

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 11

Рецензируемое издание

Тверь 2018

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. 11. Тверь: Тверской государственный технический университет, 2018. 144 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.

Электронная версия сборника размещена в сети Интернет:  
<http://physics.tstu.tver.ru/sbornik>

**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).

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Тематика сборника отражает основные направления научных исследований сотрудников Тверского государственного технического университета, других образовательных и научных организаций в области механики и физики контактного взаимодействия деталей машин, трибологии, триботехники и триботехнического материаловедения.

Комплексная природа процессов контактного взаимодействия, трения и изнашивания предоставляет широкое поле деятельности для ученых многих специальностей: физиков, химиков, механиков, материаловедов, математиков и др. Поэтому сборник включает широкий спектр статей фундаментального и прикладного плана, содержащих как результаты теоретических исследований, так и конкретные технические разработки. В ряде статей описаны результаты моделирования процессов контактирования с позиций механики деформируемого твердого тела, уделено внимание материаловедческим аспектам обеспечения износостойкости узлов трения, рассмотрены конструкторские и технологические методы повышения надежности и эффективности оборудования. Рассмотрены методики фрикционных испытаний и соответствующее испытательное оборудование, а также 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

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

## ОПОРНАЯ КРИВАЯ И БЕТА-РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ВЫСОТ И РАДИУСОВ ВЕРШИН ВЫСТУПОВ ШЕРОХОВАТОЙ ПОВЕРХНОСТИ

С помощью численной модели контакта шероховатых поверхностей сопоставляются два способа описания опорной кривой профиля шероховатой поверхности: с помощью бета-распределения высот и радиусов закругления вершин выступов шероховатости и с помощью степенной аппроксимации начального участка опорной кривой. Установлена взаимосвязь между параметрами бета-распределения высот выступов и степенной аппроксимации начального участка опорной кривой.

*Ключевые слова:* шероховатая поверхность, опорная кривая профиля, бета-распределение, степенная аппроксимация.

The two methods of the description of a bearing curve of a rough surface profile have been compared by means of the numerical model of a rough surfaces contact: in terms of the beta distribution of heights of asperities of a rough surface and their peaks curvature radii and in terms of the power approximation of an initial part of a bearing curve. The correlation of the beta distribution parameters of heights of asperities of a rough surface and parameters of the power approximation of an initial part of a bearing curve has been established.

*Key words:* rough surface, bearing curve of a profile, beta distribution, power approximation.

Опорная кривая профиля (ОКП) шероховатой поверхности (кривая Аббота – Файерстоуна) была предложена как обобщенная характеристика качества поверхностей деталей после механической обработки, достаточно простая и удобная для практического применения [1]. ОКП является интегральной характеристикой контактирующих шероховатых поверхностей и дает наглядное представление об основных эксплуатационных характеристиках контакта: жесткости, износостойкости, герметичности и др.

Обычно ОКП представляется в виде зависимости относительной опорной длины профиля  $t_p = \frac{1}{l} \sum_{i=1}^n b_i$  от относительного уровня сечения

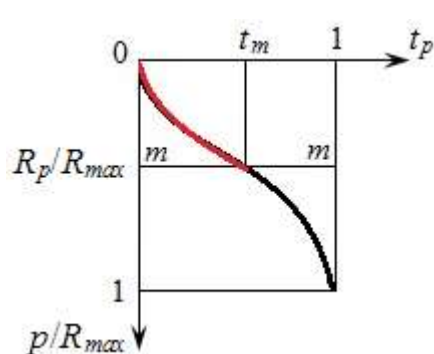


Рис. 1. Опорная кривая профиля шероховатой поверхности в относительных координатах

профиля  $p/R_{max}$ , где  $l$  – базовая длина;  $\sum_{i=1}^n b_i$  – сумма отрезков в пределах базовой длины, отсекаемых на заданном уровне  $p$  в материале выступов профиля линией, эквидистантной средней линии профиля;  $R_{max}$  – полная высота профиля [2]. Уровень  $p$  отсчитывается от вершины самого высокого выступа (рис. 1, где  $mm$  – средняя линия;  $R_p$  – наибольшая высота выступов профиля;  $t_m$  – относительная опорная длина профиля на уровне средней линии).

Одним из главных достоинств ОКП является то, что в относительных координатах  $t_p = f\left(\frac{p}{R_{max}}\right)$  она совпадает с опорной кривой шероховатой поверхности  $\frac{A_p}{A_n} = f\left(\frac{p}{R_{max}}\right)$ , где  $A_p$  – суммарная площадь сечений выступов поверхности на уровне  $p$  плоскостью, параллельной средней плоскости;  $A_n$  – номинальная площадь поверхности.

В трибологии для аналитического описания ОКП часто используется аппроксимация ее начальной части, предложенная Н.Б. Демкиным [3]:

$$t_p = t_m \varepsilon^v, \quad (1)$$

где  $\varepsilon = p/R_p$  – относительный уровень сечения профиля;  $v$  – параметр аппроксимации.

Для трибологических задач интерес представляет именно начальная часть ОКП (выше средней линии), так как в контакте шероховатых поверхностей деформация шероховатого слоя под действием сжимающей нагрузки на величину больше, чем  $R_p$ , невозможна. Это условие следует из определения средней линии профиля.

Из сказанного выше очевидно, что ОКП является чисто геометрической характеристикой шероховатой поверхности. Для описания процессов, происходящих в контакте шероховатых поверхностей, большой интерес представляет так называемая деформационная опорная кривая, выражающая зависимость относительной площади фактического контакта  $A_r/A_n$  от относительной деформации контакта  $\delta/R_p$  под действием сжимающей нагрузки.

В общем случае можно записать  $\frac{A_r}{A_n} = \alpha \left(\frac{A_p}{A_n}\right)$ , где  $\alpha$  – коэффициент, характеризующий отличие фактической площади контакта от геометрической площади сечения выступов шероховатой поверхности на том же уровне. В случае упругой деформации выступов шероховатой поверхности  $\alpha = 0,5$ ; в случае пластической деформации  $\alpha \geq 1$ ; при упругопластической деформации  $0,5 < \alpha < 1$ .

В соответствии с уравнением (1) степенная аппроксимация начального участка деформационной опорной кривой примет вид

$$\eta_r = \alpha t_m \varepsilon^v, \quad (2)$$

где  $\eta_r = A_r/A_n$  – относительная площадь фактического контакта.

Из уравнений (1) и (2) вытекает степенная функция распределения вероятности высот выступов профиля шероховатой поверхности [4]. Более широкие возможности для описания топографии шероховатой поверхности открывает применение более гибкого бета-распределения [5–10]. Плотность вероятности случайной величины  $x$ , подчиняющейся бета-распределению, описывается уравнением

$$f(x) = \frac{1}{B(\xi, \omega)} x^{\xi-1} (1-x)^{\omega-1}, \quad (3)$$

где  $\xi > 0$ ,  $\omega > 0$  – параметры формы бета-распределения;  $B(\xi, \omega)$  – бета-функция. Под случайной величиной  $x$  могут пониматься ордината профиля, высота выступа профиля, радиус закругления вершины выступа профиля шероховатой поверхности.

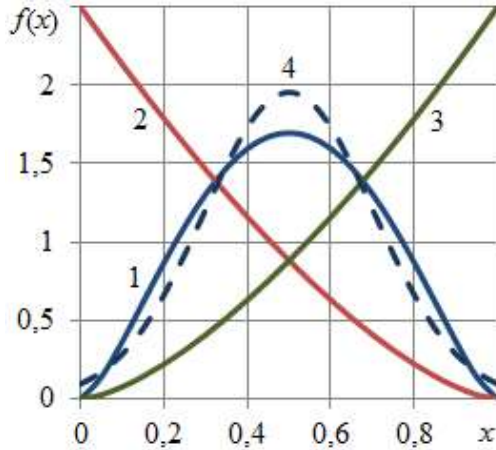


Рис. 2. Плотность вероятности случайной величины  $x$ , подчиняющейся бета-распределению: 1 –  $\xi = \omega = 2,5$ ; 2 –  $\xi = 1$ ,  $\omega = 2,5$ ; 3 –  $\xi = 2,5$ ,  $\omega = 1$ ; 4 – нормальное распределение

Но благодаря своей простоте степенная аппроксимация (2) продолжает использоваться при описании процессов контактного взаимодействия шероховатых поверхностей.

Целями данной работы являются сопоставление двух способов описания ОКП (на основе степенной аппроксимации и на основе бета-распределения) и установление взаимосвязи параметров степенной аппроксимации  $t_m$  и  $v$  и параметров формы бета-распределения  $\xi$  и  $\omega$ . Для этого использована модель контакта шероховатых поверхностей [11].

Параметры модельных контактирующих поверхностей приведены в таблице.

Геометрические и механические характеристики модельного контакта

| № | Материал контактирующих деталей | Характеристики микрогеометрии контактирующих поверхностей |                 | Механические свойства материалов контактирующих деталей |       |               | Индекс пластичности [12] |
|---|---------------------------------|---|-----------------|---|-------|---------------|--------------------------|
|   |                                 | $R_p$ , мкм   | $r_{max}$ , мкм | $E$ , ГПа   | $\mu$ | $H_\mu$ , МПа |                          |
| 1 | Сталь                           | 4,5   | 120             | 210   | 0,3   | 2 000         | 16                       |
| 2 |                                 | 1,2   | 500             |   |       | 6 500         | 1,2                      |

Обозначения:  $r_{max}$  – максимальная величина радиуса закругления вершин выступов шероховатости;  $E$  – модуль Юнга;  $\mu$  – коэффициент Пуассона;  $H_\mu$  – микротвердость. Согласно величинам индекса пластичности контакт поверхностей под № 1 – упругопластический, контакт поверхностей под № 2 – преимущественно упругий [12].

