Критерий перехода к пластическим контактным деформациям в тяжело-нагруженных узлах трения деталей машин / А.Н. Болотов, О.В. Сутягин, М.В. Васильев // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2012. № 1. С. 211–213.

УДК 539.37

В.В. Измайлов

Тверской государственной технической университет

## О КРИТЕРИЯХ УПРУГОГО И ПЛАСТИЧЕСКОГО КОНТАКТИРОВАНИЯ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

На модели дискретного контакта шероховатых поверхностей проверена адекватность критерия преимущественно упругого и преимущественно пластического контактов – так называемого индекса пластичности. Показано, что в целом критерий преимущественного механизма деформации контакта – упругого или пластического – в виде индекса пластичности адекватно характеризует деформацию контакта. В то же время условие преимущественно пластического контакта по Гринвуду и Вильямсону представляется сильно заниженным.

*Ключевые слова:* дискретный контакт, шероховатая поверхность, упругая деформация, пластическая деформация, индекс пластичности.

The adequacy of the criterion of predominately elastic and predominately plastic contacts – so called plasticity index – was examined on the model of discrete contact of rough surfaces. It is shown that in general the criterion of predominant contact deformation mechanism – elastic or plastic – in the form of plasticity index adequately describes the contact deformation. At the same time the Greenwood and Williamson condition of predominately plastic contact seems to be greatly underestimated.

*Key words:* discrete contact, rough surface, elastic deformation, plastic deformation, plasticity index.

Вопрос о преобладающем характере деформации неровностей шероховатости в дискретном контакте шероховатых технических поверхностей представляет интерес в различных теоретических и практических аспектах. От вида преобладающей деформации неровностей шероховатости (упругая, пластическая или упругопластическая) зависит природа и величина силы трения, механизм изнашивания и величина его интенсивности, контактная жесткость [1–3]. В электрических контактах вид деформации неровностей влияет на процессы разрушения поверхностных непроводящих пленок и, следовательно, на величину контактного электросопротивления [4]. В связи с этим необходимо иметь критерий, позволяющий установить преобладающий механизм деформации неровностей шероховатых поверхностей в данных конкретных условиях контактирования.

Указанный критерий, очевидно, должен включать механические характеристики материала контактирующих тел, характеризующие его упругие и пластические свойства (например, модуль Юнга  $E$  и твердость  $H$ ) и геометрические параметры, характеризующие форму и размеры неровностей шероховатости (например, их высоту и радиус). Указанные параметры характеризуют напряженно-деформированное состояние материала контактирующих тел в зоне контакта, следовательно, определяют и вид деформации неровностей шероховатости.

Очевидно, что по мере роста нагрузки, приложенной к контакту, будет меняться соотношение числа упруго и пластически деформированных выступов в сторону увеличения последних, а деформация данного конкретного выступа с ростом нагрузки будет изменяться от упругой к упругопластической. При заданной нагрузке среди контактирующих выступов будут как упруго, так и пластически деформированные. Идея вышеупомянутого критерия в том, что при определенном сочетании механических свойств материалов и параметров микрогеометрии при любых реально достижимых деформациях контактирующие поверхности будут деформироваться практически полностью упруго (по крайней мере, доля пластически деформируемых выступов будет пренебрежимо мала) или практически полностью пластически.

**Индекс пластичности.** Критерий преобладающего механизма деформации контакта был предложен авторами работы [5] и назван индексом пластичности:

$$\Psi = \frac{E^*}{H} \sqrt{\frac{R_q}{r}}, \quad (1)$$

где  $E^*$  – приведенный модуль упругости,  $E^* = \left( \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right)^{-1}$ ;  $\mu_1$  и  $\mu_2$  – коэффициенты Пуассона;  $E_1$  и  $E_2$  – модули Юнга материалов контактирующих тел;  $H$  – твердость менее твердого материала;  $R_q$  – средняя квадратическая высота неровностей шероховатости;  $r$  – средний радиус их вершин (неровности предполагаются сферической формы).

При  $\psi < 0,6$  авторы работы [5] предлагают считать контакт полностью упругим; при  $\psi > 1$  – полностью пластическим независимо от нагрузки. При  $0,6 < \psi < 1$  влиянием нагрузки пренебречь нельзя.

Автором этих строк предложен аналогичный критерий [6]

$$\Psi = \frac{E^*}{H} \sqrt{\frac{R_p}{r}}, \quad (2)$$

где  $R_p$  – наибольшая высота неровностей профиля над уровнем средней линии профиля шероховатости, однако критические значения критерия существенно иные: контакт считается преимущественно упругим при  $\Psi < 2$  и преимущественно пластическим при  $\Psi > 60$ . Уточним понятия преимущественно упругого и преимущественно пластического контактов: контакт считается преимущественно упругим, если при любых реальных нагрузках доля упруго деформированных выступов не менее 95 %, соответственно, для преимущественно пластического контакта эта доля не более 5 %.

Для удобства сравнения приведем указанные критерии к единому виду:

$$\Psi = \frac{E^*}{H} \sqrt{\frac{R_a}{r}}, \quad (3)$$

где  $R_a \approx R_p/3$  – среднее арифметическое отклонение профиля шероховатости. С учетом того, что  $R_q \approx 1,25R_a$ , критические значения критерия будут следующие: согласно Гринвуду и Вильямсону, контакт преимущественно упругий при  $\Psi < 0,54$  и преимущественно пластический при  $\Psi > 0,9$ ; согласно автору этих строк, контакт преимущественно упругий при  $\Psi < 1,2$  и преимущественно пластический при  $\Psi > 35$ .

Для проверки адекватности указанных выше значений критерия была использована модель дискретного контакта шероховатых поверхностей [7]. Параметры модельных поверхностей приведены в таблице. Характеристики механических свойств материалов и параметры микрогеометрии поверхностей приняты типичными для данных условий.

Параметры модельных шероховатых поверхностей

№	Материал деталей	$E^*$ , ГПа	$H$ , ГПа	$R_a$ , мкм	$r$ , мкм	Обработка	$\Psi$
1	Сталь	110	6	0,1	500	Доводка	0,26
2	Сталь	110	2	0,63	500	Полирование	1,95
3	Бронза	55	1	7	35	Плоское шлифование	24,6
4	Медь	55	0,5	7	35	То же	49
5	Бронза	55	1	0,63	120	Полирование	3,98

Высота выступов и радиус закругления их вершин считаются случайными величинами и подчиняются бета-распределению вероятности:

$$f(x) = \frac{\Gamma(a+b)}{\Gamma(a)\Gamma(b)} x^{(a-1)}(1-x)^{b-1}, \quad (4)$$

где  $a$  и  $b$  – параметры бета-функции;  $\Gamma(x)$  – гамма-функция;  $x$  – случайная величина – высота выступа или радиус его вершины. При моделировании использованы две пары значений  $a$  и  $b$ :  $a = b = 1,2$  и  $a = b = 3$ . В первом случае распределение случайной величины близко к равномерному, во втором – к нормальному. Вид соответствующих функций плотности вероятности представлен на рис. 1.

Пример деформационного поведения контакта модельных поверхностей показан на рис. 2 в виде зависимости относительной деформации контакта  $\varepsilon = \frac{\delta}{R_p}$  от номинального контактного давления  $p_n = N/A_n$ , где  $\delta$  – абсолютная деформация контакта (сближение контактирующих поверхностей);  $N$  – приложенная к контакту нормальная нагрузка;  $A_n$  – номинальная (геометрическая) площадь контакта. Зависимости  $\varepsilon(p_n)$  хорошо аппроксимируются степенными функциями (линии на рис. 2):  $\varepsilon = 0,084p_n^{0,38}$  для бета-распределения с параметрами  $a = b = 1,2$  и  $\varepsilon = 0,18p_n^{0,23}$  для бета-распределения с параметрами  $a = b = 3$ .

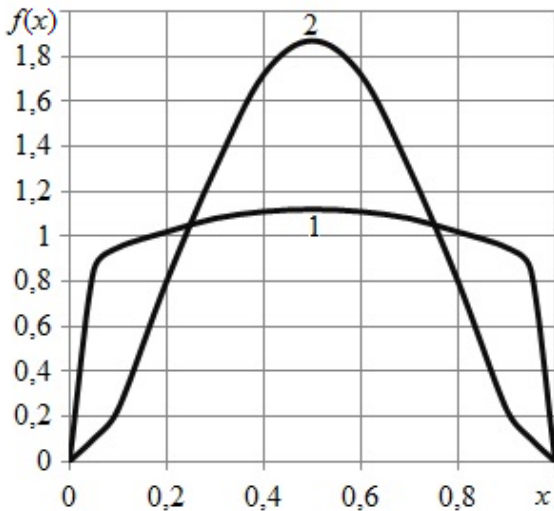


Рис. 1. Функция плотности вероятности бета-распределения случайной величины  $x$  при значениях параметров:  
1 –  $a = b = 1,2$ ; 2 –  $a = b = 3$

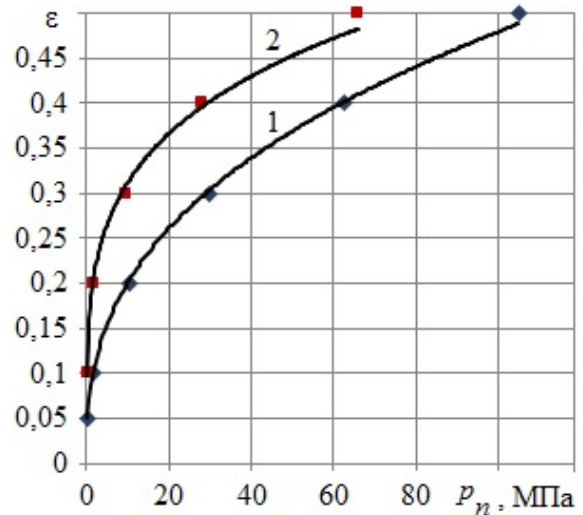


Рис. 2. Зависимость относительной деформации контакта от номинального давления для поверхности № 2 (см. таблицу):  
1 –  $a = b = 1,2$ ; 2 –  $a = b = 3$

**Обсуждение результатов.** Результаты моделирования контакта шероховатых поверхностей, перечисленных в таблице, представлены на рис. 3 в виде зависимости от номинального давления  $p_n$  доли  $\xi$  упруго деформированных выступов от общего числа контактирующих выступов. Из рис. 3 следует, что условию упругого контакта  $\xi > 0,95$  соответствует только поверхность № 1 с индексом пластичности  $\Psi = 0,26$ . Этот результат согласуется как с критическими значениями индекса пластичности по Гринвуду и Вильямсону, так и по данным работы [6]. Условию пластического контакта  $\Psi < 0,05$  соответствуют контакты поверхностей 3 и 4 с индексами пластичности  $\Psi = 24,6$  и  $\Psi = 49$  соответственно. Этот результат согласуется с критическими значениями индекса пластичности по Гринвуду и Вильямсону и расходится для поверхности № 3 с критическими значениями  $\Psi$  согласно работе [6].

Поверхность № 5 с индексом пластичности  $\Psi = 3,98$  деформируется упругопластически в исследованном диапазоне давлений, что соответствует критическим значениям индекса пластичности согласно работе [6] и противоречит критическим значениям по Гринвуду и Вильямсону, согласно которым контакт заведомо должен быть преимущественно пластическим.

**Заключение.** Результаты моделирования дискретного контакта шероховатых поверхностей показали, что критерий преимущественного механизма деформации контакта – упругого или пластического – в виде индекса пластичности в целом адекватно характеризует деформацию контакта. В то же время условие преимущественно пластического контакта по Гринвуду и Вильямсону  $\Psi > 0,9$  представляется сильно заниженным.

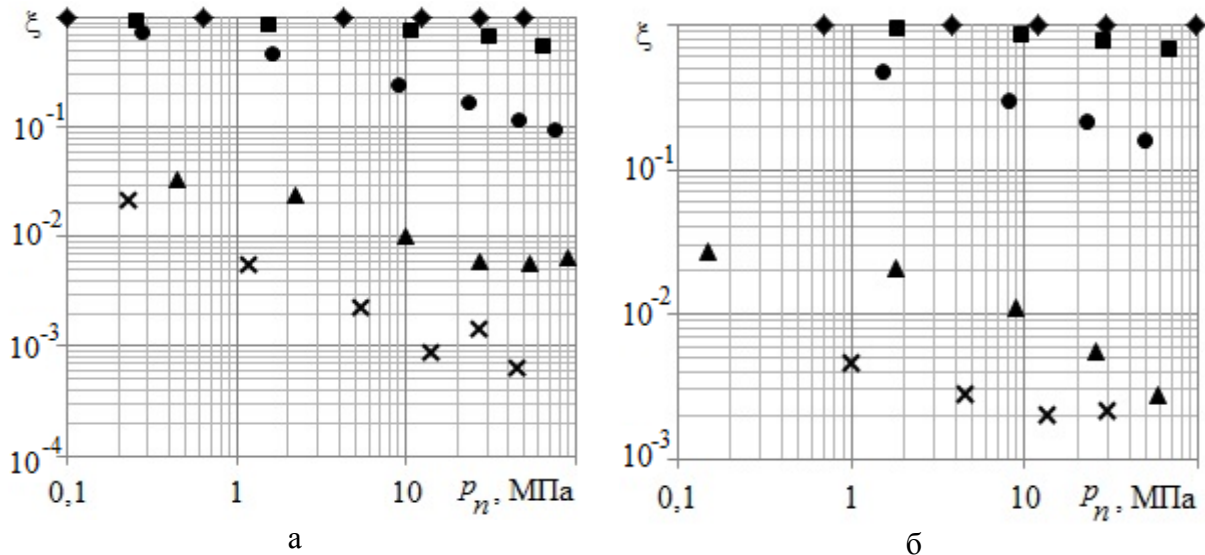


Рис. 3. Доля  $\xi$  упруго деформированных выступов от общего числа контактирующих выступов в зависимости от номинального контактного давления для модельных поверхностей: а –  $a = b = 1,2$ ; б –  $a = b = 3$ ;  $\blacklozenge$  – 1;  $\blacksquare$  – 2;  $\blacktriangle$  – 3;  $\times$  – 4;  $\bullet$  – 5

### Библиографический список

1. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
2. Мышкин, Н.К. Трение, смазка, износ. Физические основы и технические приложения трибологии / Н.К. Мышкин, М.И. Петроковец. М.: Физматлит, 2007. 368 с.
3. Попов, В.Л. Механика контактного взаимодействия и физика трения. От нанотрибологии до динамики землетрясений / В.Л. Попов. М.: Физматлит, 2013. 352 с.
4. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 112 с.
5. Greenwood, J.A. Contact of nominally flat surfaces / J.A. Greenwood, J.B.P. Williamson // Proc. Roy. Soc. 1966. V. A295. № 1442. P. 300–319.
6. Измайлов, В.В. Разработка теоретических основ методик расчетов фрикционных и электрических характеристик токопроводящих узлов трения: дис. ... докт. техн. наук / Измайлов В.В. М., 1995. 605 с.
7. Измайлов, В.В. Числовое и аналитическое моделирование дискретного контакта деталей машин / В.В. Измайлов, С.А. Чаплыгин // Интернет-журнал «Наукоедение». 2014. № 6. URL: <http://naukovedenie.ru/PDF/10TVN614.pdf>.

УДК 69.002.51

Д.Г. Масленников  
Тверской государственный технический университет

### РАСШИРЕНИЕ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УНИВЕРСАЛЬНЫХ КОЛЕСНЫХ ТРАКТОРОВ ТЯГОВОГО КЛАССА 1,4 Т

Улучшение потребительских свойств колесного трактора достигается за счет применения дополнительного устройства полугусеничного хода, повышающего тяговое усилие.



*Ключевые слова:* тягово-сцепные свойства, полугусеничный ход, установленная мощность двигателя, сцепление с грунтом.

Improvement of consumption properties of wheel tractor achieves by application of additional half-track equipment increasing a traction force.

*Key words:* traction-couple properties, half-track, engine installed capacity, ground adherence.

Для создания новой дорожно-строительной техники конструкторы стараются учесть максимально возможное количество требований потребителей. На основании обобщения этих требований проектируются перспективные типоразмерные ряды дорожно-строительных машин, в том числе и тракторов. Анализ требований потребителей техники показывает две неизменные, но противоречивые тенденции, связанные с функциональными возможностями машин и условиями их эксплуатации.

Потребитель техники всегда хочет иметь:

широкий выбор моделей машин, отличающихся друг от друга по величине основного параметра (производительности, мощности, массе, тяговому классу, емкости и т. д.);

машины с разными типами двигателей, движителей, приводов, систем управления и другими показателями.

Эти требования связаны с многооперационностью, протяженностью и сезонностью дорожно-строительных работ. Они позволяют выбрать машину для самых различных технологических особенностей, объемов и темпов работ, для различных климатических, территориальных условий их ведения. Зарубежные производители дорожных машин стараются максимально учитывать эти требования. Однако если для каждой технологической операции создавать отдельную машину, то для строительства, ремонта и содержания автомобильных дорог необходимо сегодня иметь около 400 типов машин, да еще и нескольких размеров [1]. При этом каждая машина должна где-то храниться, расходуя место, время и деньги.