В соответствии с результатами работ [5, 8] значения параметров бета-распределения выбраны следующими: для распределения высот высту-

пов  $1 \leq \xi \leq 3,5$  и  $1 \leq \omega \leq 2,5$ ; для распределения радиусов закругления вершин выступов  $\xi = \omega = 1,5$  и  $\xi = \omega = 3$ .

### Результаты моделирования и их анализ

Примеры начальных участков деформационных опорных кривых, полученные на модели дискретного контакта шероховатых поверхностей, представлены на рис. 3.

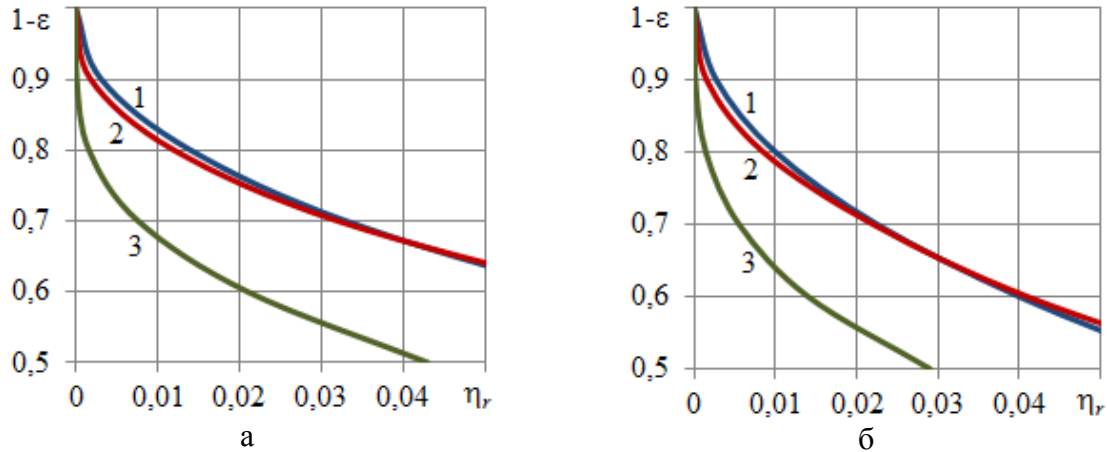


Рис. 3. Начальные участки деформационных опорных кривых:  
а – пластический контакт; б – упругий контакт;  
1 –  $\xi = \omega = 1$ ; 2 –  $\xi = 2,5$ ,  $\omega = 1,5$ ; 3 –  $\xi = 1,5$ ,  $\omega = 2,5$

ОКП представлены в традиционном для трибологических приложений виде: участки под кривыми соответствуют области, занятой материалом шероховатого слоя. Как следует из рис. 3, наибольшее влияние на вид ОКП оказывает параметр  $\omega$ . Также видно, что начальный участок ОКП хорошо аппроксимируется степенной функцией. Зависимость параметров этой аппроксимации от параметров бета-распределения высот выступов шероховатой поверхности представлена ниже.

**Пластический контакт (№ 1, см. табл.).** Полученные в результате моделирования контакта шероховатых поверхностей зависимости параметров степенной аппроксимации деформационной ОКП от параметров бета-распределения показаны на рис. 4.

При  $\xi = \omega = 1$  параметры степенной аппроксимации  $\nu = 2,16$  и  $\alpha t_m = 0,45$ . Случай  $\xi = \omega = 1$  соответствует равномерному распределению случайной величины, при котором согласно модели Н.Б. Демкина  $\nu = 2$ ,  $\alpha = 1$  для пластического контакта и типичное значение  $t_m = 0,5$ . Очевидно, что в данном случае значения параметров степенной аппроксимации деформационной ОКП профиля, полученные по результатам моделирования контакта, хорошо совпадают со значениями соответствующих параметров в модели Н.Б. Демкина. Значение параметра  $\alpha = 0,9$  вместо  $\alpha = 1$  объясняется тем, что контакт поверхностей с характеристиками микрогеометрии, приведенными в таблице под № 1, не идеально пластический, то есть небольшая часть контактирующих выступов деформируются упруго.

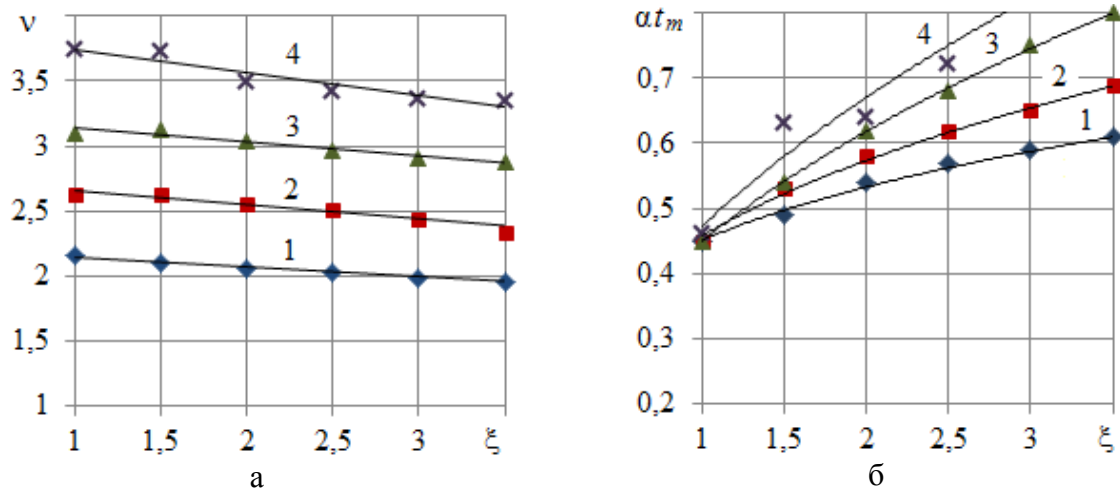


Рис. 4. Зависимость параметров степенной аппроксимации деформационной ОКП  $v$  (а) и  $\alpha t_m$  (б) от параметров бета-распределения высот выступов  $\xi$  и  $\omega$ :  
1 –  $\omega = 1$ ; 2 –  $\omega = 1,5$ ; 3 –  $\omega = 2$ ; 4 –  $\omega = 2,5$ .

Параметры бета-распределения радиусов вершин выступов:  $\xi = \omega = 1,5$

**Упругий контакт (№ 2, см. табл.).** Зависимости параметров степенной аппроксимации деформационной ОКП от параметров бета-распределения для упругого контакта показаны на рис. 5.

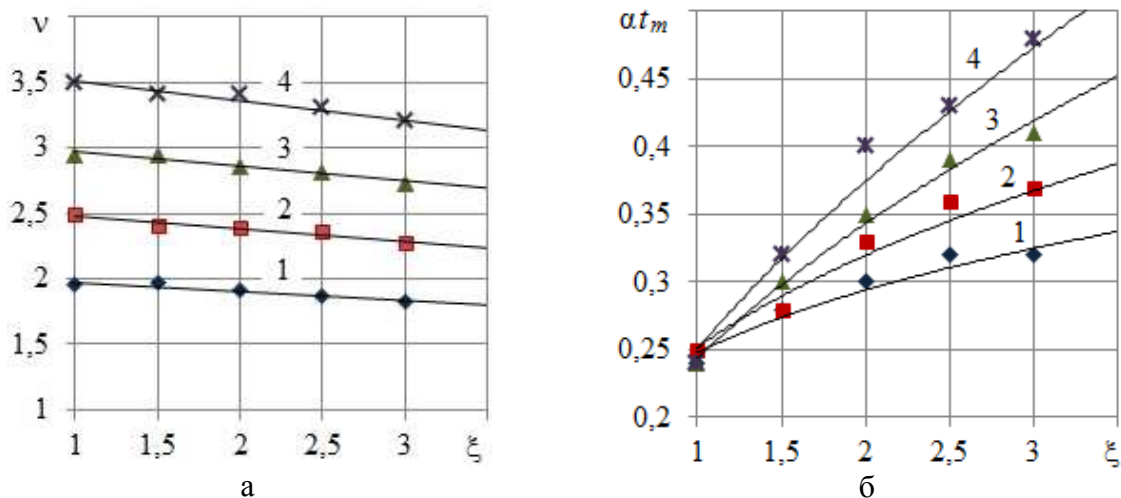


Рис. 5. Зависимость параметров степенной аппроксимации деформационной ОКП  $v$  (а) и  $\alpha t_m$  (б) от параметров бета-распределения высот выступов  $\xi$  и  $\omega$ :  
1 –  $\omega = 1$ ; 2 –  $\omega = 1,5$ ; 3 –  $\omega = 2$ ; 4 –  $\omega = 2,5$ .

Параметры бета-распределения радиусов вершин выступов:  $\xi = \omega = 1,5$

При  $\xi = \omega = 1$  параметры степенной аппроксимации  $v = 1,95$  и  $\alpha t_m = 0,24$ , что соответствует формуле (2) при  $\alpha = 0,5$ ,  $t_m = 0,5$  и  $v = 2$ . Как и в случае пластического контакта, с ростом параметра  $\xi$  показатель степени  $v$  в степенной аппроксимации начального участка деформационной ОКП слегка уменьшается, оставаясь примерно на единицу больше второго параметра бета-распределения –  $\omega$ .

При одних и тех же значениях параметров бета-распределения высот выступов при пластическом контакте величина показателя степени  $v$  в сте-



пенной аппроксимации начального участка деформационной ОКП несколько больше, чем при упругом контакте (в среднем на 8 %).