С другой стороны, формируя парк техники своего предприятия, каждый потребитель, как правило, хочет ограничиться приобретением небольшого количества типов и размеров машин. При этом специалисты, связанные непосредственно с эксплуатацией техники, всегда хотят иметь технику одного типа, одного размера и одной фирмы-изготовителя. Потребитель выбирает технику высокой надежности с длительной гарантией. Сервисное обслуживание техники в течение гарантийного срока и после его окончания приводит к устойчивому снижению простоев машин, а также затрат труда на их ремонт и техническое обслуживание.

Разрешение указанного противоречия было найдено за счет создания машин со сменными, реже универсальными рабочими органами для выполнения одной машиной нескольких технологических операций. Сначала появились комбинированные дорожные машины (КДМ) со сменными ра-

бочими органами для летнего, зимнего и круглогодичного содержания автомобильных дорог. Затем – универсальные пневмоколесные тягачи (УПКТ) с большим количеством (от 10 до 100) сменных рабочих органов, применяемых не только для содержания, но и для ремонта и даже строительства дорог.

Но, пожалуй, самой востребованной машиной, перекрывающей своими функциональными возможностями потребности рынка, были и остаются универсальные колесные тракторы типа МТЗ-80 «Беларусь» тягового класса 1,4 т (современный, но более дорогой аналог МТЗ-80.1). Это базовые модели, имеющие множество модификаций, достаточно простые, надежные и умеренно дешевые в техническом обслуживании и ремонте. На тракторе установлен унифицированный дизельный двигатель Д-240 мощностью 80 л.с. с запуском от электростартера или с пусковым двигателем с электростартером (Д-240Л). Тракторы оборудованы автоматической блокировкой дифференциала заднего моста, двухскоростным валом отбора мощности, дополнительным понижающим редуктором, который удваивает девять передач вперед и две назад, ходоуменьшителем и пневматическими приводами тормозов прицепов. По желанию потребителя к тракторам дополнительно могут поставляться шкив для привода стационарных машин, боковой вал отбора мощности, гидрофицированный прицепной крюк, резинометаллический полугусеничный ход для работы на переувлажненных грунтах, колеса с шинами 240-1067(9,5-42) для работы в узких междурядьях сельскохозяйственных культур и с шинами 420-762(18,4/15-30) для использования на дорожно-строительных и других специальных работах, дополнительные грузы к переднему брусу, предпусковой подогреватель и т. п. Все эти приспособления улучшают потребительские качества машины и соответствуют жизненным потребностям рынка.

Однозначно самыми важными потребительскими свойствами качества колесного трактора являются его тягово-сцепные свойства, заявленные в типаже [2]. Для гарантированного выполнения этого условия созданы и серийно выпускаются полноприводные тракторы повышенной проходимости и с улучшенными тяговыми свойствами МТЗ-82 (МТЗ-892.2), являющиеся модификациями трактора МТЗ-80. Кроме того, как уже было сказано, расширяет функциональные возможности трактора устанавливаемый на задние колеса с натяжным устройством резинометаллический полугусеничный ход. Его использование на сельскохозяйственных, транспортных или строительно-дорожных работах улучшает тягово-сцепные свойства машины и обеспечивает тяговое усилие в пределах 1,4–1,5 тонн для некоторых усредненных грунтовых условий (по влажности и типу грунта). Однако эксплуатационная масса трактора 3,28–3,42 тонны способна обеспечить гораздо большее тяговое усилие по условию трения сцепления с грунтом (теоретически до 3 т). Практика использования таких тракторов с резинометаллической или пластиковой гусеницей показывает,

что получаемое относительно небольшое тяговое усилие ограничивается в основном прочностью самой гусеничной ленты. Под нагрузкой более 1,5 тонн в условиях маневрирования по пересеченной местности резинометаллическая или пластиковая лента растягивается, слетает с направляющих или рвется. Причем это может привести к тяжелым аварийным ситуациям. В связи с этим предлагается устройство полугусеничного хода к такому трактору со стальной гусеничной цепью [3]. В качестве базовых деталей используются: ведущая звездочка, направляющее колесо с натяжным устройством и гусеничная цепь с траками из сталистого чугуна – запчасти от широко распространенного гусеничного трактора ДТ-75 тягового класса 3 т.

Понятно, что колесный трактор, оборудованный устройством полугусеничного хода, даже со стальной гусеничной цепью не может полностью реализовать свой сцепной вес, как, например, гусеничный трактор, но обеспечить номинальное тяговое усилие не менее 2 тонн в тех же усредненных грунтовых условиях может.

Любопытно, что тяговое усилие, рассчитанное по установленной мощности двигателей тракторов разных тяговых классов – колесного МТЗ-80 (58,8 кВт) и гусеничного ДТ-75 (55 кВт) – при одинаковой рабочей скорости движения 4,26 км/ч составляет 43,7–40,8 кН, то есть с запасом перекрывает рассматриваемые нами, потребные по условию сцепления 20 кН.

Таким образом, получение тягового усилия в пределах 2 тонн на тракторе тягового класса 1,4 т расширяет его функциональные возможности и улучшает комплексные свойства качества машины в целом. Выгода потребителя заключается в уменьшении количества техники для парка машин предприятия-собственника, росте производительности труда, росте выработки, уменьшении затрат на эксплуатацию и в конечном итоге росте прибыли.

#### **Библиографический список**

1. Кочканян, С.М. Дорожные машины: учеб. пособие / С.М. Кочканян. 1-е изд. Тверь: ТГТУ, 2009. 116 с.
2. Николаев, С.Н. О создании высококонкурентной продукции на российских предприятиях строительно-дорожного машиностроения / С.Н. Николаев // Механизация строительства. № 2. 2013. С.3.
3. Пат. 2446974 Российская Федерация. Тележка гусеничная сменная для транспортного средства / Лопарев А.А., Судницын В.И., Комкин А.С.; опубл. 10.04.2012, Бюл. № 10.

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОЛИМЕРНОГО ПОКРЫТИЯ

Предложена оптимизация методики экспериментального определения физико-механических констант антифрикционного полимерного покрытия. Введены поправки, учитывающие влияние температуры и времени на триботехнические характеристики покрытий.

*Ключевые слова:* антифрикционное полимерное покрытие, трение, износ.

The optimization of a technique of experimental estimation of physical and mechanical constants of an antifrictional polymeric coating is offered. The corrections considering the influence of temperature and time on tribotechnical characteristics of coatings are introduced.

*Key words:* antifrictional polymeric covering, friction, wear.

В современном машиностроении широко распространены узлы сухого трения, в которых на контактную поверхность нанесено антифрикционное полимерное покрытие. Для выбора материалов покрытия и основания, обладающих оптимальным комплексом триботехнических свойств, необходимо иметь надежную методику определения физико-механических констант этих материалов.

В работе [1] разработана методика измерения физико-механических констант материалов основания, обычно представляющего собой конструкционный материал, и низкокомодульного покрытия. Если материал покрытия представляет собой полимерное связующее с различного рода антифрикционными наполнителями, то для него будет характерна сильная температурная и реологическая зависимость физико-механических констант. Помимо основных параметров материала покрытия (упругой постоянной  $I$ ; коэффициента Пуассона  $\mu$ ; характеристической твердости  $H_x$ ; показателя степени упрочнения материалов покрытия  $m$ ; сдвигового сопротивления молекулярной связи  $\tau_0$  при отсутствии нормальной нагрузки и коэффициента упрочнения молекулярной связи  $\beta$ ) вводятся дополнительные. Этими параметрами, учитывающими влияние температуры и времени, являются: время релаксации  $\tau$ ; параметр модели  $\gamma$ ; значение упругой постоянной  $I_0$  в момент времени  $t \rightarrow 0$  при температуре стеклования  $T_c$  полимерного связующего; температуры плавления  $T_n$  полимерного связующего; характеристическая твердость  $H_{x0}$  покрытия при температуре  $T_c$  в момент времени  $t_0$ ; реологический коэффициент  $m$ ; значение удельной прочности адгезионной связи  $\tau_{oc}$  при отсутствии нормальной нагрузки и

<sup>1</sup> Научный руководитель – зав. кафедрой прикладной физики профессор А.Н. Болотов

коэффициент упрочнения молекулярной связи  $\beta_c$  при температуре  $T_c$ . В данной работе сделана попытка оптимизации методики экспериментального определения физико-механических констант покрытия, описывающих феноменологическую модель, предложенную в работе [1].

Используя принцип температурно-временной суперпозиции, изменение упругой постоянной можно описать зависимостью, аналогичной модели Томсона – Ишлинского в виде

$$I(t, T) = I_0(t_0, T_c) \exp(17,3) \frac{1 - \gamma \exp\left(-\frac{1-\gamma}{\tau} t\right)}{1-\gamma}. \quad (1)$$

Здесь  $I_0(t_0, T_c)$  – упругая постоянная при температуре стеклования  $T_c$  в момент времени  $t_0 \rightarrow 0$ . Реологические коэффициенты  $\tau$  и  $\gamma$  определяются из решения системы уравнений, полученной при подстановке моментов времени  $t_1$  и  $t_2$  в уравнение (1).

Для оценки влияния температуры на величину упругой постоянной  $I$  необходимо определить температуры стеклования и плавления полимерного связующего по справочной литературе [2, 3] и провести экспериментальное исследование величины  $I_0$  при пяти различных температурах, лежащих в диапазоне от  $T_c$  до  $T_n$ . Методика измерений  $I_0$  и соответствующее ей метрологическое обеспечение представлены в работе [1]. Затем проводится линейный регрессионный анализ полученных значений  $I(t_0, T)$ . Линейная регрессия

$$\ln I(t_0, T) = \ln I_0(t_0, T_c) + K\theta$$

обеспечивает нахождение параметров функции по формулам

$$K = \frac{\sum_{i=1}^5 \theta_i \sum_{i=1}^5 L_i - 5 \sum_{i=1}^5 \theta_i L_i}{\left(\sum_{i=1}^5 \theta_i\right)^2 - 5 \sum_{i=1}^5 \theta_i^2};$$

$$\ln I_0(t_0, T_c) = \frac{1}{5} \left( \sum_{i=1}^5 L_i - K \sum_{i=1}^5 \theta_i \right),$$

где  $L_i = \ln I(t_0, T_i)$ ;  $K$  – температурный коэффициент при относительной температуре  $\theta = (T - T_c)/(T_n - T_c)$ . Полученные значения  $I(t_0, T)$ ,  $K$ ,  $\gamma$  и  $\tau$  позволяют получить формулу (1).

Учитывая, что при изменении коэффициента Пуассона  $\mu$  в пределах  $0,4 \pm 0,1$  значение модуля упругости меняется на 9,4 % [2, 3], коэффициент Пуассона можно определить согласно справочникам для материала покрытия или материала полимерного связующего.

Характеристическую твердость материала покрытия определяют на приборах ИКД-0, микротвердомере ПМТ-3 (с использованием сферическо-

го индентора) и твердомере ТШ-2. Испытания материала производятся при нагрузках [4]

$$N \geq 3\sigma_s \pi \rho^2,$$

где  $\rho$  – радиус пятна контакта.

Температурно-временная зависимость характеристической твердости была представлена в виде [1]

$$H_x(t, T) = H_{x0}(t_0, T_c) \exp(-2,5 \theta) \left( \frac{t}{t_0} \right)^m,$$

где  $H_x(t, T)$  – характеристическая твердость покрытия при заданной температуре и времени;  $H_{x0}(t_0, T_c)$  – характеристическая твердость покрытия при температуре стеклования  $T_c$  в момент времени  $t_0$ . Для определения реологических и температурных изменений  $H_x$  и  $m$  их определяют при  $T_1 = 293$  °С и 10 временах выдержки неподвижного контакта в диапазоне от 1 до 1 000 с. Полученные результаты обрабатываются по формулам

$$m = \frac{\sum_{i=1}^{10} \ln\left(\frac{t_i}{t_0}\right) \sum_{i=1}^{10} \ln(H_x(t_i, T_1)) - 10 \sum_{i=1}^{10} \ln\left(\frac{t_i}{t_0}\right) \ln(H_x(t_i, T_1))}{\left(\sum_{i=1}^{10} \ln\left(\frac{t_i}{t_0}\right)\right)^2 - 10 \sum_{i=1}^{10} \left(\ln\left(\frac{t_i}{t_0}\right)\right)^2};$$

$$H_{x0}(t_0, T_1) = \exp\left(\frac{1}{10} \left(\sum_{i=1}^{10} \ln(H_x(t_i, T_1)) - m \sum_{i=1}^{10} \ln\left(\frac{t_i}{t_0}\right)\right)\right). \quad (2)$$

Затем необходимо провести аналогичные эксперименты по определению  $H_x(t_0, T_i)$  при четырех температурах в диапазоне от  $T_1$  до  $T_{II}$ . Определить величину  $H_{x0}(t_0, T_i)$  по формуле (2), заменив  $H_{x0}(t_0, T_1)$  на  $H_{x0}(t_0, T_i)$ . Величину  $H_{x0}(t_0, T_c)$  рассчитать по формуле

$$H_{x0}(t_0, T_c) = \exp\left(\frac{1}{5} \left(\sum_{i=1}^5 \ln(H_{x0}(t_0, T_i)) + 2,5 \sum_{i=1}^5 \theta_i\right)\right).$$

Для описания температурной зависимости параметров удельной силы трения  $\tau_0$ ,  $\beta$  использованы формулы, полученные экспериментально в работе [1] для покрытий на полимерной основе:

$$\tau_0 = \tau_{0c} (1 - \theta)^{\kappa_1}, \quad \beta = \beta_c (1 - \theta)^{\kappa_2}.$$

Температурные зависимости  $\tau_0$ ,  $\beta$  определяются по результатам измерений на микротрибометре [5] при пяти различных температурах в интервале от  $T_c$  до  $T_{II}$ . Расчет констант производится по формулам

$$\kappa_1 = \frac{\sum_{i=1}^5 \ln(1 - \theta_i) \sum_{i=1}^5 \ln \tau_{0i} - 5 \sum_{i=1}^5 \ln(1 - \theta_i) \ln \tau_{0i}}{\left(\sum_{i=1}^5 \ln(1 - \theta_i)\right)^2 - 5 \sum_{i=1}^5 (\ln(1 - \theta_i))^2}; \quad \tau_{0c} = \exp\left(\frac{1}{5} \left(\sum_{i=1}^5 \ln \tau_{0i} - \kappa_1 \sum_{i=1}^5 \ln(1 - \theta_i)\right)\right);$$

$$\kappa_2 = \frac{\sum_{i=1}^5 \ln(1-\theta_i) \sum_{i=1}^5 \ln \beta_i - 5 \sum_{i=1}^5 \ln(1-\theta_i) \ln \beta_i}{\left( \sum_{i=1}^5 \ln(1-\theta_i) \right)^2 - 5 \sum_{i=1}^5 (\ln(1-\theta_i))^2}; \quad \beta_c = \exp \left( \frac{1}{5} \left( \sum_{i=1}^5 \ln \beta_i - \kappa_2 \sum_{i=1}^5 \ln(1-\theta_i) \right) \right).$$

Значения констант некоторых материалов, полученные по данной методике, представлены в таблице.

Физико-механические свойства исследуемых материалов

Материал	$I_0$ , ТПа <sup>-1</sup>	$\gamma$	$\tau$ , МПа	$H_0$ , МПа	$m$	$\tau_{0c}$ , МПа	$\beta_c$
Эпоксидная смола	3,60	0,942	3,68	370	-0,176	8,4	0,205
ЭОНИТ-3	6,43	0,955	4,81	223	-0,060	9,3	0,114

Применение разработанной методики позволит оценить триботехнические свойства материала покрытия на стадии проектирования узла трения.

#### Библиографический список

1. Новикова, О.О. Теоретическое и экспериментальное обоснование расчета узлов трения с твердосмазочными покрытиями: дис. ... канд. техн. наук / Новикова О.О. Тверь: ТГТУ, 1996. 187 с.
2. Машков, Ю.К. Полимерные композиционные материалы в триботехнике / Ю.К. Машков. М.: Недра, 2004. 262 с.
3. Михайлин, Ю.А. Термоустойчивые полимеры и полимерные материалы / Ю.А. Михайлин. СПб.: Профессия, 2006. 490 с.
4. Алексеев, В.М. Единичный шероховатый контакт при упругопластической деформации / В.М. Алексеев, О.О. Туманова, А.В. Алексеева // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С. 1070–1078.
5. Гусев, А.Ф. Измерение коэффициента трения электропроводных материалов на микротрибометре / А.Ф. Гусев, Д.А. Гусев // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2015. № 8. С. 42–48.

УДК 621.791:621.924.5

А.Ю. Лаврентьев

Тверской государственной технической университет

### ОПТИМИЗАЦИЯ УСИЛИЯ ВЫГЛАЖИВАНИЯ ДЛЯ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ НАПЛАВЛЕННОГО БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА

Обоснована возможность применения алмазного выглаживания для совершенствования структуры и свойств поверхностного слоя наплавленной быстрорежущей стали. Описан эксперимент по определению оптимального усилия выглаживания наплавленной быстрорежущей стали с высоким содержанием остаточного аустенита.

Установлены режимы упрочняющей обработки, обеспечивающие снижение шероховатости поверхности и увеличение твердости поверхностного слоя.

*Ключевые слова:* алмазное выглаживание, поверхностный слой, быстрорежущая сталь, наплавка.

The possibility of diamond smoothing application for the improving of the structure and properties of the surface layer of deposited high-speed steel is substantiated. The experiment for the determination of the optimal force of smoothing of the weld high-speed steel with high residual austenite content is described. The conditions of the hardening treatment reducing the surface roughness and increasing the hardness of the surface layer are established.