Влияние параметров бета-распределения радиусов закругления вершин выступов на параметры степенной аппроксимации начального участка деформационной ОКП  $\alpha t_m$  и  $\nu$  незначительно. Например, при двух комбинациях параметров бета-распределения радиусов закругления вершин выступов  $\xi = \omega = 1,5$  и  $\xi = \omega = 3$  при пластическом контакте соответствующие значения параметра  $\nu$  отличаются в среднем на 0,5 %, значения параметра  $\alpha t_m$  – в среднем на 2 %; при упругом контакте соответствующие значения параметра  $\nu$  отличаются в среднем на 1,5 %, значения параметра  $\alpha t_m$  – в среднем на 6 %.

Незначительное влияние параметров бета-распределения радиусов закругления вершин выступов на деформационные характеристики контакта отмечалось нами ранее [9].

### **Взаимосвязь параметров бета-распределения высот выступов профиля шероховатой поверхности и параметров степенной аппроксимации начального участка ОКП**

В завершение анализа целесообразно сопоставить два описанных выше подхода к описанию ОКП шероховатой поверхности: на основании бета-распределения случайных величин – высот и радиусов закругления вершин выступов и на основании степенной аппроксимации начального участка ОКП. Подобное сопоставление проведено в работах [7, 13], но, в отличие от описанной выше модели, в этих работах под случайной величиной, подчиняющейся бета-распределению, понимаются ординаты профиля шероховатой поверхности. Это удобно для описания геометрической ОКП, тогда как для описания процессов деформации контакта шероховатых поверхностей, в частности деформационной ОКП, более обоснованно, на наш взгляд, использовать функции распределения высот и радиусов закругления вершин выступов, что и сделано в данной работе.

Обобщая результаты моделирования, можно рекомендовать зависимость параметра степенной аппроксимации начального участка ОКП  $\nu$  от параметров бета-распределения высот выступов шероховатости:

$$\nu = \omega + 1 - \frac{\xi\omega}{16}. \quad (4)$$

Погрешность расчетов по формуле (4) не превышает 6 % при упругом контакте и 12 % при пластическом во всем диапазоне реальных значений параметров  $\xi$  и  $\omega$ . При этом, как уже отмечалось, значения параметров бета-распределения радиусов закругления вершин выступов шероховатой поверхности существенного значения не имеют.

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ, грант 17-08-00614.*

### Библиографический список

1. Abbot, E.J. Specifying surface quality / E.J. Abbot, F.A. Firestone // Mechanical Engineering. 1933. V. 55. № 9. P. 569–572.
2. ГОСТ 25142-82. Шероховатость поверхности. Термины и определения. М.: Изд-во стандартов, 1982. 20 с.
3. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
4. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 112 с.
5. Демкин, Н.Б. Распределение выступов и впадин профиля шероховатой поверхности / Н.Б. Демкин, М.С. Курова // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 1975. № 7. С. 58–62.
6. Izmailov, V.V. Correlation between surface topography and profile statistical parameters / V.V. Izmailov, M.S. Kourova // Wear. 1980. V. 59. P. 409–421.
7. Демкин, Н.Б. Выражение опорной кривой с помощью бета-функции / Н.Б. Демкин // Контактное взаимодействие твердых тел: межвуз. тематический сб. Калинин: КГУ, 1982. С. 3–9.
8. 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.
9. Демкин, Н.Б. Зависимость эксплуатационных свойств фрикционного контакта от микрогеометрии контактирующих поверхностей / Н.Б. Демкин, В.В. Измайлов // Трение и износ. 2010. Т. 31. № 1. С. 68–77.
10. Огар, П.М. Влияние распределения радиусов неровностей шероховатой поверхности на контактные характеристики / П.М. Огар, Д.Б. Горохов // Системы. Методы. Технологии. 2013. № 3 (19). С. 59–65.
11. Измайлов, В.В. Числовое и аналитическое моделирование дискретного контакта деталей машин / В.В. Измайлов, С.А. Чаплыгин // Интернет-журнал «Наукосведение». 2014. № 6. URL: <http://naukovedenie.ru/PDF/10TVN614.pdf>.
12. Измайлов, В.В. О критериях упругого и пластического контактирования шероховатых поверхностей / В.В. Измайлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2017. Вып. 10. С. 112–116.
13. Огар, П.М. Соотношение между параметрами опорных кривых профиля при описании их параболой и отношением бета-функции / П.М. Огар, Д.Б. Горохов // Труды БрГУ. Серия: Естественные и инженерные науки. 2013. Т. 1. С. 162–165.

УДК 669.15:536.7

П.Г. Пыриков  
Брянский государственный технический университет

### К ВОПРОСУ УПРОЧНЕНИЯ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ДРЕВЕСИНЫ И МАТЕРИАЛОВ НА ЕЕ ОСНОВЕ

Рассмотрены технологические особенности лазерного упрочнения дерево- и бумагорежущих инструментов при формировании в рабочих зонах текстурированных состояний инструментальных материалов. Приведены методики и результаты экспериментов по оценке результативности упрочняющей обработки, а также износостойкости образцов инструментов с обоснованием режимов их эксплуатации.

*Ключевые слова:* режущие инструменты, лазерное упрочнение, анизотропия, текстурирование, износостойкость, структуры, инструментальные материалы.

Technological features of a laser hardening of wood- and paper-cutting tools are considered with regard to a formation of textured conditions of tool materials in active zones. Techniques and results of experiments on the evaluation of the strengthening treatment productivity as well as the wear resistance of tools samples with justification of their operation modes are presented.

*Key words:* cutting tools, laser hardening, anisotropy, texturing, wear resistance, structures, tool materials.

**Актуальность темы и постановка задач.** Многообразие форм и видов потери эксплуатационных свойств инструментами для обработки древесины и материалов на ее основе вызывает необходимость использования некоего универсального оценочного параметра их работоспособности, в качестве которого может быть успешно использована их стойкость.

Поверхностное разрушение оказывается локализованным и определяется трибологическими и механическими свойствами инструментальных материалов, поэтому очевидна перспективность управления этими свойствами посредством создания в функциональных слоях режущей части благоприятного уровня напряженно-деформационного состояния, в том числе и на основе использования анизотропных эффектов.

Разработка упрочняющих технологий, создающих такого рода эффекты с одновременным управлением свойствами обрабатываемых объектов, может основываться на индуцировании, обработке концентрированными потоками энергии, технологическом деформировании и т. д. Вместе с тем сложность формирования параметров, форм и видов анизотропии с одновременным управлением остальными составляющими качества инструментального материала при традиционно реализуемых схемах обработки существенно ограничивает их возможности [1].

**Технологический аспект повышения работоспособности инструментов.** Анизотропная форма представления физико-механических и триботехнических параметров инструментальных материалов, предложенная на основе регламентированного кристаллографического упорядочения, требует качественно нового структурного состояния материала, обеспечиваемого при перекристаллизации. Наиболее результативными при этом, на наш взгляд, оказываются технологии термического воздействия высокоэнергетическими источниками (лазером или плазмой), отличающиеся возможностью локализации упрочнения [2].

Направленное изменение свойств металла при перекристаллизации предложено проводить в предварительно индуцируемом магнитном поле, нагревая область упрочнения выше температуры плавления. Направление поля выбирается так, чтобы кристаллографическое направление, в котором выражен максимум требуемых свойств материала, было параллельно вектору деформирующей нагрузки (например, силе трения). При этом вектор магнит-

ной индукции и ось легчайшего намагничивания зоны кристаллографических плоскостей скольжения в области перекристаллизации совпадают [3].

**Методика эксперимента.** Управление параметрическим состоянием поверхностных слоев в образцах инструментов с формированием разных сочетаний уровней структурных, механических и топографических характеристик в исследуемых материалах с последующей оценкой их функциональных свойств выполнялись при лазерной упрочняющей обработке на установке «КВАНТ-16» (рис. 1).



Рис. 1. Установка лазерного излучения «КВАНТ-16» для формирования анизотропных состояний в образцах при обработке в поле тороидального электромагнита

Согласно принятой методике экспериментов, один из образцов не обрабатывался и принимался в качестве контрольного; поверхность второго образца подвергалась перекристаллизации под воздействием импульсного источника лазерного излучения в отсутствие внешнего магнитного поля. Остальные образцы обрабатывались в магнитном поле при изменении его напряженности  $H$  в пределах от 0 до 600 кА/м и плотности подводимой энергии лазерного луча  $E$  в пределах от 1 до 3 Дж/мм<sup>2</sup>.

В процессе экспериментов периодически проводился металлографический анализ, результатом которого являлось определение величины плотности подводимой энергии, соответствующей началу плавления материала образцов (нижняя граница варьирования), а также интенсивному испарению (верхняя граница).

В качестве изнашивающего материала использовались древесины березы, дуба и сосны влажностью 8–10 % и в исходном (невысушенном) со-

стоянии, а также картон гофрированный трехслойный ГОСТ 7376-89, бумага для гофрирования ГОСТ 7377-88 массой 100–140 г/м<sup>2</sup>, картон плоских слоев ГОСТ 7420-89 массой 125–250 г/м<sup>2</sup>.

В этих экспериментах в качестве образцов применялся промышленный инструмент: режущие диски, ножи, опорные кольца, сегментные прокатели, согласно требованиям предприятия-изготовителя.

Длительность испытаний соответствовала периоду стойкости промышленного инструмента, принимаемого в качестве контрольного.

**Проведение эксперимента.** Результаты рентгеноструктурного анализа (рис. 2) позволили установить существование формируемых типов кристаллографического упорядочения и возможность его управляемого обеспечения в инструментальных материалах при перекристаллизации во внешнем магнитном поле.