*Key words:* diamond smoothing, surface layer, high speed steel, welding.

Развитие инструментального производства определяет возможность машиностроительных предприятий производить продукцию с требуемым комплексом эксплуатационных свойств. Затраты на инструмент существенно влияют на себестоимость изготавливаемой продукции. Надежность работы инструмента, в свою очередь, определяет надежность производственной системы в целом. Разработка технологий производства инструментальных материалов с высокой надежностью и оптимальным комплексом эксплуатационных свойств является актуальной задачей материаловедения.

Быстрорежущие стали являются наиболее распространенным инструментальным материалом. С целью сокращения затрат легирующих элементов и снижения себестоимости инструмента широко распространен составной инструмент. Одним из эффективных способов производства биметаллических инструментов является наплавка. Современные технологии наплавки позволяют получать биметаллический инструментальный материал с рабочим слоем из достаточно широкой номенклатуры инструментальных сталей. Химический состав может изменяться в очень широких пределах, это становится возможным в связи с исключением ограничений, которые накладывают традиционные методы производства стальных заготовок. В частности, становится возможным применять в производстве инструмента сплавы, которые склонны к ликвации в процессе производства отливок. Отсутствие обработки давлением позволяет легировать сталь бромом в достаточно большом количестве.

Для повышения эффективности технологического процесса целесообразно получать металл в закаленном состоянии при наплавке [1, 2]. Чтобы исключить образование холодных трещин, необходимо увеличивать количество аустенита в металле. Это возможно за счет обеспечения требуемого состава металла и термического цикла наплавки. Термическую обработку в этом случае возможно свести к трехкратному отпуску. Опыт применения такой технологии доказывает ее эффективность.

По результатам исследований [3] установлено, что содержание остаточного аустенита в наплавленном металле после термической обработки составляет 5...7 %.



Дальнейшее снижение остаточного аустенита возможно при использовании методов упрочнения поверхностным пластическим деформированием (ППД). Из большого количества методов ППД для обработки быстрорежущих сталей возможно использовать алмазное выглаживание. Это объясняется высокой твердостью обрабатываемого материала (более 800 *HV*). На эффективность выглаживания наибольшее влияние оказывает усилие прижима инструмента к обрабатываемой поверхности.

Целью данной работы являлось исследование влияния усилия выглаживания на твердость и шероховатость поверхностного слоя наплавленной быстрорежущей стали.

На первом этапе проводили определение количества остаточного аустенита в наплавленном металле. Исследования проводили на плоских образцах. В лунки наплавливали быстрорежущую сталь Р9М4К6ФЮ. После наплавки образцы подвергались трехкратному отпуску при температуре 560 °С. Образцы после наплавки и шлифования показаны на рис. 1. Количество остаточного аустенита в наплавленном металле определялось магнитным контактным аустенометром МАК-2М.

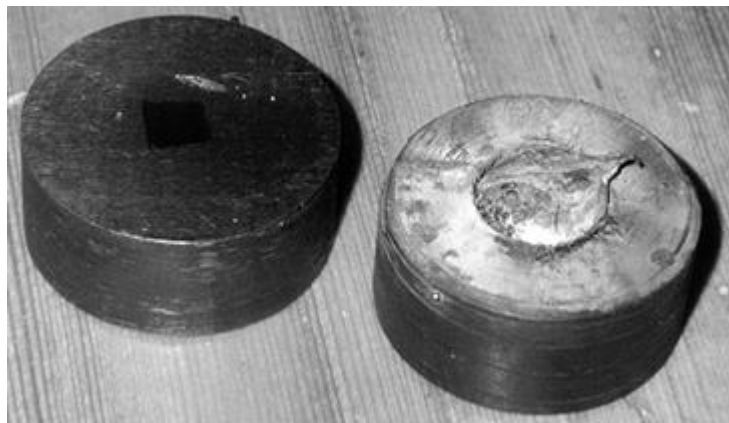


Рис. 1. Образцы для определения количества остаточного аустенита

Было установлено, что в наплавленном металле содержится более 50 % остаточного аустенита (рис. 2). Более точно определить содержание этой структуры не удалось в связи с техническими ограничениями прибора. По мере выполнения отпусков количество аустенита сокращается. Однако даже после третьего отпуска содержание остаточного аустенита находится на уровне 15 %. Такая структура металла не обеспечит необходимой твердости и износостойкости, которая необходима для режущего или штампового инструмента. Особенно нежелательно присутствие остаточного аустенита в поверхностном слое инструмента.

Для устранения остаточного аустенита в наплавленном металле выполняли выглаживание образца [4, 5]. На рис. 3 показана схема образца и этапы его изготовления. Обработку выполняли на токарном станке выглаживающей головкой, реализующей упругую схему упрочнения (рис. 4).

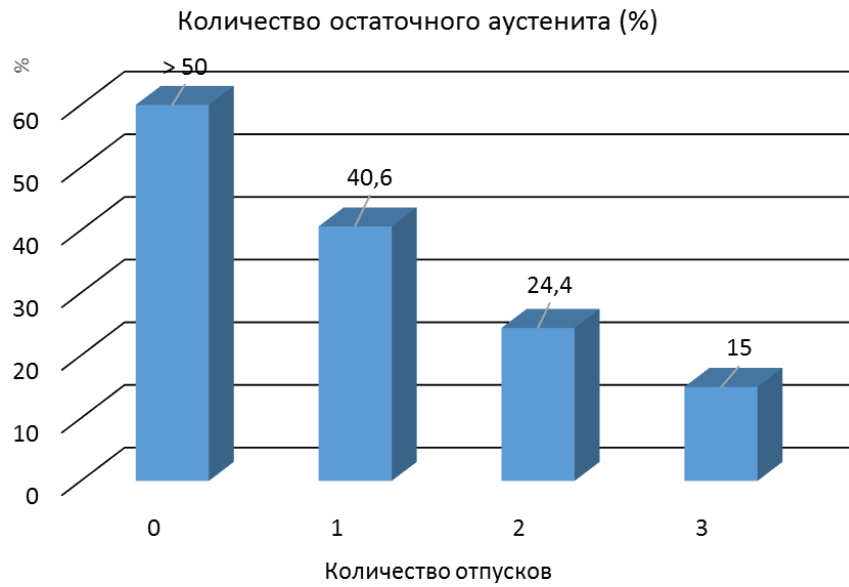


Рис. 2. Влияние отпуска на количество остаточного аустенита в наплавленном металле

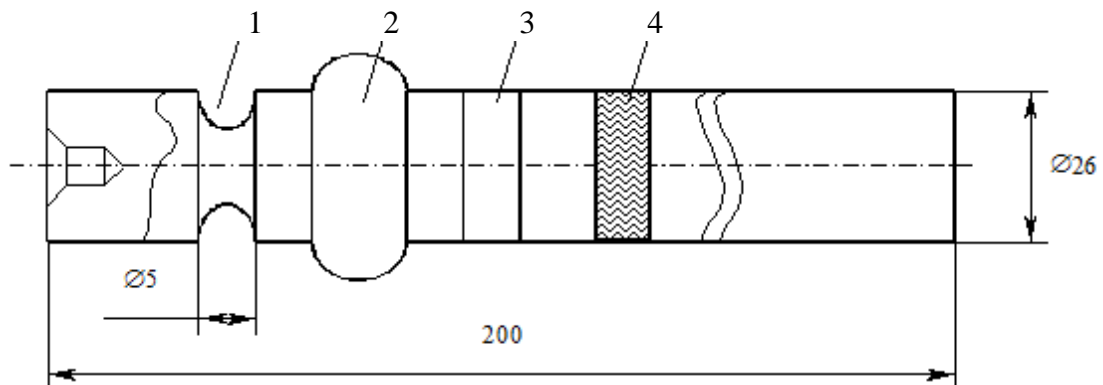


Рис. 3. Схема образца для выглаживания:  
1 – цилиндрическая выточка; 2 – валик наплавленного металла;  
3 – шлифованный металл; 4 – выглаженный металл

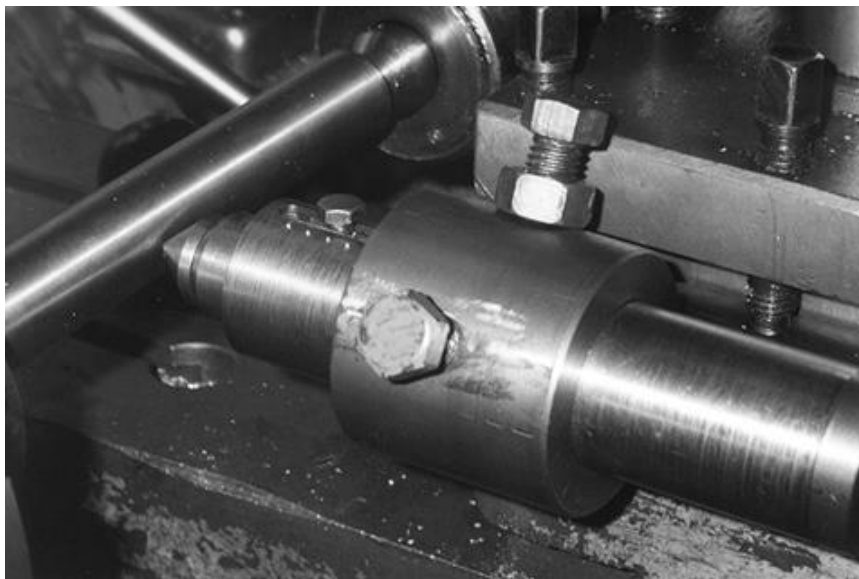


Рис. 4. Выглаживание образцов на токарном станке

Режимы выглаживания: скорость  $V = 30$  м/мин; подача продольная  $S_{пр} = 0,04$  мм; число проходов  $n = 3$ ; радиус выглаживателя  $R = 1,5$  мм; усилие выглаживания  $P = 100 \dots 275$  Н; технологическая среда – промышленное масло И 40.

Наибольшее упрочнение металла было достигнуто при усиллии выглаживания 275 Н. Однако было установлено снижение шероховатости поверхности образца при такой нагрузке, а также в масле было выявлено присутствие металлических частиц. Этот факт свидетельствует о явлении микрорезания в зоне обработки, а также о возможном перенаклепе. Оба явления нежелательны, так как снижают качество поверхности и могут снижать механические свойства поверхностного слоя. Было принято решение не увеличивать усилие выглаживания более 275 Н.

В результате эксперимента было установлено оптимальное усилие выглаживания ( $P = 250$  Н), обеспечивающее максимальное снижение шероховатости поверхности и обеспечивающее упрочнение поверхностного слоя металла. Обработка с усилием выглаживания менее 200 Н неэффективна, так как не обеспечивается упрочнение поверхностного слоя (рис. 5). Кроме того, на поверхности наблюдается микрорельеф, который остается после предшествующего шлифования.

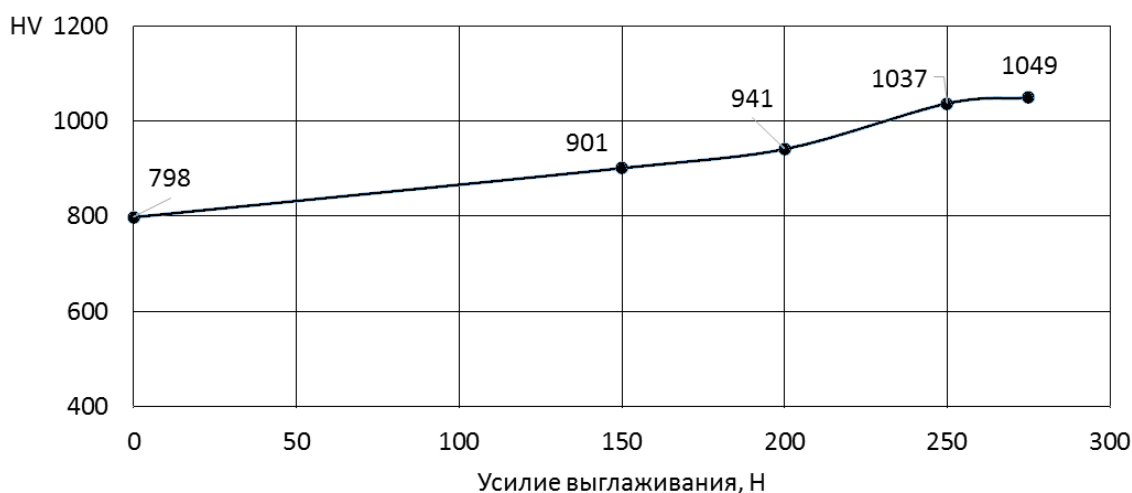


Рис. 5. Изменение твердости наплавленного металла в зависимости от усилия выглаживания

### Библиографический список

1. Пат. 2078668 Российская Федерация. Способ изготовления отрезного резца / Тютяев В.А., Зубкова Е.Н.; опубл. 10.05.1997.
2. Зубков, Н.С. Изготовление наплавленного металлорежущего инструмента: монография / Н.С. Зубков, В.А. Тютяев, Е.Н. Зубкова. Тверь: Изд-во Тверского гос. техн. ун-та, 1998. 124 с.
3. Зубкова, Е.Н. Наплавка рабочих частей токарных отрезных резцов порошковой проволокой / Е.Н. Зубкова, В.А. Тютяев, В.П. Водопьянова. Тр. Тверского ГТУ. Тверь, 1995. Вып. 1. С. 4–8.

4. Одинцов, Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. М.: Машиностроение, 1987. 328 с.

5. Одинцов, Л.Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием. М.: Машиностроение, 1981. 160 с.

УДК 621.9:621.924.5

А.Ю. Лаврентьев  
Тверской государственной технической университет

## **ВЫГЛАЖИВАНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ СМАЗОК, СОДЕРЖАЩИХ ДИСУЛЬФИД МОЛИБДЕНА**

Представлен обзор опубликованных статей по применению дисульфида молибдена в качестве добавки к технологическим средствам. Упрочняющую обработку инструментальных сталей целесообразно проводить, применяя СОТС, содержащие в своем составе трибоактивные добавки. Применение дисульфида молибдена обеспечивает снижение коэффициента трения и уменьшение шероховатости обработанной поверхности. На поверхности инструмента возможно получить функциональный слой, содержащий  $\text{MoS}_2$  который обеспечит увеличение ресурса инструмента в процессе эксплуатации.

*Ключевые слова:* инструментальная сталь, выглаживание, дисульфид молибдена.

The paper presents the review of publications on the use of molybdenum disulfide as an additive to lubricant-cooling agents. It is reasonable to carry out the hardening treatment of tool steel using lubricant-cooling agents containing triboactive additives as composition components. The use of molybdenum disulfide reduces a friction coefficient and decreases a machined surface roughness. It is possible to obtain on a surface of a tool a functional layer containing  $\text{MoS}_2$  which will ensure a tool resource increase in operation.

*Key words:* tool steel, smoothing, molybdenum disulfide.

При разработке технологии изготовления режущего и штампового инструмента становится актуальной задача повышения износостойкости инструментального материала в рабочей зоне. Термическая обработка и ХТО решают поставленную задачу. Дальнейшее повышение эксплуатационных характеристик поверхностного слоя инструмента возможно за счет применения технологии выглаживания. За счет высокой твердости обрабатываемых инструментальных сталей возникает необходимость снижения трения в зоне упрочняющей обработки. Это позволит снизить износ выглаживателя, а также исключить возникновение микрорезания и эффекта схватывания при обработке, которое недопустимо в связи с возникновением растягивающих напряжений в поверхностном слое.

**Цель работы** – обобщение опубликованных данных по применению различных технологических средств при выглаживании инструментальных сталей.

В работах Одинцова Л.Г. [1, 2] показана необходимость применения смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) в процессе выглаживания. На

качество обработки существенно влияет также охлаждение. Действие СОЖ проявляется в появлении местных легко деформируемых зон контактной поверхности, пленки на поверхности алмаза, предохраняющей от изнашивания и уменьшающей коэффициент трения. При выглаживании деталей из черных металлов и сплавов рекомендуется применять индустриальное масло И-20А, а для деталей из цветных металлов и сплавов – керосин. Применяют также специальные составы СОЖ и поверхностно-активные вещества (ПАВ) [1].

При выглаживании обычно применяют для смазки и охлаждения индустриальное масло И-20. Снижение трения между поверхностями инструмента и детали, то есть смазочное действие, оказываемое ПАВ, имеет большое значение для повышения стойкости инструмента [2]. Для снижения контактной температуры в зоне обработки и повышения стойкости инструмента в работе также исследованы различные смазки. Наилучшие результаты получены при использовании консистентных смазок – солидола и графитосмазки АССУ. При этом контактная температура уменьшилась на 25...80 °С по сравнению с температурой, возникающей при работе с обычно применяющимся веретенным маслом. Это объясняется тем, что жидкие смазки уже при скорости 200 м/мин разбрызгиваются с поверхности детали, а при 300–400 °С начинают дымиться и выгорать. Полученные данные показывают, что действие исследуемых жидких смазок на контактную температуру одинаково, несмотря на различие их свойств. Применение консистентных смазок позволяет на 15...25 % снизить контактную температуру по сравнению с температурой, возникающей при обычно применяющемся веретенном масле вследствие уменьшения контактного трения и, следовательно, из-за тепловыделения [2].

Однако автор констатирует, что применение дисульфида молибдена увеличило контактную температуру [2].

В работе Анищенко О.И. [3] описаны исследования влияния присадок слоистых модификаторов трения при проведении ультразвуковой поверхностной обработки. В качестве технологической среды в работе использовали моторное масло с добавкой графита или дисульфида молибдена. На поверхности образца была получена пленка из слоистых модификаторов трения. По мнению автора, данная обработка позволяет увеличить нагрузку на пару трения в 2...2,5 раза до появления эффекта схватывания.

В статье Гилета В.П. [4] рассмотрены вопросы влияния присадок в СОЖ на износ инструмента при ультразвуковой упрочняюще-чистовой обработке. В СОЖ на основе индустриального масла вводили дисульфид молибдена. Заготовки из термически обработанной шарикоподшипниковой стали упрочняли инструментом из твердого сплава ВК8. В работе показано, что оптимальное содержание дисульфида молибдена находится в диапазоне 10...12 %. Такое количество присадки обеспечивает уменьшение износа инструмента, а также позволяет дополнительно снизить шеро-

ховатость обрабатываемой поверхности. Прирост микротвердости шарикоподшипниковой стали при введении  $MoS_2$  не выявлен.

Свойства масляных смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС), содержащих соединения молибдена, рассмотрены в работе Паренаго О.П. и др. [5]. Проведенные эксперименты по лезвийному резанию металлов с использованием СОТС с трибоактивными присадками различных типов показали высокую эффективность диалкилдитиокарбаматов молибдена в качестве добавок к минеральному маслу. При этом отмечено значительное улучшение практически всех изученных параметров: уменьшение шероховатости поверхности, повышение стойкости инструмента, снижение зон вторичных деформаций, а также уменьшение остаточных напряжений. Авторы считают, что в условиях лезвийного резания металлов, то есть при повышенных температурах и высоких удельных нагрузках, диалкилдитиокарбаматы молибдена распадаются с формированием в зоне контакта дисульфида молибдена, который и обеспечивает высокую трибологическую активность. Активация исследованных составов СОТС коронным разрядом оказывает положительное влияние на характеристики процесса резания и стойкостные показатели режущих инструментов. Механизм зафиксированных результатов заключается в интенсификации протекания химических реакций с образованием вторичных структур (например,  $MoS_2$ ) в зоне контакта, улучшающих трибологическое состояние на границе раздела инструмент – обрабатываемый материал за счет энергии, переданной коронным разрядом компонентам СОТС.

Иванов В.В. в работе [6, 7] оценивает получение покрытий в процессе вибрационного механохимического нанесения твердой смазки дисульфида молибдена. Износостойкость трущихся пар удается повысить от 4 до 20 раз. В работах Бабичева А.П. разработана схема модели формирования покрытия на основе дисульфида молибдена [8, 9].

1. Механический контакт и адсорбция частиц  $MoS_2$ . В момент приложения внешней нагрузки благодаря силе соударения шара с поверхностью обрабатываемого материала происходит упругая, пластическая и упругопластическая деформация в зоне контакта. За счет сближения наносимого покрытия с деталью происходит адсорбция частиц на поверхности металла [6].

2. Активация поверхностного слоя металла. Активация поверхности осуществляется в результате пластического деформирования и увеличения плотности дислокаций, разрушения окисных пленок и образования участков поверхности, увеличения площади поверхности [6].

3. Образование граничного слоя. Этот этап осуществляется вследствие размельчения кристаллов  $MoS_2$ , разрушения ими окисных пленок во впадинах микрорельефа, внедрения частиц порошка и адсорбции их к поверхностному слою активизирующего металла [6].

4. Образование слоя смазки. Этот этап характеризуется утолщением частиц нанесенного покрытия, размельчением кристаллов, слипанием их друг с другом, образованием сплошного слоя смазки [6].

5. Формирование поверхностного слоя покрытия. В результате скольжения частиц рабочей среды относительно образуемой поверхности частицы порошка ориентируются базовыми плоскостями параллельно поверхности трения [6].

Некоторые исследователи предлагают применять твердосмазочные материалы на основе дисульфида молибдена для восстановления деталей ДВС. При этом обеспечивается снижение коэффициента трения 0,1 до 0,005 и снижение скорости изнашивания в 3...5 раз.

**Выводы.** Упрочняющую обработку инструментальных сталей целесообразно проводить, применяя СОТС, содержащие в своем составе трибоактивные добавки.

Применение дисульфида молибдена обеспечивает снижение коэффициента трения и уменьшение шероховатости обработанной поверхности.

На поверхности инструмента возможно получить функциональный слой, содержащий  $MoS_2$ , который обеспечит увеличение ресурса инструмента в процессе эксплуатации.

#### Библиографический список

1. Одинцов, Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием / Л.Г. Одинцов. М.: Машиностроение, 1987.
2. Одинцов, Л.Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием / Л.Г. Одинцов. М.: Машиностроение, 1981.
3. Анищенко, О.И. Использование смазочных композиций с дисульфидом молибдена, графитом при ультразвуковой поверхностной обработке для повышения износостойкости деталей / О.И. Анищенко // Упрочняющие технологии и функциональные покрытия в машиностроении: сб. тр. II Всерос. молодежной науч.-практ. школы. Кузбасский государственный технический университет имени Т.Ф. Горбачева. 2016. С. 7.
4. Гилета, В.П. Влияние СОЖ и присадок на износ инструмента при ультразвуковой упрочняюще-чистовой обработке / В.П. Гилета // Актуальные проблемы в машиностроении. 2015. № 2. С. 158–162.
5. Паренаго, О.П. Смазочные свойства масляных СОТС, содержащих в своем составе трибологически активные присадки / О.П. Паренаго, Г.Н. Кузьмина, А.В. Паутов, А.Г. Наумов // Трение и износ. 2015. № 4. С. 409–414.
6. Иванов, В.В. Особенности применения нанотехнологий для формирования твердо-смазочных покрытий / В.В. Иванов // Механизация строительства. 2012. № 11. С. 45–48.
7. Иванов, В.В. Влияние вибрационного механохимического покрытия  $MoS_2$  на повышение износостойкости поверхности / В.В. Иванов, В.А. Лебедев, А.П. Шишкина // Научно-технологические проблемы в машиностроении. 2014. № 6. С. 35–38.
8. Бабичев, А.П. Основы вибрационной технологии / А.П. Бабичев, И.А. Бабичев. Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2008. 694 с.
9. Бабичев, А.П. Вибрационная механохимия в процессах отделочно-упрочняющей обработки и покрытий деталей машин / А.П. Бабичев, П.Д. Мотренко, В.В. Иванов [и др.] Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2012. 203 с.

УДК 537.311.4

В.В. Измайлов

Тверской государственной технической университет

## ВАРИАЦИЯ ПРОВОДИМОСТИ ДИСКРЕТНОГО КОНТАКТА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Рассмотрена вариация значений проводимости дискретного контакта шероховатых поверхностей, обусловленная различием функций плотности вероятности случайной величины – радиуса пятен фактического контакта. В зависимости от функции распределения вероятности значений радиусов пятен фактического контакта значения контактного сопротивления могут отличаться более чем в 1,5 раза при одной и той же величине общей площади фактического контакта и среднего радиуса контактного пятна. Полученные результаты также могут быть применены к тепловому контакту шероховатых тел.

*Ключевые слова:* дискретный контакт, электрическое сопротивление, вариация.

A variation of values of a conductivity of a discrete contact of rough surfaces due to variety of probability density functions of a random quantity – real contact spot radii – has been considered. Contact resistance values may more than one and a half times as differ at the same values of real contact area and average contact spot radius by reasons of probability density functions of real contact spot radii. The results obtained in the article may be applied to a thermal contact of rough surfaces.

*Key words:* discrete contact, electrical resistance, variation.

Практически в любом современном техническом устройстве найдется хотя бы одно контактное соединение деталей. Как правило, эксплуатационные характеристики технического устройства в целом в значительной мере зависят от эксплуатационных характеристик входящих в это устройство контактных соединений. Наличие отклонений технических поверхностей от идеальной формы, заданной чертежом, на различных масштабных уровнях определяет многие физические процессы, происходящие в контакте таких поверхностей. К числу упомянутых отклонений относятся макроотклонения формы, волнистость, шероховатость, наношероховатость (или субшероховатость), а в качестве процессов, протекание которых в значительной мере определяется этими отклонениями, можно назвать внешнее трение, изнашивание, электрическую и термическую проводимость, герметичность стыков и т. д.

В силу статистической природы процессов контактного взаимодействия перечисленные эксплуатационные характеристики контакта технических поверхностей являются типичными представителями случайных величин, конкретные значения которых нельзя в точности предсказать заранее. Следствием случайного характера процессов контактного взаимодействия является тот факт, что в одних и тех же условиях в одинаковых по конструкции контактных соединениях эксплуатационные характери-



стики подвержены рассеянию (вариации) в некотором диапазоне значений, которое следует учитывать, например, в процессе контроля и управления качеством технических устройств.

В данной работе анализируется статистическая природа проводимости дискретного контакта шероховатых тел. Конкретно речь пойдет об электрической проводимости, но в силу так называемой электротепловой аналогии [1] все сделанные выводы применимы и к процессам тепловой проводимости теплонагруженных контактных соединений.

Контакт двух деталей в электрической цепи является источником так называемого контактного сопротивления электрическому току, дополнительного к омическому сопротивлению деталей. Причины контактного сопротивления – дискретность контакта и присутствие на поверхности контактирующих деталей поверхностных пленок, в основном окисных. Влияние последних в данной работе не рассматривается.

Схема дискретного контакта двух деталей электрической цепи показана на рис. 1. Контакт деталей 1 и 2 в плоскости  $AB$  происходит на отдельных участках  $\Delta A_{ri}$ , образованных контактированием соприкасающихся выступов шероховатости. Для расчета электросопротивления отдельные пятна фактического контакта неправильной формы моделируются круглыми площадками эквивалентной площади  $\pi a_i^2 = \Delta A_{ri}$ . В сумме отдельные пятна фактического контакта образуют так называемую площадь фактического контакта  $A_r = \sum_1^{n_r} \Delta A_{ri}$ , где  $n_r$  – число контактирующих выступов.

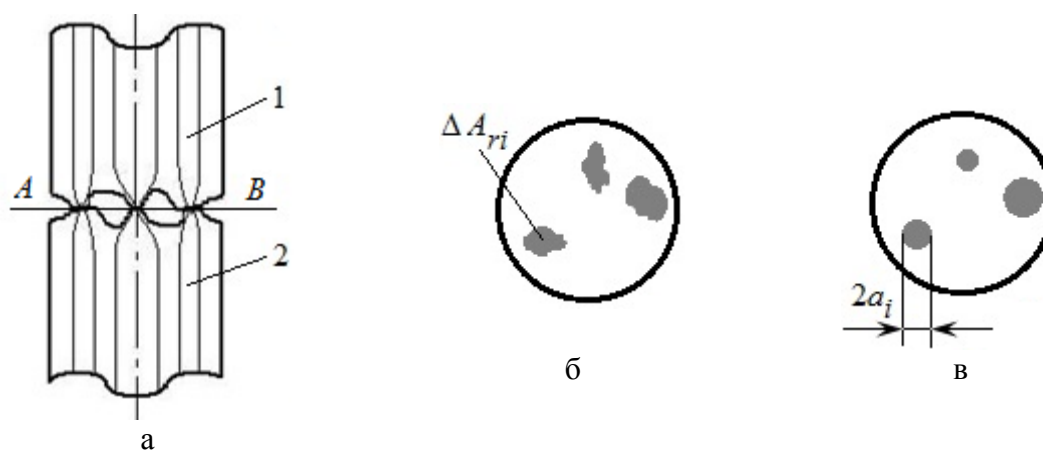


Рис. 1. Контакт двух деталей с шероховатыми поверхностями:  
 а – стягивание линий тока к пятнам фактического контакта;  
 б – сечение контакта плоскостью  $AB$ ; в – расчетная схема контакта

Вследствие дискретности контакта линии тока стягиваются к площадкам фактического контакта (см. рис. 1), что является причиной так называемого сопротивления стягивания, вносящего основной вклад в контактное сопротивление при отсутствии поверхностных пленок на контактирующих поверхностях.

Сопротивление стягивания к единичному круглому пятну контакта двух полубесконечных проводящих деталей рассчитывается по формуле [2, 3]

$$R_i = \frac{\rho_1 + \rho_2}{4a_i}, \quad (1)$$

где  $a_i$  – радиус проводящего пятна;  $\rho_1$  и  $\rho_2$  – удельные сопротивления материалов контактирующих деталей. В случае контакта деталей из одинакового материала очевидно, что

$$R_i = \frac{\rho}{2a_i}.$$

Поскольку отдельные пятна фактического контакта проводят ток параллельно, для общей проводимости контакта можно записать

$$\frac{1}{R} = \sum_{i=1}^{n_r} \frac{1}{R_i} = \sum_{i=1}^{n_r} \frac{2a_i}{\rho} = \frac{2}{\rho} \sum_{i=1}^{n_r} a_i = \frac{2n_r}{\rho} \left( \frac{\sum_{i=1}^{n_r} a_i}{n_r} \right) = 2n_r \bar{a} / \rho, \quad (2)$$

где  $\bar{a}$  – средний радиус пятна контакта.

Для фактической площади контакта справедливо выражение

$$A_r = \sum_{i=1}^{n_r} \pi a_i^2 = \pi \sum_{i=1}^{n_r} a_i^2 = \pi n_r \left( \frac{\sum_{i=1}^{n_r} a_i^2}{n_r} \right) = \pi n_r \bar{a}^2, \quad (3)$$

где  $\bar{a}^2$  – средний квадрат радиуса пятна контакта.

Из формулы (3) для числа контактирующих выступов имеем

$$n_r = \frac{A_r}{\pi \bar{a}^2},$$

соответственно, на основании формулы (2) для сопротивления стягивания получаем

$$R = \frac{\rho}{2\bar{a}} \cdot \frac{\pi \bar{a}^2}{A_r} = \frac{\pi \rho}{2A_r} \cdot \frac{\bar{a}^2}{\bar{a}}. \quad (4)$$

Введем относительные величины  $x = a/a_{max}$  и  $x^2 = a^2/a_{max}^2$ , тогда очевидно, что  $\bar{a} = a_{max} \bar{x}$ ,  $\bar{a}^2 = a_{max}^2 \bar{x}^2$  и сомножитель  $\frac{\bar{a}^2}{\bar{a}}$  в формуле (4) приобретает вид

$$\frac{\bar{a}^2}{\bar{a}} = \frac{a_{max}^2 \bar{x}^2}{a_{max} \bar{x}} = a_{max} \frac{\bar{x}^2}{\bar{x}} = a_{max} \frac{\bar{a}}{\bar{a}} \cdot \frac{\bar{x}^2}{\bar{x}} = \bar{a} \frac{\bar{x}^2}{(\bar{x})^2}.$$

В результате на основании формулы (4) получаем окончательное выражение для сопротивления стягивания  $R$ :

$$R = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\rho \bar{a}}{A_r} \cdot \frac{\bar{x}^2}{(\bar{x})^2}. \quad (5)$$

Величины  $A_r$  и  $\bar{a}$  в механике дискретного контакта рассчитываются на основании механических свойств материалов контактирующих деталей

и распределения выступов шероховатости по высоте [4, 5], а вот множитель  $\chi = \frac{\bar{x}^2}{(\bar{x})^2}$  зависит от функции плотности вероятности случайной величины  $x$ , которая есть не что иное, как относительный радиус единичного пятна контакта. В простейшем случае равномерного распределения с функцией плотности вероятности  $f(x) = 1$  средняя величина

$$\bar{x} = \int_0^1 xf(x)dx = \frac{x^2}{2} \Big|_0^1 = \frac{1}{2};$$

средняя величина

$$\overline{x^2} = \int_0^1 x^2 f(x) dx = \frac{x^3}{3} \Big|_0^1 = \frac{1}{3},$$

откуда

$$\chi = 4/3 = 1,33.$$

Равномерное распределение является частным случаем более универсального двухпараметрического бета-распределения, функция плотности вероятности которого выражается формулой

$$f(x) = \frac{\Gamma(\alpha+\beta)}{\Gamma(\alpha)\Gamma(\beta)} x^{\alpha-1}(1-x)^{\beta-1}.$$

Соответственно, для средних величин имеем

$$\bar{x} = \int_0^1 xf(x)dx = \frac{\alpha}{\alpha+\beta},$$

$$\overline{x^2} = \int_0^1 x^2 f(x)dx = \frac{\alpha(\alpha+1)}{(\alpha+\beta)(\alpha+\beta+1)},$$

откуда

$$\chi = \frac{\overline{x^2}}{(\bar{x})^2} = \frac{(\alpha+1)(\alpha+\beta)}{\alpha(\alpha+\beta+1)}. \quad (6)$$

Рис. 2 иллюстрирует возможности бета-распределения применительно к статистическому описанию распределения по размерам пятен фактического контакта шероховатых металлических поверхностей после различных видов механической обработки. По оси ординат, как это принято в статистике, отложена так называемая частость, то есть относительное число площадок контакта с диаметром в заданном интервале значений, по оси абсцисс – диаметр пятен.

Значения множителя  $\chi$  для различных параметров бета-распределения радиусов пятен фактического контакта приведены в таблице. Чем уже функция плотности вероятности (меньше разброс размеров пятен контакта), тем ближе значения параметра  $\chi$  к единице. Для асимметричных распределений ( $\alpha < \beta$ ) значения параметра  $\chi$  больше, чем для симметричных.