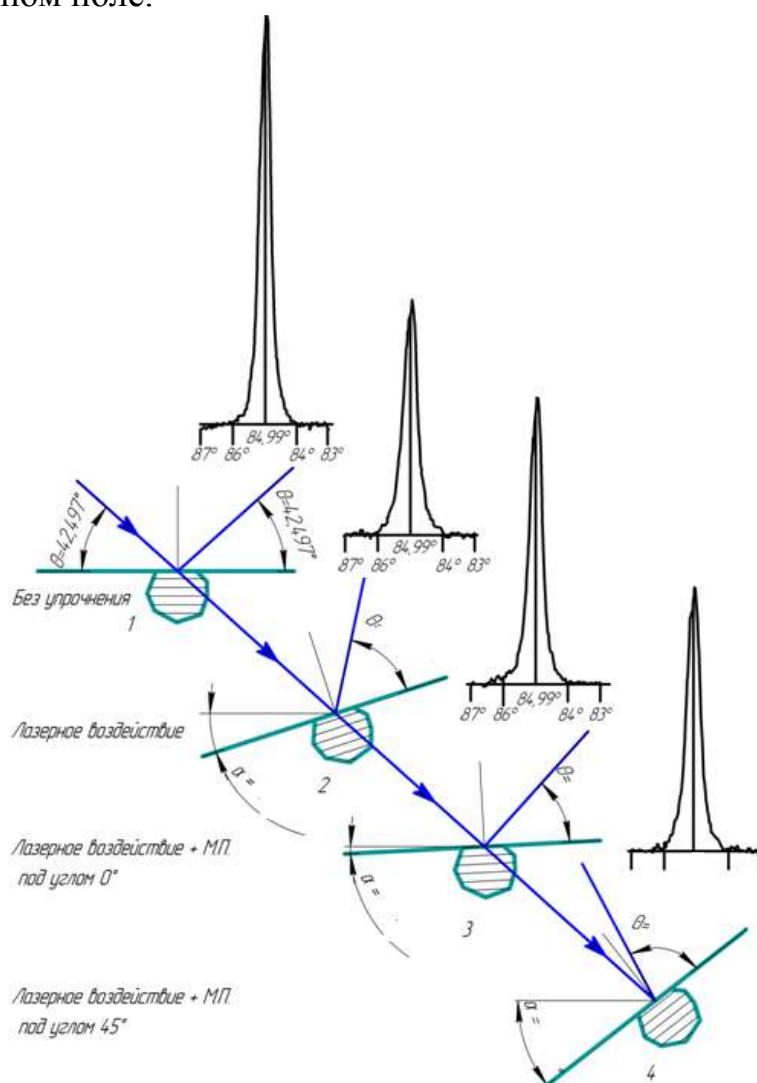


Рис. 2. Рентгенограммы образцов, соответствующие различным кристаллографическим ориентировкам

Установлено, что минимально допустимой в отношении формирования в области перекристаллизации кристаллографического упорядочения является величина напряженности магнитного поля порядка 250–300 кА/м

(с учетом принятой схемы намагничивания и ведения обработки с плотностью мощности 1,9–2,0 Дж/мм<sup>2</sup>). С повышением плотности подводимой энергии указанная величина имеет тенденцию к возрастанию. Также было установлено, что ведение обработки в отсутствие магнитного поля не вызывает появления эффекта кристаллографического упорядочения.

Для получения максимальных величин глубины и ширины упроченной области без испарения материала обработку следует производить при плотности подводимой энергии в пределах 2,1–2,3 Дж/мм<sup>2</sup>.

Установлено, что для эффективного кристаллографического упорядочения необходима напряженность поля не менее 300 кА/м; при этом коэффициент анизотропии для углеродистой стали составляет 0,85, для сталей карбидного класса 0,8–0,82.

Следует отметить, что наиболее благоприятные с позиции формирования топографии поверхности (рис. 3) оказываются следующие величины параметров:  $E = 2,29–2,45$  Дж/мм<sup>2</sup>;  $H > 270$  кА/м.

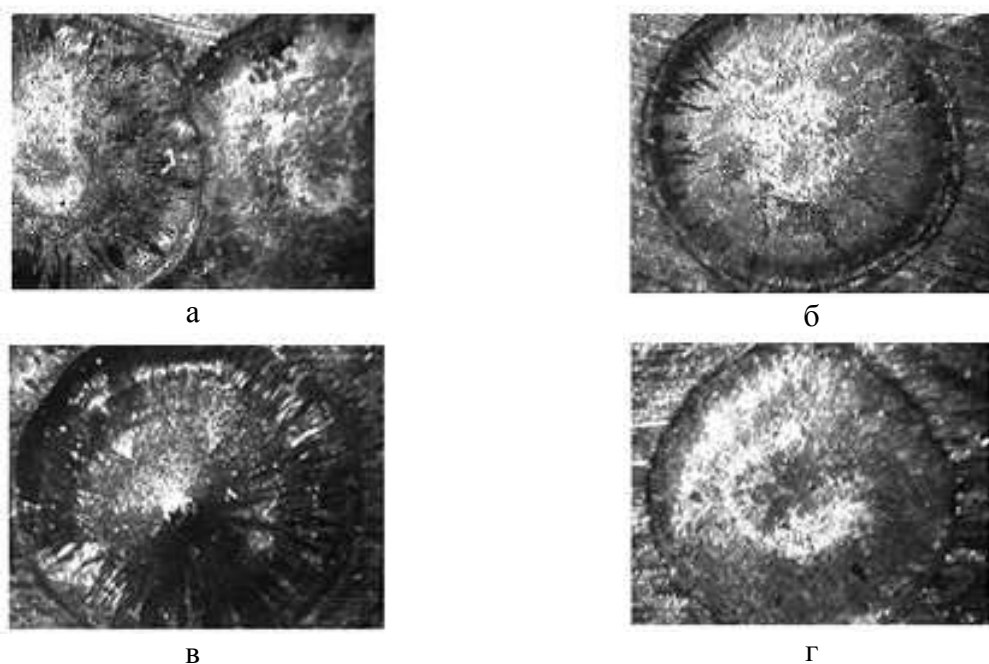


Рис. 3. Топография поверхности образцов 8Х6НФТ

в пределах пятна воздействия лазерного луча (увеличение  $\times 150$ ):

а – с перекрытием пятен (коэффициент перекрытия  $k = 0,2$ ;  $E = 2,5$  Дж/мм<sup>2</sup>;  $H = 0$ );

б – радиальные микротрещины ( $E = 2,8$  Дж/мм<sup>2</sup>;  $H = 350$  кА/м);

в – образование эпицентрального наплыва ( $E = 3,0$  Дж/мм<sup>2</sup>;  $H = 0$ );

г – образование эпицентральной лунки ( $E = 2,2$  Дж/мм<sup>2</sup>;  $H = 300$  кА/м)

Также следует отметить, что влияние индуцирования на топографию поверхности выражено в расширении зоны термического влияния и ее ориентации относительно магнитного поля [4].

**Исследование закономерностей изнашивания образцов.** Установлено, что формирование комплексного сочетания благоприятных уровней микротвердости, шероховатости и структурного состояния в сочетании с

кристаллографической упорядоченностью в поверхностных слоях режущей части в анизотропных формах приводит к снижению величины износа в среднем в 1,5 раза (рис. 4).

Отмечается, что в случае лазерного текстурирования (по направлению  $\langle 111 \rangle$  – S-формат) величина радиального износа образцов дисковых ножей из стали У10А на базе 120 ч изнашивания составила 0,25 мм, из стали 65Г – 0,29 мм, из стали ШХ15 – 0,32 мм.

При реализации испытаний резанием установлено, что интенсивность радиального износа образцов возрастает в наибольшей степени в начале оперативного периода, который в зависимости от марки стали составляет от 30 до 40 ч, затем, несколько уменьшаясь, сохраняет прогрессирующий характер. При этом происходит некоторое изменение первоначального состояния режущих кромок в результате микровыкрашивания ее отдельных участков или отгибов, что присуще как упрочненным образцам, так и промышленным инструментам с разницей в интенсивности появления следов выкрашивания, их величине и продолжительности периода выкрашивания.

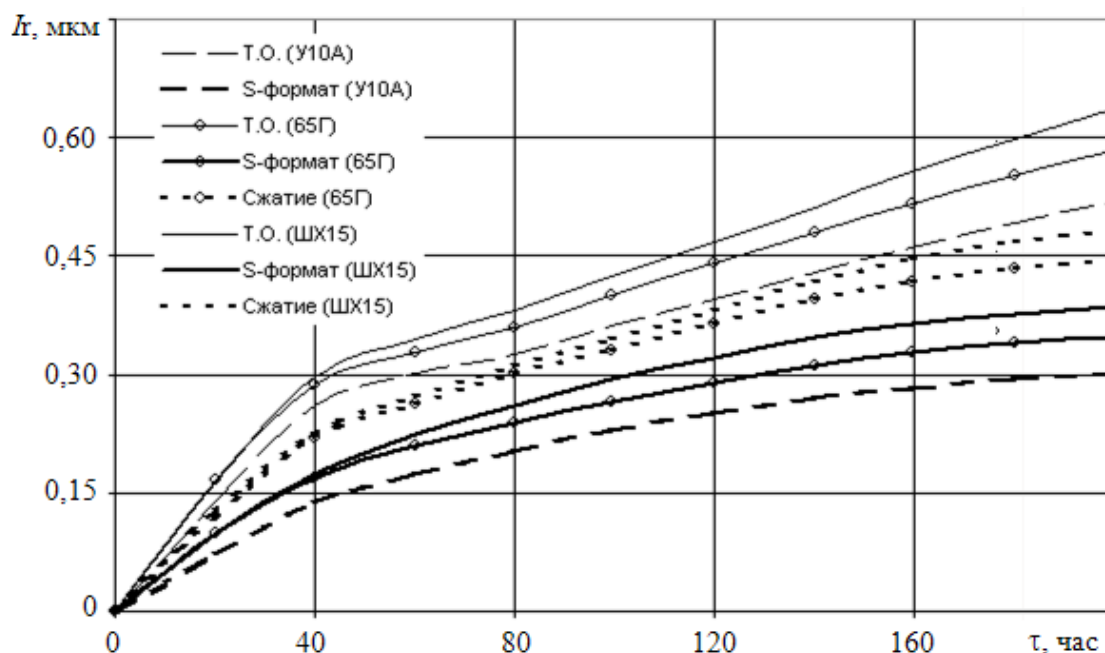


Рис. 4. Зависимость износа образцов  $I_t$  от продолжительности испытаний  $\tau$  (гофрокартон Т-22; скорость подачи  $v = 40$  м/мин)

Установлено, что интенсивность выкрашивания режущей кромки промышленных дисковых ножей возрастает на начальном этапе изнашивания (в среднем 40 ч работы) и составляет при исходной величине полной высоты профиля шероховатости  $R_{max} = 5,2$  мкм для образцов из стали У10А – 14,3 мкм; стали 65Г – 13,8 мкм; стали ШХ15 – 16,9 мкм.