Значения множителя  $\chi$

$\alpha$	1	2	3	5	6	1	2	1	3	6	2
$\beta$	1	2	3	5	6	2	1	3	1	2	6
$\chi$	1,33	1,20	1,14	1,10	1,08	1,50	1,12	1,60	1,07	1,04	1,33

Как видно из таблицы, значения сопротивления стягивания дискретного контакта шероховатых деталей в зависимости от параметров функции распределения пятен фактического контакта по размерам могут отличаться более чем в 1,5 раза при одинаковых величинах фактической площади контакта и среднего значения радиуса пятна контакта.

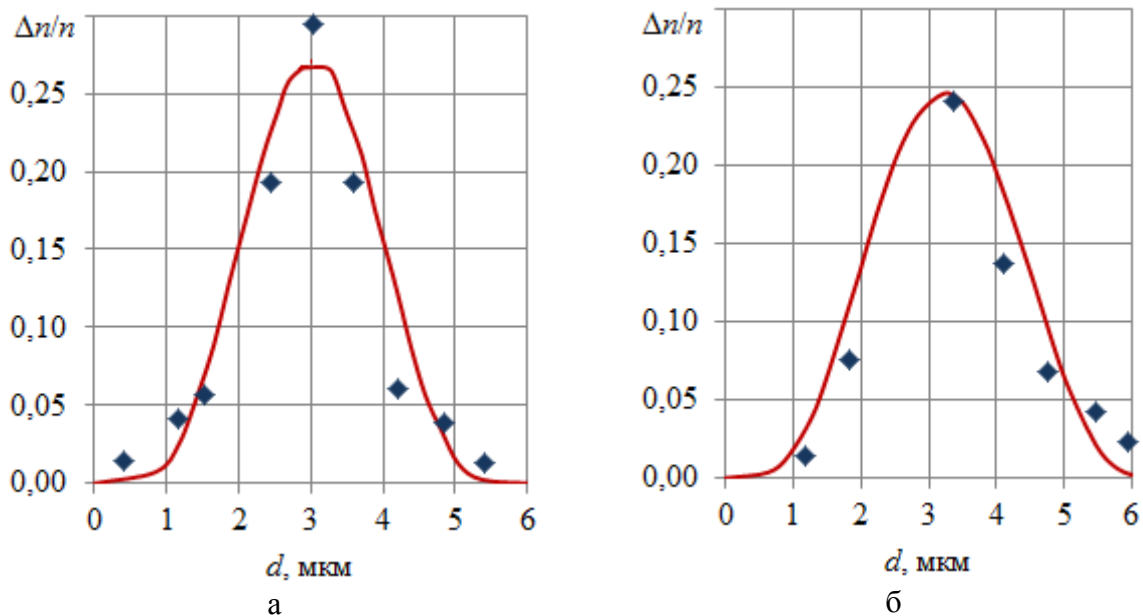


Рис. 2. Распределение по размерам пятен фактического контакта шероховатых поверхностей после различной механической обработки: а – полирование; б – шлифование. Точки – экспериментальные значения [4]; линии – бета-распределение с параметрами: а –  $\alpha = \beta = 6$ ; б –  $\alpha = \beta = 5$

В заключение следует отметить, что указанную вариацию величины сопротивления контакта не следует путать с обычным коэффициентом вариации  $V$  случайной величины  $x$ , который выражается через среднее квадратическое отклонение  $\sigma$  и среднее значение  $\bar{x}$ :  $V = \sigma/\bar{x}$ . Для бета-распределения  $V = \sqrt{\frac{\beta}{\alpha(\alpha+\beta+1)}}$ . Коэффициент вариации характеризует рассеяние значений случайной величины, в данном случае – радиусов фактических пятен контакта шероховатых поверхностей при *данной конкретной* функции плотности вероятности.

#### Библиографический список

1. Измайлов, В.В. Электротепловая аналогия и расчет проводимости дискретного контакта деталей машин / В.В. Измайлов, С.А. Чаплыгин // Интернет-журнал «Наукоеведение». 2016. Т. 8. № 2. URL: <http://naukovedenie.ru/PDF/26TVN216.pdf>.
2. Хольм, Р. Электрические контакты / Р. Хольм. М.: Изд-во иностр. лит., 1961. 464 с.
3. Мышкин, Н.К. Электрические контакты / Н.К. Мышкин, В.В. Кончиц, М. Браунович. Долгопрудный: Издательский Дом «Интеллект», 2008. 560 с.

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

5. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 112 с.

УДК 621.891

Е.В. Кутузова, О.В. Сутягин, А.А. Рачишкин  
Тверской государственной технической университет

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ТОПОГРАФИИ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С ПОМОЩЬЮ ПРОФИЛОГРАФА**

На основании экспериментальных исследований построены гистограммы эмпирической функции плотности вероятности шагов микронеровностей шероховатой поверхности и соответствующие графики бета-распределения. Полученные результаты будут использованы для трехмерного компьютерного моделирования шероховатых поверхностей

*Ключевые слова:* шероховатые поверхности, топография, компьютерное моделирование, 3D-модель, бета-распределение.

The histograms of empirical probability density functions of roughness irregularities spacing and respective diagrams of beta-distribution were plotted for rough surface on the base of experimental researches. The received data will be used for 3D computer simulation of rough surfaces.

*Key words:* rough surfaces, topography, computer simulation, 3D-model, beta-distribution.

Компьютерное моделирование топографии технических поверхностей [1] требует исчерпывающей информации не только о геометрических параметрах моделей микронеровностей, но и данные об их координатах на средней плоскости [2]. Обычно микротопография поверхности оценивается по характеристикам профиля [2]. Для этого промышленно выпускаются профилографы и разработаны методики обработки профилограмм, характеристики которых отождествляют со статистическими характеристиками шероховатых поверхностей [3]. Однако (в общем случае) характеристики микротопографии шероховатой поверхности не совпадают с характеристиками профиля этой поверхности. Объективный анализ микротопографии технических поверхностей возможен при применении трехмерных профилографов [4, 5]. Однако из-за высокой стоимости они пока не получили широкого распространения в инженерной практике.

Целью данной работы является экспериментальное исследование законов распределения координат микронеровностей шероховатых поверхностей на средней плоскости с помощью профилографа.

**Оборудование, образцы и методика проведения исследований.**

Для исследования топографии технических поверхностей использовался комплект оборудования, представленный на рис. 1. Он включает в себя профилометр 1 марки *TR200*, смонтированный на регулируемой стойке 2 и имеющий возможность измерения параметров микрогеометрии различных участков поверхности образцов 3. Регулируемая стойка 2 и образцы 3 установлены на основании 4. Профилометр *TR200* через порт *RS-232* совместим с персональным компьютером, программное обеспечение которого расширяет его функции профилометра (построение профилограмм и опорных кривых профиля).



Рис. 1. Комплект оборудования для исследования топографии технических поверхностей

Исследовали топографию образцов шероховатости поверхностей (ГОСТ 9378-93), обработанных доводкой и торцевым фрезерованием. Материал образцов – инструментальная сталь.

При исследовании параметров микрогеометрии образцов профилограммы снимались в продольном и поперечном направлениях. В каждом направлении снималось не менее пяти профилограмм по параллельным относительно друг друга трассам. Усредненные параметры микрогеометрии исследуемых образцов по ГОСТ 2789-73, полученные по показаниям профилографа TR200, представлены в таблице.

Характеристики микрогеометрии исследуемых образцов

Технология обработки	Направление профилограмм	Усредненные параметры микрогеометрии				
		$Ra$ , мкм	$Rp$ , мкм	$Rz$ , мкм	$Sm$ , мм	$S$ , мм
Доводка	Поперечное	1,0	3,4	4,8	0,06	0,04
	Продольное	0,25	0,6	1,2	0,4	0,54
Торцевое фрезерование	Поперечное	0,7	2,2	3,2	0,35	0,16
	Продольное	0,4	1,0	0,7	1,0	1,1

Как видно из представленных данных, параметры микрогеометрии в продольном и поперечном направлениях существенно различаются для обоих образцов. Это указывает на значительную анизотропию шероховатости технических поверхностей.

По профилограммам определяли законы распределения координат микронеровностей шероховатых поверхностей на средней плоскости на основании измерения шагов отдельных микронеровностей по средней линии [2] в продольном  $S_{mx}$  и поперечном  $S_{my}$  направлениях. Для каждой профилограммы из полученных массивов значений  $S_{mx}$  и  $S_{my}$  выбирали минимальный  $S_{mx\ min}$  и максимальный  $S_{mx\ max}$  продольные шаги неровностей по средней линии, а также минимальный  $S_{my\ min}$  и максимальный  $S_{my\ max}$  поперечные шаги неровностей по средней линии. Далее определялись их действительные поля рассеивания:

$$\omega_x = S_{mx\ max} - S_{mx\ min}; \quad (1)$$

$$\omega_y = S_{my\ max} - S_{my\ min},$$

где  $\omega_x$  и  $\omega_y$  – действительные поля рассеивания для продольных и поперечных шагов неровностей соответственно.

Поля рассеивания  $\omega_x$  и  $\omega_y$  для каждой профилограммы разбивались на 10 интервалов. После этого определялись частоты  $n$  попадания измерений  $S_{mx}$  и  $S_{my}$  в каждый интервал. Для того, чтобы относительные значения переменных  $S_{mx}$  и  $S_{my}$  лежали в диапазоне  $[0...1]$ , необходимо ввести относительные шаги  $Z_{S_{mx}}$  и  $Z_{S_{my}}$  в виде

$$Z_{S_{mx}} = \frac{S_{mx} - S_{mx\ min}}{S_{mx\ max} - S_{mx\ min}}; \quad (2)$$

$$Z_{S_{my}} = \frac{S_{my} - S_{my\ min}}{S_{my\ max} - S_{my\ min}}.$$

Также в относительном виде представлялась частота попадания

$$\eta = \frac{n}{N}, \quad (3)$$

где  $n$  – частота попадания в заданный интервал;  $N$  – общее количество измерений шагов отдельных микронеровностей по средней линии для рассматриваемых профилограмм.

По полученным таким образом данным строятся гистограммы эмпирической функции плотности вероятности шагов отдельных микронеровностей по средней линии в продольном и поперечном направлениях.

При компьютерном моделировании микро топографии шероховатых поверхностей [1] удобно использовать бета-распределение [6]. Бета-распределение переменной  $z$  с параметрами  $\alpha$  и  $\beta$  описывается формулой

$$f(z) = \frac{\Gamma(\alpha+\beta)}{\Gamma(\alpha)\Gamma(\beta)} z^{\alpha-1}(1-z)^{\beta-1}, \quad (4)$$

где  $f(z)$  – функция бета-распределения;  $\Gamma(X)$  – гамма-функция  $X$ .

Используя уравнение (4), можно на основании экспериментальных данных построить теоретические функции плотности вероятности шагов отдельных микронеровностей по средней линии.

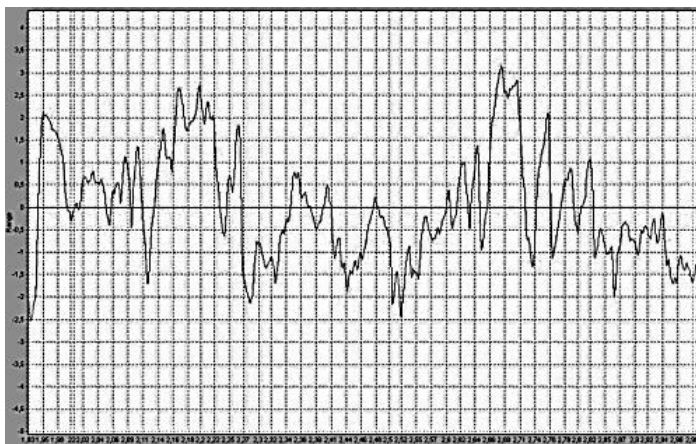
**Результаты исследований и их анализ.** Типичные поперечные и продольные профилограммы исследованных образцов показаны на рис. 2 и 3.

Используя профилограммы, определяли массивы значений  $S_{mx}$  и  $S_{my}$  и соответствующие частоты их попадания в интервалы полей рассеивания  $n$ . Далее, используя соотношения (2) и (3), представляли полученные экспериментальные результаты в безразмерном виде.

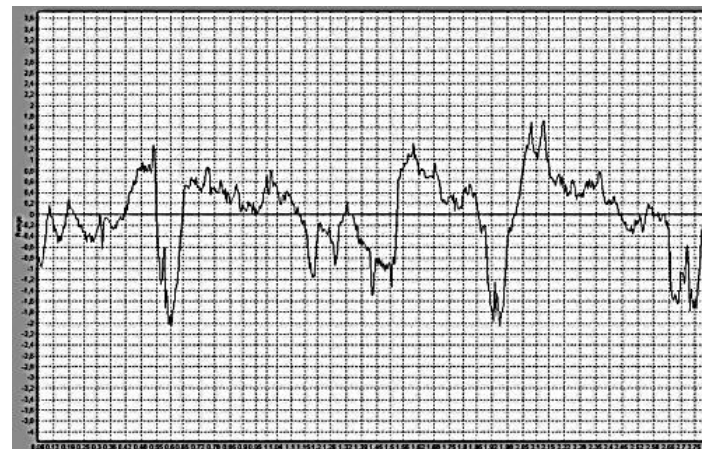
Гистограммы функций плотности вероятности для распределения шагов микронеровностей по средней линии представлены на рис. 4 и 5. Здесь же представлены графики бета-распределения, построенные с использованием соотношения (4).

В поле гистограмм представлены значения параметров  $\alpha$  и  $\beta$  для соответствующих графиков. Как видно из представленных результатов, используя бета-распределение, можно удовлетворительно описывать полученные экспериментальные данные по распределению шагов отдельных микронеровностей по средней линии в продольном и поперечном направлениях.



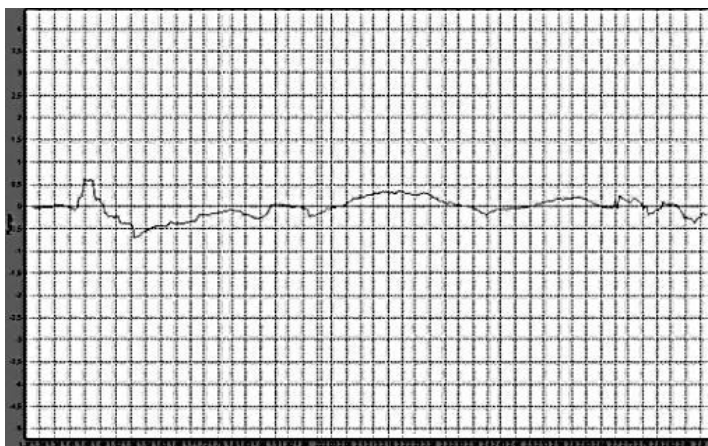


а

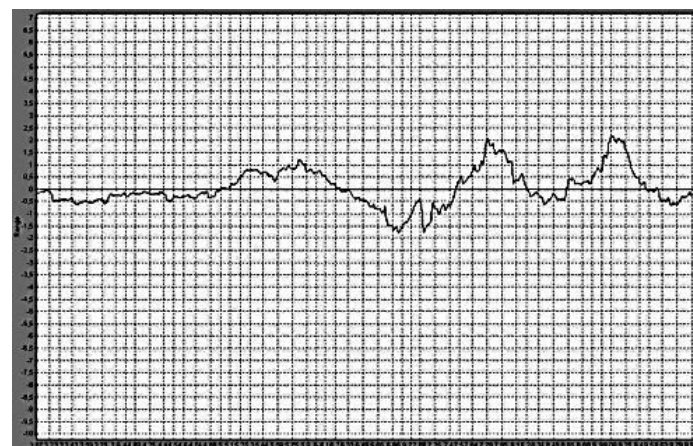


б

Рис. 2. Типичные поперечные профилограммы образцов: а – доводка; б – торцевое фрезерование



а



б

Рис. 3. Типичные продольные профилограммы образцов: а – доводка; б – торцевое фрезерование

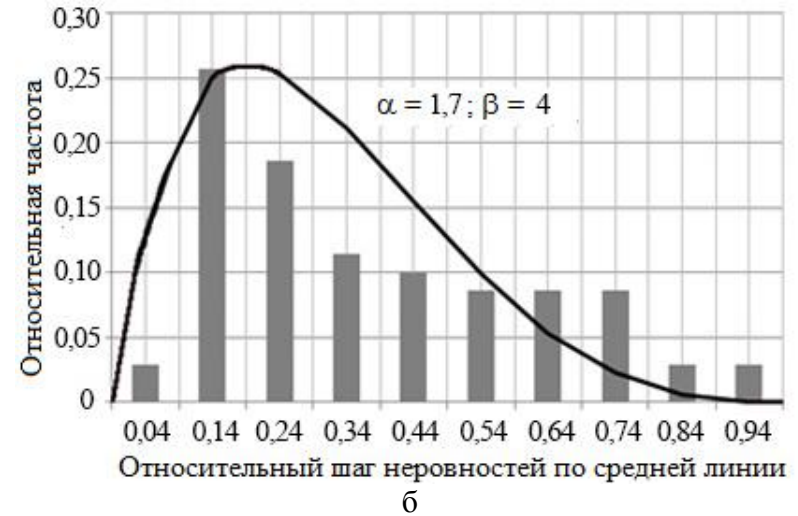
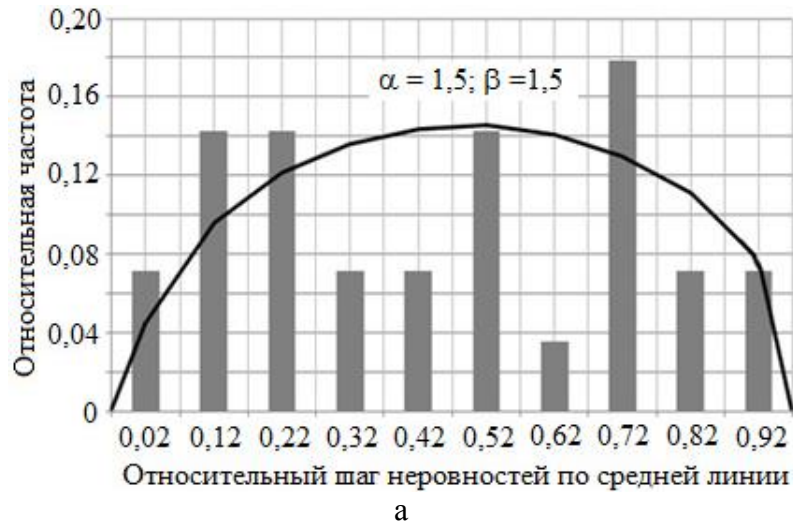


Рис. 4. Гистограммы эмпирической функции плотности вероятности распределения шагов микронеровностей и их бета-распределения: а – продольная профилограмма; б – поперечная профилограмма. Технология обработки – доводка

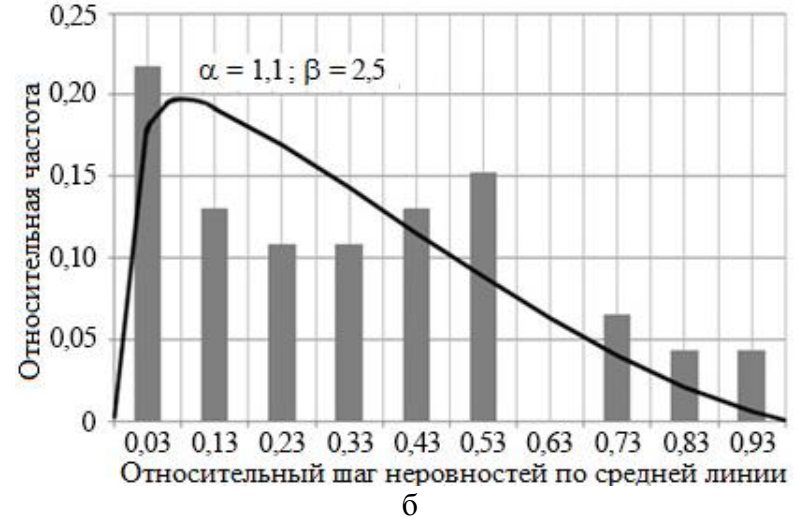
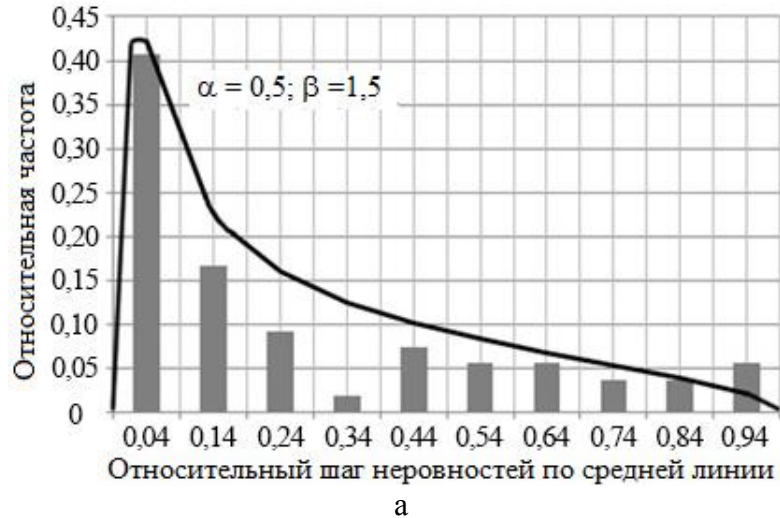


Рис. 5. Гистограммы эмпирической функции плотности вероятности распределения шагов микронеровностей и их бета-распределения: а – продольная профилограмма; б – поперечная профилограмма. Технология обработки – торцевое фрезерование

**Заключение.** Теоретическое описание эмпирической функции плотности вероятности шагов отдельных микронеровностей с помощью бета-распределения послужит основой для создания математической модели генерации координат центров оснований моделей микронеровностей при трехмерном компьютерном моделировании микротопографии шероховатых поверхностей [1]. Для практического использования актуально расширение гаммы исследуемых шероховатых образцов, обрабатываемых другими технологическими методами и изготовленных из других конструкционных материалов.

#### Библиографический список

1. Сутягин, О.В. Компьютерное моделирование микротопографии шероховатых поверхностей / О.В. Сутягин, А.Н. Болотов, А.А. Рачишкин // Трение и износ. 2015. Т. 36. № 5. С. 536–545.
2. ГОСТ 25142-82. Шероховатость поверхности. Термины и определения. М.: Изд-во стандартов, 1982. 20 с.
3. Демкин, Н.Б. Топографические характеристики поверхности и точность их определения / Н.Б. Демкин, М.А. Коротков // Механика и физика контактного взаимодействия: межвуз. сб. науч. тр. Калинин: КГУ, 1978. С. 16–29.
4. NANOVEA. URL: <http://www.nanovea.com> (дата обращения: 16.12.2016).
5. TTZH Tribologie & Hochtechnologie GmbH. URL: <http://www.ttzh.de> (дата обращения: 16.12.2016).
6. Измайлов, В.В. Применение бета-распределения для расчета характеристик контакта шероховатых тел / В.В. Измайлов, М.С. Курова // Трение и износ. 1983. Т. IV. № 6. С. 983–990.

УДК 621.81

М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин  
Волгоградский государственный технический университет

### ОЦЕНКА УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ РЕЗЬБОВЫХ ДЕТАЛЕЙ

Представлен метод оперативного определения усталостной прочности резьбовых соединений, базирующийся на измерении пластической твердости материала деталей.

*Ключевые слова:* резьба, пластическая твердость, предельная амплитуда напряжений.

A method of operational definition of fatigue strength of screw joint, based on the measurement of the plastic hardness of the components material, is presented.

*Key words:* thread, plastic hardness, limit tension amplitude.

Резьбовые детали – одни из самых часто применяемых в машинах и механизмах: как правило, более половины деталей машин содержит резьбу. Согласно [1], для резьбовых деталей предусмотрен лишь выборочный

контроль прочностных свойств, что обусловлено неизбежным разрушением детали в процессе испытания. В работе [2] описан метод экспресс-контроля предела текучести и временного сопротивления резьбовых соединений, а в работе [3] приведен ряд конструкций перспективных резьбовых соединений, способствующих повышению надежности машин.

Следует подчеркнуть, что наиболее характерное нагружение для резьбовых соединений – воздействие многоциклового переменного нагружения. В таких условиях работают, например, предварительно затянутые болты резервуаров, нагруженных внутренним давлением, анкерные болты и т. п. При этом известно, что амплитуда разрушающей нагрузки существенно (в 10–20 раз) меньше, чем при воздействии статической нагрузки. Для усталостного разрушения характерно практическое отсутствие признаков грядущего разрушения, а малые пластические деформации не уменьшают напряжений в зонах их концентрации. Типичное место разрушения – резьба в области первого (от опорного торца гайки) витка, где значение коэффициента концентрации напряжений максимальное. Традиционный метод определения предела выносливости состоит в последовательном разрушении ряда одинаковых образцов под действием напряжений с заданной амплитудой  $\sigma_a$  при постоянном среднем напряжении цикла  $\sigma_m$ . Эти испытания достаточно длительные, поскольку база испытаний обычно составляет 5–10 миллионов циклов. В связи с этим для оперативного определения предела выносливости и обеспечения возможности 100%-го контроля предложен метод [4] неразрушающего определения предела выносливости при растяжении-сжатии по результатам упругопластического внедрения сферического индентора.

В условиях воздействия переменной внешней нагрузки  $F$  на предварительно затянутое болтовое соединение напряжения в болте изменяются во времени  $L$  согласно схеме, изображенной на рисунке.

После предварительной затяжки соединения в болте возникает напряжение  $\sigma_{зат}$  от силы затяжки  $F_{зат}$ , которое является наименьшим  $\sigma_{min}$  (см. рисунок):

$$\sigma_{min} = \sigma_{зат} = \frac{F_{зат}}{A_{\delta}},$$

где  $A_{\delta}$  – площадь поперечного сечения болта по внутреннему диаметру резьбы.

Максимальное напряжение в болте

$$\sigma_{max} = \frac{F_{зат}}{A_{\delta}} + \frac{\chi F}{A_{\delta}} = \sigma_{зат} + \frac{\chi \cdot F}{A_{\delta}},$$

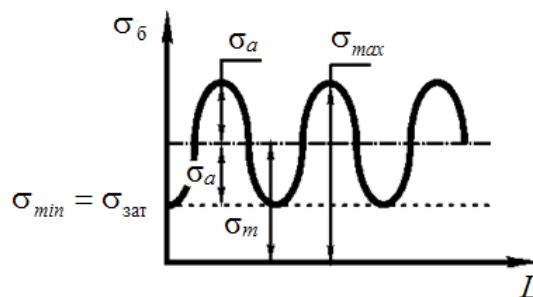


Схема нагружения болта

где  $\chi$  – коэффициент внешней нагрузки, зависящий от податливости болта и соединяемых деталей [5].

Амплитудное напряжение цикла

$$\sigma_a = \frac{\chi \cdot F}{2A_\sigma}.$$

Среднее напряжение цикла

$$\sigma_m = \sigma_{\text{зат}} + \frac{\chi \cdot F}{2A_\sigma}.$$

Расчет болта на выносливость выполняют как проверочный, в котором определяют действительный коэффициент запаса прочности  $n_a$  по амплитуде напряжений:

$$n_a \geq [n_a] = 2,5 \dots 4.$$

Действительный коэффициент запаса прочности по амплитуде напряжений вычисляют как отношение предельной амплитуды напряжений  $\sigma_{a\text{пр}}$  к реально действующей амплитуде напряжений:

$$n_a = \frac{\sigma_{a\text{пр}}}{\sigma_a}.$$

Известно [5], что для резьбовых соединений величина предельной амплитуды напряжений  $\sigma_{a\text{пр}}$  мало зависит от среднего напряжения  $\sigma_m$  цикла. Это значит, что для различных циклов изменения напряжений (симметричный, несимметричный) величина предельной амплитуды может быть принята равной предельной амплитуде при симметричном цикле изменения напряжений, то есть – пределу выносливости болта при симметричном цикле (при растяжении-сжатии):

$$\sigma_{a\text{пр}} = (\sigma_{-1})_\sigma.$$

Тогда действительный коэффициент запаса прочности

$$n_a = \frac{(\sigma_{-1})_\sigma}{\sigma_a}.$$

Предел выносливости болта при симметричном цикле изменения напряжений

$$(\sigma_{-1})_\sigma = \frac{\sigma_{-1} K_d}{K_\sigma} \cdot \beta_{\text{упр}}, \quad (1)$$

где  $\sigma_{-1}$  – предел выносливости гладкого цилиндрического образца;  $K_d$  – масштабный коэффициент;  $K_\sigma$  – коэффициент концентрации напряжений;

$\beta_{\text{упр}}$  – коэффициент технологического упрочнения:  $\beta_{\text{упр}} = 1$  для нарезанной резьбы и  $\beta_{\text{упр}} = 1,3$  для накатанной резьбы [5].

На основе результатов работы [4] предел выносливости гладкого образца при растяжении-сжатии можно определить по результатам измерения пластической твердости НД [6, 7] материала болта с использованием следующей зависимости:

$$\sigma_{-1} = 0,039 \cdot \text{НД} + 126. \quad (2)$$

Значения масштабного коэффициента для метрических резьб различного диаметра можно определить по табл. 1 [5].

Таблица 1. Значения масштабного коэффициента  $K_d$  для метрических резьб при соотношении наружного диаметра резьбы  $d$  к шагу  $p$  резьбы  $d/p = 8$

Диаметр резьбы $d$ , мм	M6	M8	M10	M12...M24
$K_d$	1,0	0,75	0,70	0,65

Коэффициент концентрации напряжений  $K_\sigma$  согласно [5]:

$$K_\sigma = 1 + q(\alpha_\sigma - 1),$$

где  $q$  – коэффициент чувствительности материала болта к концентрации напряжений:  $q = 0,5 \dots 0,6$  для углеродистых сталей и  $q = 0,7 \dots 0,8$  для легированных сталей;  $\alpha_\sigma$  – теоретический коэффициент концентрации напряжений:

$$\alpha_\sigma = 1 + 1,1\sqrt{p/R},$$

где  $R$  – радиус скругления во впадинах резьбы, обычно  $R_{\min} = 0,108p$ .

В табл. 2 сопоставлены отдельные результаты определения предельной амплитуды  $\sigma_{a \text{ пр}} = (\sigma_{-1})_б$  по формуле (1) с использованием метода [4] с данными, приведенными в работе [5].

Таблица 2. Сопоставление результатов определения предельной амплитуды  $\sigma_{a \text{ пр}} = (\sigma_{-1})_б$  по предложенному методу с данными работы [5] (для резьбы M10)

Материал болта и гайки	Данные работы [5]		Предложенный метод		
	Предел прочности $\sigma_b$	$\sigma_{a \text{ пр}}$	НД	$\sigma_{-1}$ , формула (2)	$\sigma_{a \text{ пр}} = (\sigma_{-1})_б$ , формула (1)
	МПа		МПа		
Сталь 35	500–600	45/55	1 550–1 900	186–200	46–49
Сталь 45	900–960	50/60	3 100–3 450	247–261	61–64
Сталь 30ХГСА	1 200–1 300	65/75	4 700–5 200	309–329	62–66

В табл. 2 в столбце «Данные работы [5]» в числителе величин  $\sigma_{a \text{ пр}}$  приведены значения, соответствующие термообработке после нарезания

резьбы, а в знаменателе – до нарезания. Данные работы [5] приведены для случая, когда среднее напряжение цикла  $\sigma_m \geq 0,5 \sigma_a$  пр.

Как видно из табл. 2, результаты использования предложенного метода вполне удовлетворительные, что позволяет использовать его для оперативной оценки усталостной прочности резьбовых соединений.

*Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 16-38-00350.*

### Библиографический список

1. ГОСТ Р 52627-2006 (ИСО 898-1). Болты, винты и шпильки. Механические свойства и методы испытаний.
2. Матлин, М.М. Экспресс-контроль прочности резьбовых соединений / М.М. Матлин, С.Л. Лебский, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин, Д.С. Манукян // Вестник машиностроения. 2016. № 3. С. 33–35.
3. Матлин, М.М. Перспективные конструкции резьбовых соединений (обзор патентов) / М.М. Матлин, А.В. Попов, И.М. Шандыбина, С.Л. Лебский // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2016. № 5. С. 35–37.
4. Пат. 2599069 Российской Федерации. Способ определения предела выносливости материала при растяжении-сжатии / Матлин М.М., Мозгунова А.И., Казанкина Е.Н., Казанкин В.А., Манукян Д.С.; опубл. 10.10.2016, Бюл. № 28.
5. Биргер, И.А. Расчет на прочность деталей машин / И.А. Биргер, Б.Ф. Шорр, Г.Б. Иосилевич. М.: Машиностроение, 1993. 640 с.
6. Дрозд, М. С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М.С. Дрозд, М.М. Матлин, Ю.И. Сидякин. М.: Машиностроение, 1986. 224 с.
7. ГОСТ 18835-73. Металлы. Метод измерения пластической твердости.

УДК 532.632

А.Р. Новоселов  
Тверской государственный университет

## ЗАВИСИМОСТЬ СВОБОДНОЙ ПОВЕРХНОСТНОЙ ЭНЕРГИИ МИКРООБЪЕКТОВ С ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ СИММЕТРИЕЙ ОТ КРИВИЗНЫ ПОВЕРХНОСТИ

На основе термодинамической теории возмущений исследована размерная зависимость избыточной свободной энергии различных цилиндрических микрообъектов. Показано, что в первом приближении размерные поправки сводятся к учету двух факторов: зависимости межфазных натяжений от кривизны и перекрытия зон действия молекулярных сил на границах тонкого слоя.

*Ключевые слова:* термодинамическая теория возмущений, избыточная свободная энергия, цилиндрические объекты, размерные эффекты.

On the basis of thermodynamic perturbation theory a size dependency of excess free energy of various cylindrical microobjects was investigated. It is shown, that in a first approx-

imation size corrections reduce to taking into account two factors: an interface stresses curvature dependency and an overlapping of molecular forces coverage on thin layer boundaries.

*Key words:* thermodynamic perturbation theory, excess free energy, cylindrical objects, size effects.