На завершающем этапе изнашивания (150 ч работы) величина параметра  $R_{max}$  для типовых образцов продолжает сохранять преобладающее

значение и составляет для стали У10А – 26,4 мкм; стали 65Г – 25,5 мкм; стали ШХ15 – 29,8 мкм. При таком состоянии режущей кромки дальнейшая эксплуатация инструмента является нецелесообразной вследствие недопустимого качества реза.

**Выводы.** Для инструмента с профилированной режущей частью, а также работающего в условиях температурно-механического нагружения с присутствием агрессивной среды (режущие элементы цепных пил, инструмент линий агрегатной переработки, фрезы, луцильные и строгальные ножи, инструмент лезвийных типов гофроагрегатов и слоттеров) работоспособность может быть обеспечена комплексным упрочнением, текстурированием при управлении кристаллографическими направлениями в структуре инструментальных материалов (для структур с кристаллами ОЦК-типа – [111]; для ГЦК – [110]; для ГПУ – [0001] при величине напряженности магнитного поля 250–500 кА/м, плотности мощности лазерного луча 1,7–2,4 Дж/мм<sup>2</sup>). Эффект повышения работоспособности обеспечивается при следующих эксплуатационных режимах: скорость резания 0,8–40 м/с (продольно-резательные; продольно-фрезерные; бабинорезательные; перемоточно-резательные станки для обработки древесины, картона, гофрокартона и бумаги); 7–20 м/с (цепные рабочие органы лесозаготовительных машин и оборудования); 0,7–150 м/с (ротационно-высекательные станки); 0,12–0,20 м/с (инструмент гильотинного типа). Скорость подачи от 5 до 100 м/мин (станки с ручной подачей материала, а также линии по агрегатной переработке бревен, фрезерно-пильное оборудование, рилевочно-резательные и перемоточно-резательные станки).

Установлено повышение сопротивляемости инструментальных материалов различным видам разрушения: в частности, изнашиванию в среднем на 35–40 % и выкрашиванию 50–60 %, что позволяет повысить режущую способность и обеспечивает стабильность технологических режимов.

#### Библиографический список

1. Пыриков, П.Г. Повышение стойкости инструментов для деревообработки / П.Г. Пыриков. Брянск: БГИТА, 2009. 210 с.
2. Суминов, И.В. Исследование структурно-фазовых превращений и механических характеристик конструкционных и инструментальных сталей при лазерной и лазерно-магнитной обработке / И.В. Суминов [и др.] // Ресурсосберегающие и наукоемкие технологии в машиностроении: тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф. (Нальчик, 21–23 мая 1991 г.). М.: АТН РСФСР, 1991. С. 31–34.
3. Pamfilov, E. The technological provision of machine parts and cutting tools wear resistance / E. Pamfilov, P. Pyrikov // 2ND World tribology congress / 03-07.09.2001. Vienna (Austria). P. 317–321.
4. Пыриков, П.Г. Технологическое обеспечение износостойкости поверхностей деталей машин и режущих инструментов на основе комплексной упрочняющей обработки / П.Г. Пыриков // Трение и износ. 2000. № 3. С. 329–332.



УДК 531.43

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

## **КРИВАЯ ОПОРНОЙ ПОВЕРХНОСТИ, СТАТИСТИЧЕСКИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ И ЖЕСТКОСТЬ КОНТАКТА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

Предлагаются различные характеристики нормальной жесткости контакта шероховатых поверхностей и способы их определения. Обсуждается связь контактной жесткости с формой кривой опорной поверхности и статистическими распределениями случайных величин, характеризующих шероховатость контактирующих поверхностей – высот выступов и радиусов закругления их вершин. Даются рекомендации по выбору технологии обработки поверхностей контактирующих деталей, повышающей жесткость контактного соединения.

*Ключевые слова:* шероховатая поверхность, опорная кривая профиля, статистические распределения, жесткость контакта.

Various characteristics of a normal rigidity of rough surfaces contact and methods of their estimation are proposed. The relationship between contact rigidity on the one part and bearing curve shape and statistical distributions of random quantities, which define contact surface roughness – heights of peaks and their apex radii – on the other part is discussed. The recommendations on the selection of contact surface tooling methods, which increase contact rigidity, are given.

*Key words:* rough surface, profile bearing curve, statistical distributions, contact rigidity.

В середине XX века на фоне повышения требований к точности, надежности и долговечности технических систем специалисты пришли к пониманию важной роли жесткости конструкций, которая, наряду с прочностью, является ключевым фактором в достижении указанных требований. К этому времени методики расчета жесткости деталей машин были достаточно хорошо разработаны благодаря успехам теории упругости, механики деформируемого твердого тела и других смежных дисциплин. Однако эти методики не учитывали жесткости контактных соединений тех же деталей, что могло привести и приводило к существенным ошибкам в расчетах конструкций, поскольку контактные деформации могут достигать 70 % в общем балансе деформаций конструкции [1].

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). Тенденция к миниатюризации технических устройств привела к уменьшению во многих случаях площадей контактов до размеров, при которых влиянием волнистости и макроотклонений формы деталей можно пренебречь. И в обычных, средних по габаритам, конструкциях контактные соединения малых размеров достаточно распространены, например шпоночные, штифтовые соединения и т. п. Кроме того, шероховатость – наиболее управляемая

характеристика микрогеометрии поверхности. Современные технологические способы обработки поверхностей позволяют целенаправленно варьировать параметры шероховатости в широких пределах.

Для характеристики микрогеометрии шероховатой поверхности используется целый набор дискретных параметров – как высотных, так и шаговых [2]. Однако эти параметры не дают полного представления о топографии шероховатой поверхности. Более информативны интегральные характеристики, учитывающие в совокупности форму отдельных неровностей шероховатости и статистические параметры ансамбля неровностей в целом. К таким интегральным характеристикам относится, прежде всего, так называемая кривая опорной поверхности (опорная кривая, или кривая Аббота – Файрстоуна), характеризующая распределение материала детали в шероховатом поверхностном слое [3]. Кроме того, в теоретических моделях дискретного контакта шероховатых поверхностей используются функции распределения таких случайных величин, как высота выступов шероховатости и радиус закругления их вершин [4].

Цель данной работы – проанализировать взаимосвязь интегральных параметров микрогеометрии технических поверхностей и одной из важных эксплуатационных характеристик контакта деталей машин – контактной жесткости.

### **Числовые характеристики нормальной жесткости деталей машин и контактных соединений**

Несмотря на то, что важная роль жесткости деталей (и контактных соединений в особенности) в обеспечении качества современных технических систем ныне общепризнана, трактовка понятия «жесткость» неоднозначна. В различных технических приложениях под этим понятием могут подразумеваться разные величины.

Жесткость как физическая величина связывает значение нагрузки (силы или напряжения), действующей на упругий элемент, с откликом на это воздействие, то есть с деформацией. Эта простейшая причинно-следственная связь известна как закон Гука. В формулировке самого Р. Гука, зашифрованной им в виде анаграммы, этот закон гласит: «*ut tensio sic vis*», то есть «каково удлинение, такова и сила». Р. Гук пришел к открытию этого закона, изучая деформацию пружин, хотя это утверждение справедливо и для других упругих тел. В современной записи закон Гука обычно выражают формулой

$$F = -k\Delta l, \quad (1)$$

где  $F$  – деформирующая сила (растягивающая или сжимающая); коэффициент  $k$  называется обычно коэффициентом жесткости или просто жесткостью (см., например, [5]);  $\Delta l$  – абсолютное удлинение (сжатие) упругого тела. Очевидно, что величина  $k$  имеет размерность  $\text{МТ}^{-2}$  и измеряется в Н/м. Недостаток величины  $k$  как характеристики жесткости в том, что она зависит от размеров деформируемого тела (от длины пружины, длины и поперечно-

го сечения балки и т. п.), поэтому трудно сравнивать упругие свойства деталей различной формы и размеров. В связи с этим используются формы записи закона Гука, отличные от уравнения (1), с применением безразмерных величин. Соответственно, применяются и различные характеристики жесткости. Объединяет их то, что все они являются коэффициентом пропорциональности между величиной силового воздействия и величиной деформационного отклика упругого элемента (табл. 1).