Микрообъекты, обладающие цилиндрической симметрией, часто встречаются при рассмотрении процессов гетерогенной конденсации, смачивания и растекания на тонких волокнах или в узких капиллярах, при изучении тонких пленок на мелкодисперсных порошках и т. п. Основной термодинамической характеристикой таких систем является избыточная свободная энергия  $\Psi$ , условия минимума которой определяют равновесное состояние. В отличие от соответствующих макроскопических гетерогенных систем, для микрообъектов  $\Psi$  не может с достаточной точностью быть выражена только посредством слагаемых, пропорциональных площадям межфазных поверхностей, и требует введения поправок, зависящих от размеров и формы частиц. В данной работе для расчета таких поправок используется термодинамическая теория возмущений, основные положения которой можно найти в работе [1].

При термодинамическом рассмотрении систем, в состав которых входят цилиндрические микрообъекты, возникает необходимость учитывать размерную зависимость удельной свободной энергии цилиндрической межфазной поверхности. Для определения характера указанной зависимости в данной работе рассчитана избыточная свободная энергия, приходящаяся на единицу длины системы, в которой фаза  $\alpha$  заполняет пространство внутри цилиндрической поверхности радиуса  $R$ , а фаза  $\beta$  окружает ее. Избыточную свободную энергию системы  $\Psi$  будем рассчитывать методом термодинамической теории возмущений, в соответствии с которым  $\Psi$  в первом приближении равна сумме потенциальных энергий возмущения областей  $\alpha$  и  $\beta$ , связанных с выделением их из соответствующих массивных фаз и объединением полученных фрагментов в одну систему. При этом мы будем рассматривать только дисперсионную составляющую избыточной свободной энергии, размерная зависимость которой выражена значительно сильнее, чем у недисперсионных составляющих. Вычисление потенциальных энергий возмущения проводилось с использованием эффективных парных потенциалов межмолекулярного взаимодействия вида

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

где  $\rho$  – расстояние между молекулами;  $a$  – эффективный диаметр молекул, оцениваемый с помощью приближенного соотношения  $na^3 \approx 1$ ;  $n$  – концентрация молекул в соответствующей массивной фазе. Константы  $B$  вы-



ражались через рассчитанные методом термодинамической теории возмущений удельные свободные энергии плоских межфазных поверхностей  $\sigma$  ( $\sigma_\alpha$ ,  $\sigma_\beta$  – поверхностные натяжения на границе с паром;  $\sigma_{\alpha\beta}$  – межфазное натяжение на границе  $\alpha$ - $\beta$ ) и концентрации молекул.

Проведенные расчеты дают следующее выражение для дисперсионной составляющей избыточной свободной энергии, приходящейся на единицу длины цилиндра:

$${}_d\Psi = 2\pi R \left\{ \frac{\pi B_\alpha n_\alpha^2}{24a_\alpha^2} \cdot \Phi\left(\frac{a_\alpha}{R}\right) + \frac{\pi B_\beta n_\beta^2}{24a_\beta^2} \cdot \Phi\left(\frac{a_\beta}{R}\right) - \frac{\pi B_{\alpha\beta} n_\alpha n_\beta}{12a_\alpha^2} \cdot \Phi\left(\frac{a_{\alpha\beta}}{R}\right) \right\}, \quad (1)$$

$$\text{где } \Phi(x) = \frac{E(1-x)}{(1-x/2)^2} - \frac{2x}{2-x} [E(1-x) + K(1-x)].$$

Здесь  $K(k)$  и  $E(k)$  – полные нормальные эллиптические интегралы Лежандра первого и второго рода соответственно.

Разложив выражение (1) в ряд по степеням  $(a/R)$ , ограничиваясь линейными членами, и прибавив недисперсионную составляющую свободной энергии, получим избыточную свободную энергию единицы длины цилиндра:

$$\Psi = 2\pi R \cdot \sigma_{\alpha\beta}^0 \cdot \left(1 - \frac{\delta_{\alpha\beta}}{2R}\right), \quad (2)$$

где  $\delta_{\alpha\beta}$  определяется соотношением

$$\delta_{\alpha\beta} = \frac{\sigma_\alpha a_\alpha - \sigma_\beta a_\beta}{\sigma_{\alpha\beta}}. \quad (3)$$

Тогда для размерной зависимости удельной свободной поверхностной энергии цилиндрической границы раздела фаз  $\alpha$  и  $\beta$  имеем

$$\sigma_{\alpha\beta}(R) = \sigma_{\alpha\beta}^0 \cdot \left(1 - \frac{\delta_{\alpha\beta}}{2R}\right). \quad (4)$$

В случае если фаза  $\beta$  – газ, то

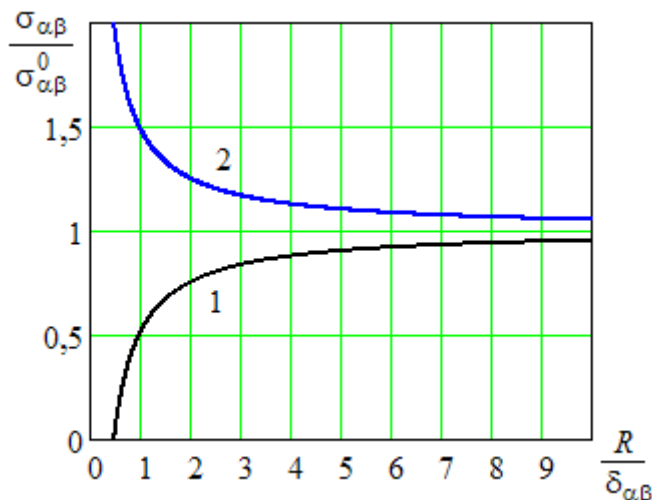
$$\delta_{\alpha\beta} = \frac{{}_d\sigma_\alpha^0 \cdot a_\alpha}{\sigma_\alpha^0} = \delta_\alpha$$

и выражение (4) дает размерную зависимость удельной свободной поверхностной энергии тонкой нити.

Если газообразной является фаза  $\alpha$ , получаем соответствующую величину для внутренней поверхности цилиндрической поры:

$$\delta_{\alpha\beta} = -\frac{{}_d\sigma_\beta^0 \cdot a_\beta}{\sigma_\beta^0} = -\delta_\beta.$$

Соответствующие размерные зависимости удельной свободной поверхностной энергии представлены на рисунке.



Размерные зависимости удельной свободной поверхностной энергии:  
1 – тонкая нить; 2 – цилиндрическая узкая пора

Легко увидеть, что в первом из указанных частных случаев размерная поправка отрицательна, а во втором – положительна.

Отметим, что если среднюю кривизну поверхности  $H$  определить обычным способом, то есть

$$H = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right),$$

где  $R_1$  и  $R_2$  – главные радиусы кривизны, то соотношение (4) для размерной зависимости удельной свободной энергии цилиндрической границы раздела фаз  $\alpha$  и  $\beta$  и полученное в работе [2] выражение для удельной свободной энергии сферической границы раздела принимают одинаковый вид:

$$\sigma_{\alpha\beta}(H) = \sigma_{\alpha\beta}^0 \cdot (1 - \delta_{\alpha\beta} \cdot H). \quad (5)$$

При этом предполагается, что вектор нормали к поверхности раздела фаз  $\alpha$  и  $\beta$  направлен в сторону фазы  $\alpha$ .

Соотношение (5), по-видимому, можно использовать для выражения размерной зависимости удельной свободной энергии искривленных поверхностей любой формы.

Перейдем теперь к рассмотрению трехфазной системы, в которой фаза  $\alpha$  находится внутри цилиндра радиуса  $R_1$  (область  $\alpha$ ), фаза  $\beta$  заполняет пространство между коаксиальными цилиндрическими поверхностями радиуса  $R_1$  и  $R_2$  ( $R_2 > R_1$ ) (область  $\beta$ ), фаза  $\gamma$  располагается вне цилиндрической поверхности радиуса  $R_2$  (область  $\gamma$ ).

Расчет избыточной свободной энергии, приходящейся на единицу длины такой системы, методом термодинамической теории возмущений приводит к весьма громоздкому выражению. После упрощений, состоящих в разложении в ряд по степеням  $a/R$  и  $a/h$ , где  $h = R_2 - R_1$ , и в выражении параметров межмолекулярных потенциалов через удельные свободные энергии, прибавив недисперсионные составляющие, получим

$$\Psi = 2\pi R_1 \cdot \sigma_{\alpha\beta}^0 \cdot \left(1 - \frac{\delta_{\alpha\beta}}{2R_1}\right) + 2\pi R_2 \cdot \sigma_{\beta\gamma}^0 \cdot \left(1 - \frac{\delta_{\beta\gamma}}{2R_2}\right) + \pi(R_1 + R_2) \cdot \omega(h), \quad (6)$$

где  $\omega(h)$  дается соотношением

$$\omega(h) = \frac{\pi}{12h^2} (B_{\alpha\beta} n_\alpha n_\beta + B_{\beta\gamma} n_\beta n_\gamma - B_{\alpha\gamma} n_\alpha n_\gamma - B_\beta n_\beta^2). \quad (7)$$

Выражение  $\omega(h)$  через межфазные натяжения оказывается в общем случае слишком громоздким. Более удобно выражать эту функцию через константу Гамакера  $A_{\alpha\beta\gamma}$  для взаимодействия макроскопических фаз  $\alpha$  и  $\gamma$  через тонкую плоскую прослойку фазы  $\beta$ , которая, согласно известному правилу сложения [3], будет равна

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

Тогда

$$\omega(h) = -\frac{A_{\alpha\beta\gamma}}{12\pi h^2}. \quad (8)$$

Первые два слагаемых в выражении (6) представляют свободные энергии поверхностей раздела  $\alpha$ - $\beta$  и  $\beta$ - $\gamma$ , а третье слагаемое, содержащее  $\omega(h)$ , можно отождествить с избытком свободной энергии, вызванным перекрытием поверхностных слоев.

Важными частными случаями рассматриваемой системы, встречающимися в ряде задач гетерогенной конденсации, являются жидкий слой на цилиндрической нити и жидкий слой на внутренней поверхности цилиндрического капилляра. Выражение для избыточной свободной энергии таких систем можно получить из соотношения (6), считая одну из фаз газобразной и пренебрегая членами, содержащими концентрацию частиц этой фазы.

Тогда избыточная свободная энергия единицы длины жидкого слоя толщины  $h$  (фаза  $\beta$ ) на цилиндрической нити радиуса  $R$  (фаза  $\alpha$ ) будет равна

$$\Psi = 2\pi R \sigma_{\alpha\beta}^0 \left(1 - \frac{\delta_{\alpha\beta}}{2R}\right) + 2\pi(R+h) \sigma_\beta^0 \left(1 - \frac{\delta_\beta}{2(R+h)}\right) + 2\pi\left(R + \frac{h}{2}\right) \omega(h). \quad (9)$$

В случае внутренней поверхности капилляра радиуса  $R$  (фаза  $\gamma$ ), покрытой слоем жидкости толщины  $h$  (фаза  $\beta$ ), имеем

$$\Psi = 2\pi R\sigma_{\beta\gamma}^0\left(1 - \frac{\delta_{\beta\gamma}}{2R}\right) + 2\pi(R-h)\sigma_{\beta}^0\left(1 - \frac{\delta_{\beta}}{2(R-h)}\right) + 2\pi\left(R - \frac{h}{2}\right)\omega(h). \quad (10)$$

В соотношениях (9) и (10)  $\delta_{\alpha\beta}$  и  $\delta_{\beta\gamma}$  определяются формулой (3), а  $\omega(h)$  – выражением (7) или (8).

При уменьшении кривизны поверхностей выражения избытков свободной энергии, приведенных в данном разделе, переходят в известные соотношения для плоских слоев. Для проверки адекватности полученных результатов перейдем в соотношении (6) к пределу  $R_1, R_2 \rightarrow \infty$  при  $R_2 - R_1 = h = const$ . Это соответствует хорошо исследованной системе [3], состоящей из плоского слоя толщиной  $h$  фазы  $\beta$  между протяженными фазами  $\alpha$  и  $\gamma$ . Избыточная свободная энергия  $\psi$ , приходящаяся на единицу площади такого слоя, будет равна

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

При этом расклинивающее давление слоя

$$\Pi(h) = -\frac{\partial\psi}{\partial h} = -\frac{A_{\alpha\beta\gamma}}{6\pi h^3}.$$

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

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

#### Библиографический список

1. Ландау, Л.Д. Статистическая физика. Часть 1 / Л.Д. Ландау, Е.М. Лифшиц. М.: Наука, 2013. 584 с.
2. Новоселов, А.Р. Избыточная свободная энергия микрогетерогенных систем со сферической и цилиндрической геометрией / А.Р. Новоселов. Механика и физика фрикционного контакта: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2004. С. 100–103.
3. Шукин, Е.Д. Коллоидная химия / Е.Д. Шукин, А.В. Перцов, Е.А. Амелина. М.: Высшая школа, 2004. 445 с.

УДК 621.891

А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова  
Тверской государственный технический университет

### ЗАВИСИМОСТЬ ИЗНОСА ПАРЫ ТРЕНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫЙ АЛМАЗОСОДЕРЖАЩИЙ МАТЕРИАЛ – КЕРАМИКА

Рассмотрена конструкция машины трения, позволяющая моделировать и исследовать процессы трения и износа композиционных материалов и керамики в широком диапазоне нагрузок и скоростей. Исследована зависимость износа различных композиционных материалов от давления. Даны рекомендации по практическому использованию композиционных материалов.

*Ключевые слова:* машина трения, композиционные алмазосодержащие материалы, трение, износ.

The construction of friction machine, which enables to simulate and explore the processes of friction and wear of composites and ceramics in a wide range of loads and speeds, has been considered. The wear dependence on pressure for various composites has been investigated. The recommendations on use of composites in practice are given.

*Key words:* friction machine, diamond composites, friction, wear.

В настоящее время в промышленности широко распространено применение различных керамических и композиционных материалов на основе сверхтвердых материалов, в частности алмазов. Однако трение и изнашивание фрикционных пар композиционный алмазосодержащий материал – керамика изучены недостаточно. Особенный интерес представляет исследование процессов трения и изнашивания композиционных алмазосодержащих материалов с керамической матрицей [1, 2].

В результате технологического процесса можно получить композиционные керамические материалы, содержащие в своем составе различные по размерам зерна алмазов [3, 4]. Материалы с крупнозернистыми фракциями алмазов будут иметь хорошую работоспособность в качестве инструментального материала, конкретно – для шлифовальных кругов. Для экспериментального исследования их триботехнических свойств были изготовлены образцы в форме, аналогичной шлифовальным кругам из алмазосодержащих керамических композиционных материалов. Было проведено сравнение их триботехнических характеристик с традиционно выпускаемыми промышленностью инструментальными материалами при испытании в идентичных условиях. В качестве опытных образцов были взяты круги с металлической и бакелитовой связками [5].

Испытания проводились на машине трения МТ-2, позволяющей моделировать процессы трения в большом диапазоне рабочих параметров. Кинематическая схема установки представлена на рис. 1. Ее технические характеристики приведены в табл. 1.

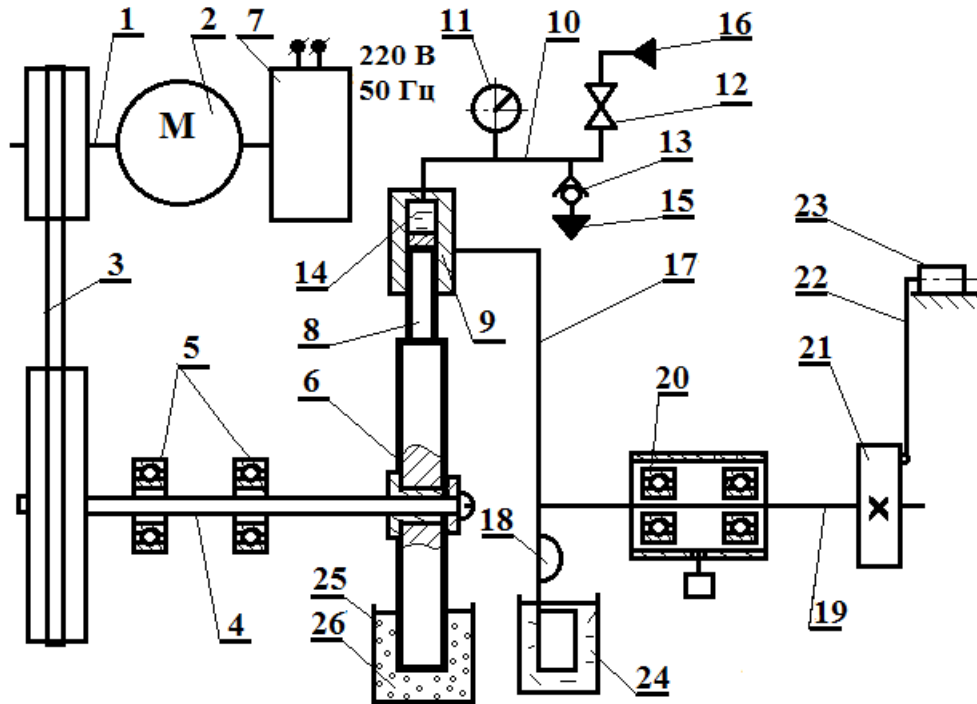


Рис. 1. Кинематическая схема установки МТ-2

Таблица 1. Технические характеристики установки МТ-2  
для испытаний композиционных алмазосодержащих материалов

№	Параметры	Характеристики
1	Размеры образцов, мм: внешний диаметр внутренний диаметр толщина	40–80 20 5–10
2	Размеры контрообразца, мм: диаметр высота	5,3–5,7 8–10
3	Давление, МПа	0–6
4	Скорость вращения образца, об/мин	1–8 700
5	Линейная скорость скольжения, м/с	0,1–36
6	Продолжительность испытаний, мин	0,1–60
7	Смазочный материал	Состав различен
8	Фиксируемое значение силы трения, Н	0–50
9	Ошибка измерения силы трения, %	2

Шлифовальный круг 6 из композиционного материала приводится во вращение от вала 1 электродвигателя 2 через ременную передачу 3 и вал 4, установленный в шарикоподшипниках 5. Питание электродвигателя осуществляется через блок питания 7, подключенный к промышленной электрической сети 220 В с частотой 50 Гц. Блок питания имеет встроенную систему управления, которая поддерживает частоту вращения вала электродвигателя постоянной при изменении нагрузки, а также позволяет установить скорость скольжения круга 6 относительно контрообразца 8, закреплен-

ного в направляющих 9. Усилие прижатия контробразца к кругу из испытуемого материала создается гидравлической системой, состоящей из подводных труб 10, манометра 11, крана 12, регулируемого перепускного клапана 13, гидроцилиндра 14, сливного патрубка 15, подводящего патрубка 16. Требуемое по условиям испытания давление устанавливается в гидросистеме регулируемым перепускным клапаном 13 и контролируется манометром 11. Гидроцилиндр 14 трансформирует его в усилие прижатия контртела 8 к образцу из композиционного алмазосодержащего материала 6.