Таблица 1. Характеристики жесткости

| Обозначение  |                               | $J_{\sigma\varepsilon} = E$ | $J_{p\varepsilon} = E_c$            | $J_{p\delta}$                                  | $J_{N\varepsilon}$                           | $J_{N\delta}$                                    |
|--|-------------------------------|-----------------------------|-------------------------------------|--|--|--|
| Определение  | Линейная и нелинейная системы | $\sigma_n/\varepsilon$      | $p_n/\varepsilon_c$                 | $p_n/\delta$                                   | $N/\varepsilon$                              | $N/\delta$                                       |
|  | Нелинейная система            | $d\sigma_n/d\varepsilon$    | $dp_n/d\varepsilon_c$               | $dp_n/d\delta$                                 | $dN/d\varepsilon$                            | $dN/d\delta$                                     |
| Область применения                                     |                               | Механика сплошной среды     | Механика контактного взаимодействия |  | Прикладная механика                          | –  |
| Размерность  |                               | $ML^{-1}T^{-2}$             |                                     | $ML^{-2}T^{-2}$                                | $MLT^{-2}$                                   | $MT^{-2}$  |
| Единицы измерения                                      |                               | Н/м <sup>2</sup> (Па)       |                                     | Н/м <sup>3</sup>                               | Н  | Н/м  |
| Источник   |                               | [6, 7]                      | [8]                                 | [9, 10]  | [6, 11]                                      | [5]  |
| Связь с $J_{p\varepsilon}$ или $J_{\sigma\varepsilon}$ |                               | –                           |                                     | $J_{p\delta} = \frac{1}{R_p} J_{p\varepsilon}$ | $J_{N\varepsilon} = A J_{\sigma\varepsilon}$ | $J_{N\delta} = \frac{A_n}{R_p} J_{p\varepsilon}$ |

Обозначения:  $E$  – модуль продольной упругости (модуль Юнга);  $E_c$  – контактный модуль упругости;  $\sigma_n = N/A$  – нормальное напряжение;  $N$  – нормальная сила;  $A$  – площадь поперечного сечения;  $p_n = N/A_n$  – номинальное контактное давление;  $A_n$  – номинальная (геометрическая) площадь контакта;  $\varepsilon$  – относительная деформация;  $\varepsilon_c = \delta/R_p$  – относительная деформация контакта;  $\delta$  – деформация контакта (сближение контактирующих поверхностей);  $R_p$  – наибольшая высота выступов профиля шероховатой поверхности.

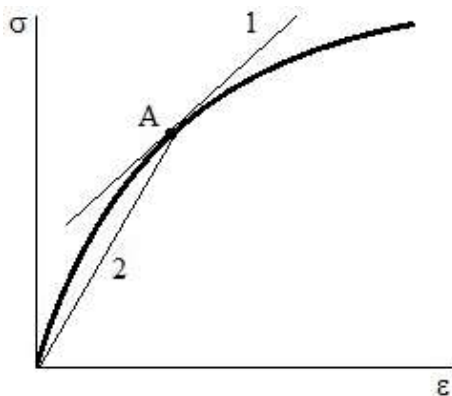


Рис. 1. Определение модуля упругости нелинейного материала в точке А. Тангенс угла наклона прямой 1 равен касательному модулю упругости, тангенс угла наклона прямой 2 равен секущему модулю упругости

Понятие жесткости распространяют и на нелинейные системы, не подчиняющиеся, строго говоря, закону Гука. Например, для заведомо нелинейных материалов (полимеры и т. п.) также используется такая характеристика, как модуль упругости, причем в зависимости от способа определения (рис. 1) различают так называемые секущий и касательный модули упругости. Подобный подход используется и в других технических дисциплинах, например в электротехнике, где для нелинейных электрических цепей различают статическое сопротивление

$R_c = U/I$  и динамическое (дифференциальное) сопротивление  $R_d = dU/dI$  ( $U$  – напряжение;  $I$  – сила тока). По аналогии логично распространить наряду с модулем Юнга и другие характеристики жесткости, приведенные в табл. 1, на нелинейные системы.

## Интегральные характеристики микрогеометрии шероховатых поверхностей

**Опорная кривая профиля.** Как уже отмечалось выше, одной из информативных характеристик шероховатой поверхности является опорная кривая профиля (ОКП). Она наглядно показывает, как изменяется суммарная площадь сечения  $A_s$  всех неровностей шероховатой поверхности с «глубиной» шероховатого слоя от вершины самого высокого выступа ко дну самой глубокой впадины. Обычно ОКП представляют в относительных координатах:

$$t_p = \frac{A_s}{A_n} = f\left(\frac{p}{R_{max}}\right), \quad (2)$$

где  $A_n$  – номинальная площадь;  $p$  – уровень сечения (координата, отсчитанная от вершины самого высокого выступа);  $R_{max}$  – полная высота профиля.

От геометрической ОКП можно перейти к деформационной ОКП [12], которая показывает, как изменяется площадь фактического контакта в процессе деформирования данной шероховатой поверхности гладким штампом.

На рис. 2 показаны полученные нами ОКП для двух видов механической обработки поверхности: шлифования и полирования, а также степенные аппроксимации начальных участков ОКП [12]. Начальные участки ОКП хорошо аппроксимируются степенными функциями вида

$$t_p = t_m \left(\frac{p}{R_{max}}\right)^v, \quad (3)$$

где  $t_m$  – относительная опорная длина на уровне средней линии;  $v$  – параметр степенной аппроксимации. Для представленных ОКП определены параметры степенной аппроксимации:  $t_m = 0,5$ ;  $v = 2,5$  (шлифование);  $t_m = 0,6$ ;  $v = 2$  (полирование).

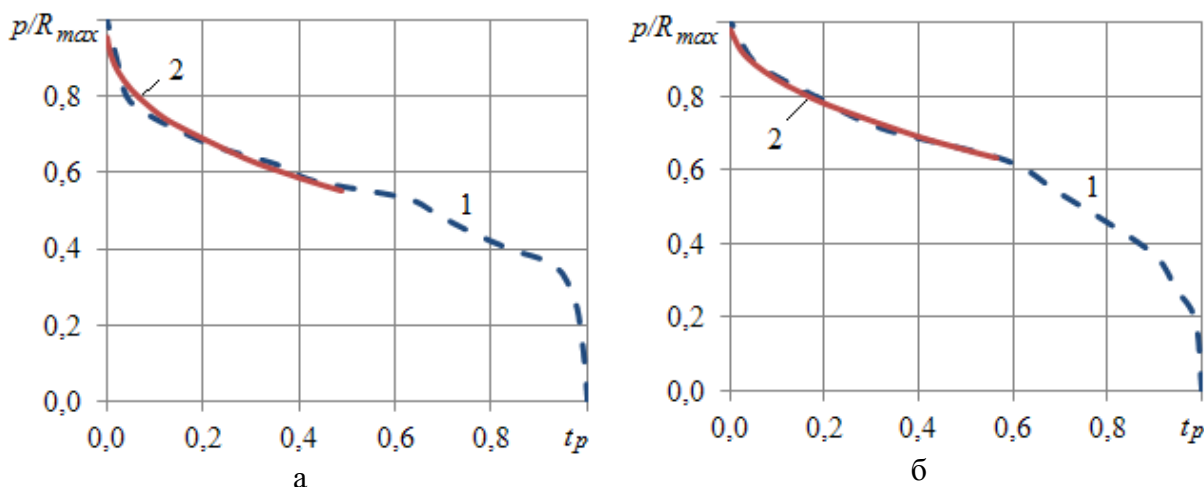


Рис. 2. ОКП: а – шлифование,  $R_{max} = 1,12$  мкм; б – полирование,  $R_{max} = 0,58$  мкм; 1 – экспериментальные кривые; 2 – степенные аппроксимации

Форма ОКП зависит от технологии обработки поверхности [13]. Различный характер воздействия абразивного инструмента на обрабатываемую поверхность приводит к тому, что у поверхности, обработанной полированием, на верхних уровнях шероховатого слоя находится бóльшая часть материала, чем у поверхности, обработанной шлифованием (см. рис. 2).

**Плотность распределения (плотность вероятности) случайных величин, характеризующих шероховатую поверхность.** Наряду с ОКП эти функции являются характеристиками всего ансамбля неровностей шероховатой поверхности. Под случайными величинами понимаются, например, высоты выступов шероховатой поверхности, радиусы закругления их вершин; наклон неровностей; их шаг; высота ординат профиля шероховатости и др.

В механике контактного взаимодействия большое значение имеют плотности вероятности высот и радиусов закругления вершин выступов шероховатости. Эти функции используются в ставших классическими моделях дискретного контакта шероховатых поверхностей И.В. Крагельского – Н.Б. Демкина [14] и Дж. Гринвуда – Дж. Вильямсона [15], позволяющих рассчитать основные эксплуатационные характеристики контакта.

Для аналитического описания плотности распределения высот и радиусов вершин выступов хорошо подходит гибкое двухпараметрическое бета-распределение [4]:

$$f(x) = \frac{1}{B(\xi, \omega)} x^{\xi} (1-x)^{\omega}, \quad (4)$$

где  $x$  – случайная величина (высота или радиус вершины выступа);  $B(\xi, \omega)$  – бета-функция Эйлера;  $\xi$  и  $\omega$  – параметры бета-распределения.

Очевидно, что параметры бета-распределения связаны с параметрами степенной аппроксимации начального участка опорной кривой, поскольку они характеризуют один и тот же ансамбль неровностей шероховатой поверхности [12].

### **Жесткость контакта как функция микрогеометрии контактирующих поверхностей**

В соответствии с поставленной целью рассмотрим влияние микрогеометрии поверхностей на жесткость контакта при его нормальном нагружении. Для этого с помощью модели дискретного контакта [16] рассчитаем жесткость контакта поверхностей, ОКП которых приведены на рис. 2. Исходные данные для расчета приведены в табл. 2. Распределение радиусов принято равномерным, поскольку его вид незначительно влияет на характеристики контакта [17].

Сравнение величин деформации контакта поверхностей из табл. 2 (сближения контактирующих поверхностей) при различных значениях номинального контактного давления представлено на рис. 3.

Таблица 2. Характеристики модельных поверхностей

| № | Материал | Обработка   | Механические свойства |           | Параметры микрогеометрии |                 |       |       |          |
|---|----------|-------------|-----------------------|-----------|--------------------------|-----------------|-------|-------|----------|
|   |          |             | $E$ , ГПа             | $H$ , МПа | $R_p$ , мкм              | $r_{max}$ , мкм | $t_m$ | $\xi$ | $\omega$ |
| 1 | Сталь    | Шлифование  | 200                   | 6400      | 0,52                     | 500             | 0,5   | 1,2   | 1,6      |
| 2 | Сталь    | Полирование |                       |           | 0,22                     | 2500            | 0,6   | 1,1   | 1,1      |

Обозначения:  $E$  – модуль Юнга;  $H$  – микротвердость;  $R_p$  – наибольшая высота выступов профиля шероховатой поверхности;  $r_{max}$  – максимальный радиус закругления вершин выступов;  $\xi$  и  $\omega$  – параметры бета-распределения высот выступов.

При малых контактных давлениях, когда деформация затрагивает только верхние уровни шероховатости, относительная деформация контакта шлифованных поверхностей превосходит деформацию контакта полированных поверхностей. Такой результат хорошо согласуется с рис. 2, на котором представлены ОКП: на верхних уровнях шлифованной поверхности меньше материала, несущая способность контакта меньше, чем для полированных поверхностей. Затем соотношение деформаций меняется.

Зависимость касательного контактного модуля упругости (см. табл. 1) от номинального давления для контакта поверхностей из табл. 2 представлена на рис. 4.

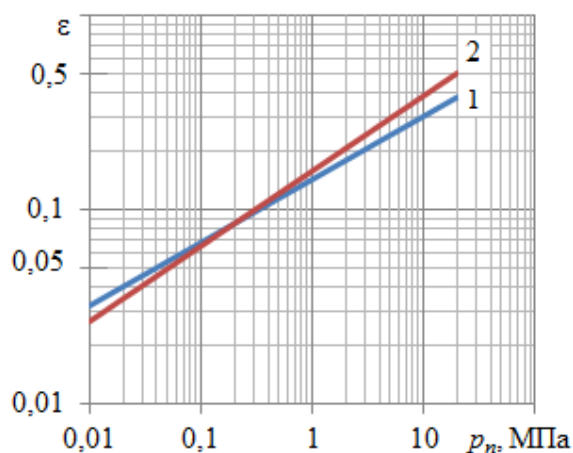


Рис. 3. Зависимость относительной деформации контакта от номинального давления:  
1 – шлифование; 2 – полирование

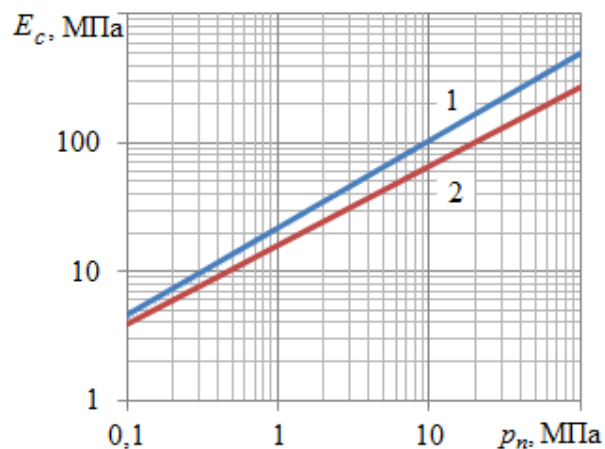


Рис. 4. Зависимость касательного контактного модуля упругости от номинального давления:  
1 – шлифование; 2 – полирование

Сравнение величин касательного и секущего контактных модулей упругости приведено на рис. 5. Величина касательного модуля упругости в несколько раз превосходит величину секущего модуля при одном и том же значении номинального давления. Поскольку контакт шероховатых поверхностей является нелинейной системой, рис. 5 свидетельствует о том, что при указании величины контактного модуля упругости необходимо пояснять, каким образом она рассчитана.

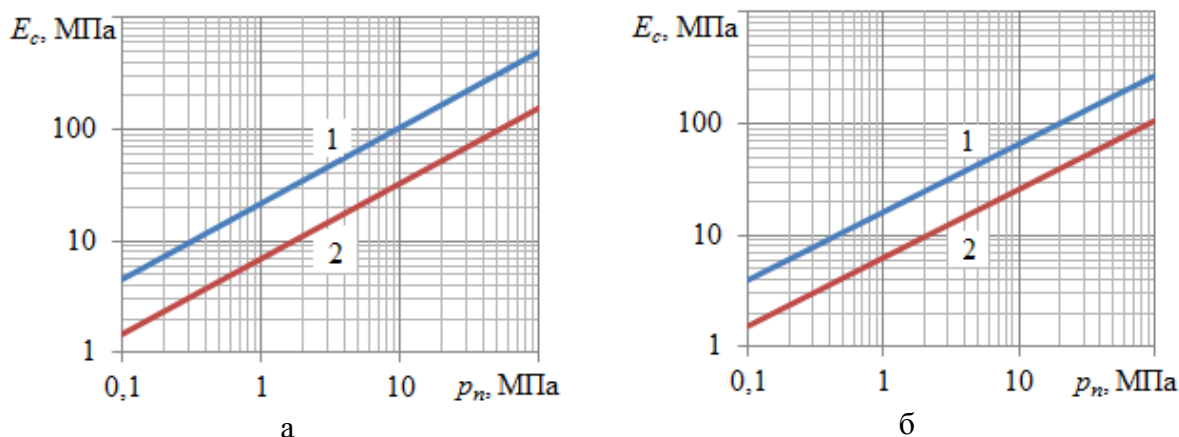


Рис. 5. Сравнение величин касательного и секущего контактных моделей упругости: а – шлифование; б – полирование; 1 – касательный модуль; 2 – секущий модуль

В практических расчетах в качестве характеристики контактной жесткости более важной может оказаться величина  $J_{p\delta}$  (см. табл. 1), которая по заданному значению номинального контактного давления позволяет рассчитать абсолютное значение деформации контакта. Сравнение величин контактной жесткости  $J_{p\delta} = \frac{dp}{d\delta}$  для контактов поверхностей из табл. 2 показано на рис. 6.

По сравнению с рис. 4 на рис. 6 соотношение характеристик жесткости поменялось на обратное: для контакта полированных поверхностей величина  $J_{p\delta}$  больше, чем для контакта шлифованных. Это еще раз свидетельствует о неоднозначности понятия жесткости контактного соединения и о необходимости в каждом конкретном случае оговаривать, какая величина понимается под термином «жесткость».

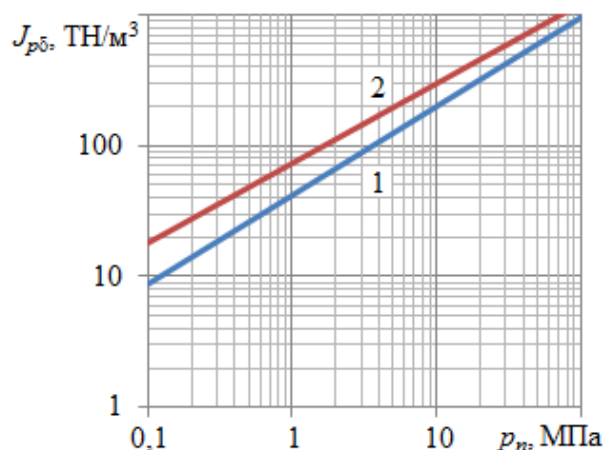


Рис. 6. Величины контактной жесткости: 1 – шлифование; 2 – полирование

### Влияние вида функций распределения вероятности и плотности вероятности на ОКП и жесткость контактного соединения

Форма ОКП зависит от двух функций – распределения высот выступов шероховатости и формы выступа. При заданной форме выступов форма ОКП полностью определяется распределением выступов по высоте. В качестве формы выступов при моделировании процессов контактного взаимодействия по многим соображениям наиболее реалистичной выглядит сферическая. К сферической форме сводится и эллипсоидальная с по-

мощью приведенного радиуса кривизны вершины выступа. Именно сферическая форма принята в рассматриваемой нами модели контакта.

Что касается распределения выступов по высоте, то сам по себе факт наличия распределения выступов по высоте очень сильно снижает несущую способность контакта (увеличивает деформацию контакта под нагрузкой). Это наглядно иллюстрирует рис. 7, на котором представлено сравнение деформации контакта плоского штампа со шлифованной поверхностью (№ 1 в табл. 2) и воображаемой поверхностью с выступами одинаковой высоты  $h = R_p = 0,52$  мкм и одинакового радиуса закругления вершин  $r = 250$  мкм (среднее значение радиусов вершин выступов шлифованной поверхности из табл. 2).

При сравнительно небольших значениях контактного давления деформация контакта поверхности с распределенными по высоте выступами на порядок превосходит деформацию контакта поверхности с одинаковыми по высоте выступами шероховатости.

У идеализированной поверхности с выступами шероховатости одинаковой высоты плотность вероятности, по сути, вырождается в дельта-функцию Дирака, а функция распределения высот – в функцию Хэвисайда. Выступы шероховатости реальных поверхностей имеют различные высоты и радиусы, которые можно считать случайными величинами, подчиняющимися тому или иному закону распределения, например бета-распределению.

Основными характеристиками случайной величины служат математическое ожидание  $m$  и дисперсия  $D$  (или среднее квадратическое отклонение  $\sigma = \sqrt{D}$ ). Проиллюстрируем влияние этих характеристик на ОКП и жесткость контакта.

На рис. 8а для двух модельных шероховатых поверхностей показаны плотности вероятности случайной величины  $h/R_p$  (относительной высоты выступа) с одинаковым значением дисперсии  $D$  и разными значениями математического ожидания  $m$ , а на рис. 8б – с одинаковым значением математического ожидания  $m$  и разными значениями дисперсии  $D$ .