Гидроцилиндр 14 и направляющие 9 монтируются на пластине 17, снабженной противовесом 18, уравнивающим их. Пластина 17 закрепляется на валу 19, который установлен в шарикоподшипниках 20 так, чтобы его центр тяжести совпадал с осью вращения вала 19. На конце вала 19 жестко закреплен измерительный шкив 21, усилие от которого передается через гибкую связь 22 на датчик силы 23. Вал 19 устанавливается соосно с валом 4. Для устранения автоколебаний системы предусмотрено ее демпфирование с помощью магнитной жидкости 24, находящейся в магнитном поле. Магнитожидкостный демпфер установлен на пластине 17. Сдвигая систему нагружения с шарикоподшипниками параллельно оси вала, можно установить требуемую площадь торцевой поверхности контробразца и при этом изменять давление прижатия в достаточно широком диапазоне.

Смазочный материал подается в емкость 25, где размещен упругий пористый элемент 26, находящийся в сжатом состоянии. Он прижимается к испытываемому образцу 6 и наносит смазочно-охлаждающую жидкость на его поверхность.

Датчик силы 23 позволяет измерять силу трения. Предварительно его необходимо протарировать. Частота вращения вала, на котором закреплялся исследуемый образец, измерялась частотомером ГЧ-10 Р.

Давление контробразца на исследуемый образец определялось по формуле  $P = (P_r \cdot S_n) / S_k$ , где  $P_r$  – давление в гидросистеме;  $S_n$  – площадь поршня;  $S_k$  – площадь контробразца. Сила трения между контробразцом и образцом из композиционного материала вычислялась по формуле  $F_{тр} = (F_d \cdot R_{ш}) / R_{кр}$ , где  $F_d$  – сила, измеренная датчиком 28;  $R_{ш}$  – радиус шкива;  $R_{кр}$  – радиус испытываемого образца [6, 7].

Износ контробразца и исследуемого образца измерялся по массе на лабораторных весах с точностью до 0,005 г. Предварительно образцы подвергались сушке при  $t = 200$  °С в течение 15–18 минут с целью удаления влаги, находящейся в адсорбированном и свободном состоянии в материале.

Износостойкость кругов из синтетических сверхтвердых материалов с керамической связкой, которые испытывались в качестве абразивного инструмента, определялась по общепринятому критерию, которым является отношение массы алмазов, содержащихся в изношенном алмазоносном слое, к массе сошлифованного материала. Интенсивность износа материа-

лов контробразца выражается в массе или объеме сошлифованного или изношенного материала к длительности процесса и измеряется в г/мин или мм/мин.

Данные об условиях испытаний и характеристиках исследуемых материалов приведены в табл. 2.

Таблица 2. Параметры, характеризующие условия испытаний

№	Условия эксперимента	Параметры
1	Зернистость алмаза	60/40–100/80 мкм
2	Марка алмаза	АСН
3	Концентрация алмазов	25–125 %
4	Размер образцов, мм	52×20×8
5	Смазочно-охлаждающая жидкость для КАМов с керамической и бакелитовой связкой	Вода техническая
6	Смазочно-охлаждающая жидкость для КАМов с металлической связкой	Электролит
7	Марка металлической связки	М1
8	Марка бакелитовой связки	Б102
9	Материал контробразца	Керамика состава $BaO - SiO_2 - Al_2O_3$ Микротвердость 16 ГПа
10	Схема трения	Палец – кольцо
11	Линейная скорость скольжения	10 м/с

Исследовалось влияние различных факторов на интенсивность изнашивания обрабатываемого материала и собственно алмазного круга.

Графики зависимости интенсивности изнашивания испытуемых образцов от давления представлены на рис. 2 и 3, давление в зоне контакта изменялось в диапазоне от 0,2 до 1 МПа.

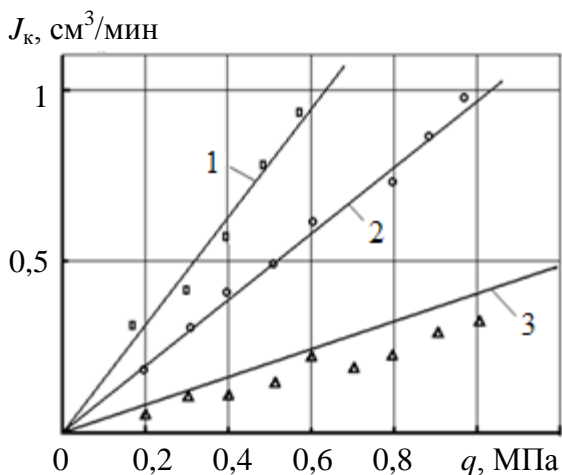


Рис. 2. Зависимость интенсивности изнашивания контробразца от давления:  
1 – образец с керамической связкой;  
2 – с металлической; 3 – с органической

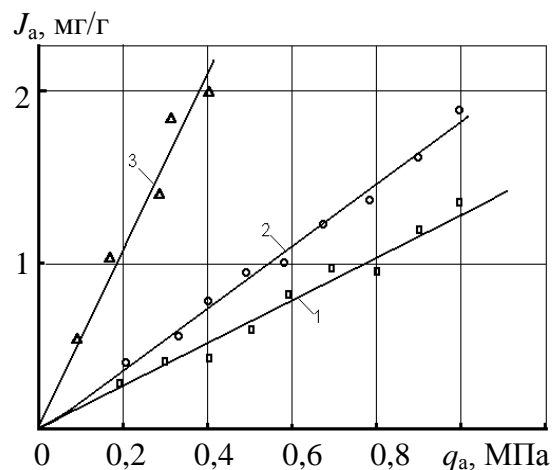


Рис. 3. Зависимость интенсивности изнашивания керамического алмазо-содержащего материала от давления:  
1 – образец с керамической связкой;  
2 – с металлической; 3 – с органической



Из рисунков видно, что интенсивность изнашивания как контробразца, так и керамического алмазосодержащего материала возрастает прямо пропорционально увеличению давления. Это происходит потому, что повышение нагрузки приводит к большему внедрению зерен в материал контробразца, и, следовательно, к увеличению объема изношенного материала.

В результате эксперимента установлено, что максимальный износ контробразца наблюдался при трении по алмазосодержащему материалу с керамической связкой. Наименьший износ контробразца был при работе с кругом на бакелитовой связке.

Таким образом, используя композиционные алмазные материалы на основе оксида алюминия, можно существенно упростить технологический процесс шлифования при обработке очень твердых материалов, например керамики и других сверхтвердых синтетических неметаллических материалов, а также достигнуть существенного увеличения интенсивности обработки на отделочных и доводочных стадиях технологического процесса. Постоянство режущих характеристик композиционного алмазного материала дает возможность вести прецизионную обработку различных изделий с широким спектром физико-механических характеристик.

#### Библиографический список

1. Болотов, А.Н. Анализ работы трибосопряжений на основе керамических алмазосодержащих материалов / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и износ. 2006. Т. 26. № 3. С. 279.
2. Болотов, А.Н. Повышение надежности трибосопряжений за счет композиционных алмазосодержащих покрытий / А.Н. Болотов [и др.] // Приоритетные направления развития науки и технологии: доклады X Всерос. науч.-техн. конф. Тула: Инновационные технологии, 2011. С. 237–238.
3. Новиков, В.В. Создание и комплексное исследование алмазосодержащих керамических трибоматериалов для узлов трения различного назначения: автореф. дис. ... канд. техн. наук / Новиков В.В. Тверь, 1998. 24 с.
4. Болотов, А.Н. Применение микродугового оксидирования для получения керамического алмазосодержащего материала / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Упрочняющие технологии и покрытия. 2006. № 3. С. 13–16.
5. Ваксер, Д.В. Алмазная обработка технической керамики / Д.В. Ваксер [и др.] Л.: Машиностроение (Ленингр. отделение), 1976. 160 с.
6. Болотов, А.Н. Оценка работоспособности композиционного алмазосодержащего инструмента на керамической связке при обработке сверхтвердых материалов / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Туманова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2000. № 7. С. 86–88.
7. Болотов, А.Н. Расчет объемного износа узла трения с керамическим алмазосодержащим материалом / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2008. № 1. С. 70–73.

## СОДЕРЖАНИЕ

ПРЕДИСЛОВИЕ	3
В.В. Измайлов, М.В. Новоселова ВЛИЯНИЕ АДГЕЗИИ И МИКРОГЕОМЕТРИИ КОНТАКТИРУЮЩИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА КОНТАКТНУЮ ЖЕСТКОСТЬ ПРИ СДВИГЕ	4
Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, Г.В. Сержантова РАЗРАБОТКА СТРУКТУРНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ИЗНАШИВАНИЯ НАПЛАВОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ	10
Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, И.Ю. Канунникова ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА МУЛЬТИФРАКТАЛЬНОЙ ПАРАМЕТРИЗАЦИИ ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ ПОРИСТЫХ СТРУКТУР	14
А.Ф. Гусев, М.В. Новоселова ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТИЧЕСКОЙ ПЛОЩАДИ КОНТАКТА ПО ИЗМЕНЕНИЮ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ПРИ ВНЕДРЕНИИ СО СДВИГОМ СФЕРИЧЕСКИХ ВЫСТУПОВ В ПЛОСКУЮ ПОВЕРХНОСТЬ	19
Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ИСПЫТАНИЯ ДЕТАЛЕЙ, РАБОТАЮЩИХ В УСЛОВИЯХ ДИНАМИЧЕСКОГО И ТЕМПЕРАТУРНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ	23
Е.А. Памфилов, Е.В. Шевелева КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ В УЗЛАХ ТРЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ	28
Г.В. Раткевич, Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова МОРФОЛОГИЯ ПОВЕРХНОСТИ НАПЛАВЛЕННОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА ПОСЛЕ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ	33
А.М. Дожделев, А.Ю. Лаврентьев, Д.А. Барчуков ОБЕСПЕЧЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ РАБОЧИХ ЧАСТЕЙ ШТАМПОВОГО ИНСТРУМЕНТА	37
В.В. Нгуен ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕНИЯ КАЧЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ МАЯТНИКОВ	41
В.В. Мешков, С.П. Рыков О ВЛИЯНИИ ЦИКЛОВ НАГРУЖЕНИЯ НА НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ И ИЗНОС ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПОЛИМЕРНОГО ПОРШНЯ	46
А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова КОМПЛЕКТ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ФИЗИКО- ХИМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ НАНОДИСПЕРСНЫХ МАГНИТНЫХ СМАЗОЧНЫХ СРЕД. Часть 5	51
М.Ш. Мигранов, А.М. Мигранов ОСОБЕННОСТИ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОГО ОПИСАНИЯ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ НА СТАНКАХ С ЧПУ	56

М.Ш. Мигранов, Ш.М. Минасов, В.Р. Мухамадеев, С.М. Минигалеев, Р.М. Саяхов ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАТЕРИАЛОВ ПОКРЫТИЙ И ТЕХНОЛОГИЙ ИХ НАНЕСЕНИЯ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПРИ ТРЕНИИ	60
И.В. Горлов, А.Н. Болотов, М.Г. Рахутин ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН ЗА СЧЕТ МОДИФИКАЦИИ МАТЕРИАЛОВ УЗЛОВ ТРЕНИЯ	65
М.Ш. Мигранов, Р.Г. Нигматуллин, Т.З. Салахов, Р.Г. Хамидуллин, А.М. Мигранов ТЕКУЩАЯ ДИАГНОСТИКА ОБОРУДОВАНИЯ ИННОВАЦИОННЫМ УСТРОЙСТВОМ	68
А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, И.В. Горлов РАСЧЕТ НА ДОЛГОВЕЧНОСТЬ МАГНИТОЖИДКОСТНЫХ УЗЛОВ ТРЕНИЯ, ФУНКЦИОНИРУЮЩИХ В ГАЗОВОЙ СРЕДЕ	72
А.И. Горлов, А.Н. Болотов, И.В. Горлов УСТРОЙСТВО ДЛЯ КОМПЛЕКСНОЙ ДИАГНОСТИКИ БУКСОВЫХ ТРИБОУЗЛОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ ВАГОНОВ	78
С.Р. Шехтман, М.Ш. Мигранов МНОГОСЛОЙНЫЕ ПОКРЫТИЯ СИСТЕМЫ TI-C-SI	81
Д.И. Горлов АНТИФРИКЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ НА ОСНОВЕ ЛИНЕЙНЫХ СИНТЕТИЧЕСКИХ ВЫСОКОМОЛЕКУЛЯРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ С МАГНИТОУПРАВЛЯЕМЫМИ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИМИ СВОЙСТВАМИ	89
В.В. Измайлов, М.В. Новоселова ОБ УДЕЛЬНОЙ СИЛЕ ТРЕНИЯ КАК ХАРАКТЕРИСТИКЕ АДГЕЗИОННОГО КОНТАКТА	92
Ю.И. Морозова ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ФОРМУЛ ДЛЯ РАСЧЕТА ПРЕДЕЛЬНОГО МОМЕНТА ТРЕНИЯ В УСЛОВИЯХ РОТАЦИОННОЙ ГИБКИ ЛЕНТООБРАЗНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК	98
А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ СТАТИЧЕСКОГО И СКОЛЬЗЯЩЕГО КОНТАКТА В ВАКУУМЕ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ	102
А.Н. Болотов, Г.Б. Бурдо, В.В. Новиков, О.О. Новикова МОДИФИЦИРОВАНИЕ МАГНИТНОГО МАСЛА ПРИСАДКАМИ И НАПОЛНИТЕЛЕМ	107
В.В. Измайлов О КРИТЕРИЯХ УПРУГОГО И ПЛАСТИЧЕСКОГО КОНТАКТИРОВАНИЯ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ	112
Д.Г. Масленников РАСШИРЕНИЕ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УНИВЕРСАЛЬНЫХ КОЛЕСНЫХ ТРАКТОРОВ ТЯГОВОГО КЛАССА 1,4 Т	116
А.В. Новиков ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОЛИМЕРНОГО ПОКРЫТИЯ	120

А.Ю. Лаврентьев ОПТИМИЗАЦИЯ УСИЛИЯ ВЫГЛАЖИВАНИЯ ДЛЯ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ НАПЛАВЛЕННОГО БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА	123
А.Ю. Лаврентьев ВЫГЛАЖИВАНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ СМАЗОК, СОДЕРЖАЩИХ ДИСУЛЬФИД МОЛИБДЕНА	128
В.В. Измайлов ВАРИАЦИЯ ПРОВОДИМОСТИ ДИСКРЕТНОГО КОНТАКТА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ	132
Е.В. Кутузова, О.В. Сутягин, А.А. Рачишкин ИССЛЕДОВАНИЕ ТОПОГРАФИИ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С ПОМОЩЬЮ ПРОФИЛОГРАФА	137
М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин ОЦЕНКА УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ РЕЗЬБОВЫХ ДЕТАЛЕЙ	143
А.Р. Новоселов ЗАВИСИМОСТЬ СВОБОДНОЙ ПОВЕРХНОСТНОЙ ЭНЕРГИИ МИКРООБЪЕКТОВ С ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ СИММЕТРИЕЙ ОТ КРИВИЗНЫ ПОВЕРХНОСТИ	147
А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова ЗАВИСИМОСТЬ ИЗНОСА ПАРЫ ТРЕНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫЙ АЛМАЗОСОДЕРЖАЩИЙ МАТЕРИАЛ – КЕРАМИКА	153

**МЕХАНИКА И ФИЗИКА ПРОЦЕССОВ НА ПОВЕРХНОСТИ  
И В КОНТАКТЕ ТВЕРДЫХ ТЕЛ, ДЕТАЛЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО  
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

Межвузовский сборник научных трудов  
Выпуск 10

Ответственный редактор В.В. Измайлов  
Редактор  
Корректор  
Технический редактор

Подписано в печать

Формат 60×84/16

Физ. печ. л.

Тираж 100 экз.

Усл. печ. л.

Заказ №

Бумага писчая

Уч.-изд. л.

С – 20

Редакционно-издательский центр  
Тверского государственного технического университета  
170026, Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22