Поверхность, имеющая шероховатость с плотностью вероятности высот выступов, изображенной на рис. 8а под номером 2, характеризуется наличием отдельных глубоких впадин случайной глубины при большом числе выступов примерно одинаковой высоты на верхних уровнях шероховатого слоя. Такие поверхности получаются, например, при двухстадий-

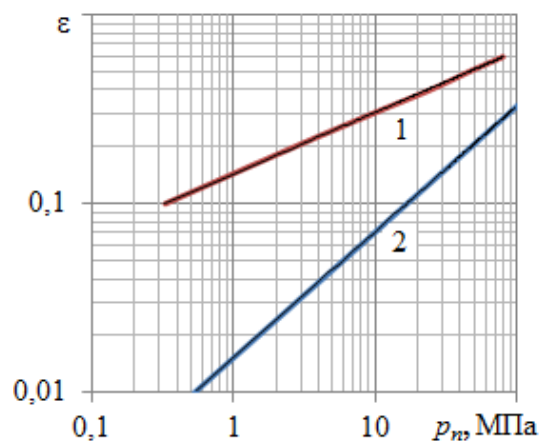


Рис. 7. Деформация контакта гладкого штампа с шероховатой поверхностью: 1 – обработка шлифованием; 2 – идеализированная поверхность с одинаковыми выступами



ной обработке (полирование или шабрение после шлифования). На второй стадии обрабатывающий инструмент снимает тонкий верхний слой материала, удаляя случайные наиболее высокие выступы. Такая же шероховатость характерна для приработанной поверхности. Поверхность, соответствующая номеру 1 на рис. 8а, характеризуется отдельными случайными высокими выступами различной высоты и примерно одинаковыми по глубине впадинами.

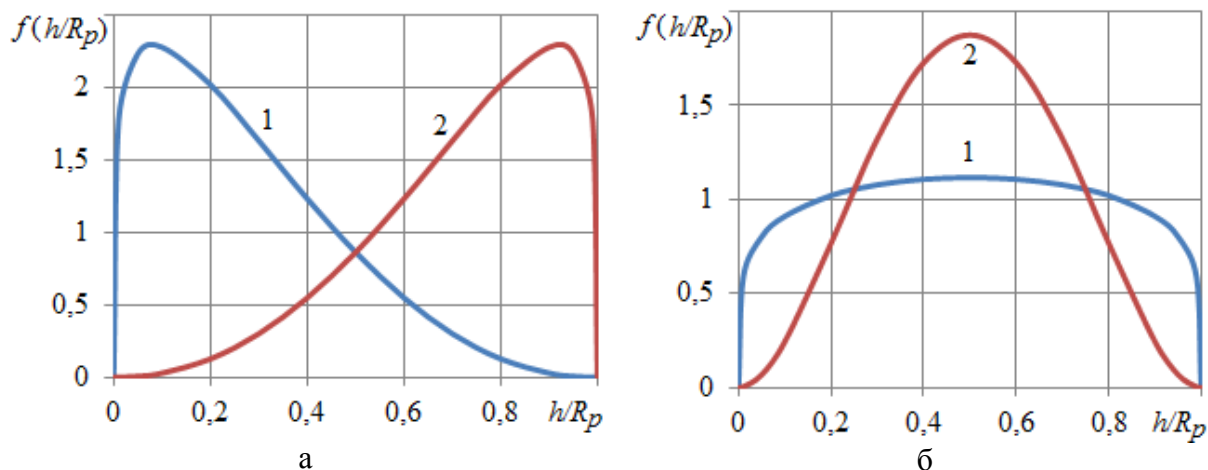


Рис. 8. Плотность вероятности случайной величины  $h/R_p$ :  
а –  $D = 0,037$ ;  $m_1 = 0,27$ ;  $m_2 = 0,73$ ; б –  $m = 0,5$ ;  $D_1 = 0,074$ ;  $D_2 = 0,036$

Соответствующие ОКП и зависимости деформации контакта от номинального давления изображены на рис. 9 и 10.

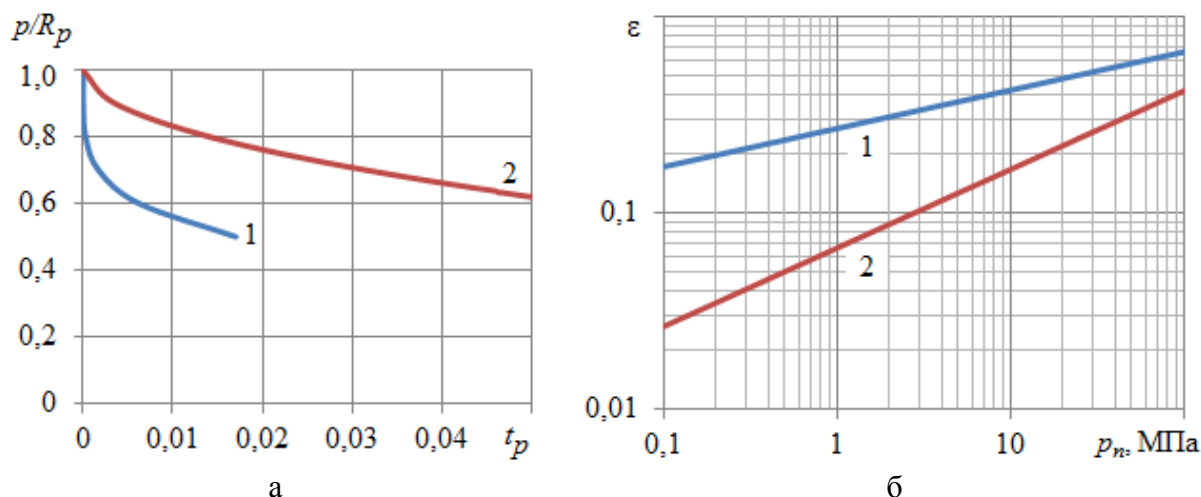


Рис. 9. ОКП (а) и относительная деформация контакта (б) шероховатых поверхностей. Номера кривых соответствуют номерам плотностей вероятностей на рис. 8а

Результаты моделирования, представленные на рис. 9 и 10, позволяют сделать следующие выводы.

Присутствие на верхних уровнях шероховатого слоя большого числа выступов, как и следовало ожидать, повышает несущую способность контакта (жесткость) (см. рис. 9б). Способствует повышению жесткости контакта и более равномерное распределение выступов шероховатости по вы-

соте (бóльшая дисперсия) – рис. 10б. По форме ОКП можно судить о несущей способности (жесткости) контакта: чем выше располагается начальный участок ОКП, тем выше несущая способность (меньше деформация контакта) – см. рис. 9а и рис. 10а.

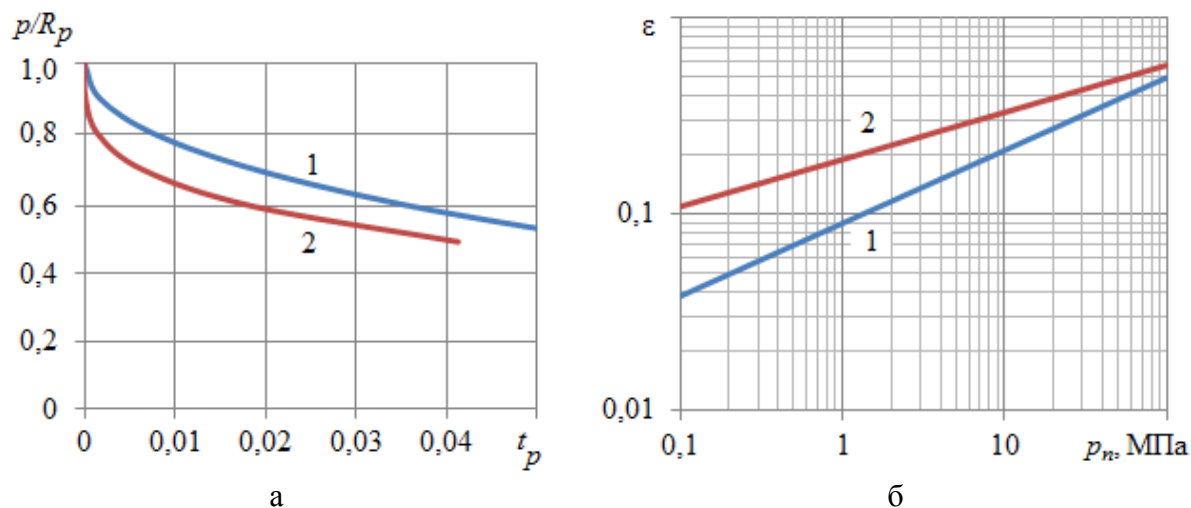


Рис. 10. ОКП (а) и относительная деформация контакта (б) шероховатых поверхностей. Номера кривых соответствуют номерам плотностей вероятности на рис. 8б

**Заключение.** Понятие жесткости, часто используемое в механике контактного взаимодействия технических поверхностей, неоднозначно, поэтому в каждом конкретном случае необходимо пояснять, какой смысл вкладывается в это понятие и как определяется величина жесткости. Если смысл еще можно установить из контекста, то способ определения часто остается неизвестным. Поскольку зависимость деформации контакта шероховатых поверхностей от приложенной нагрузки нелинейна, возможно определение жесткости с помощью производной и как отношение соответствующих величин. Полученные такими способами значения жесткости могут существенно отличаться.

Для обеспечения высокой жесткости контакта поверхности контактирующих деталей желательно обрабатывать так, чтобы на верхних уровнях шероховатого слоя было большое количество выступов шероховатости.

Наглядным индикатором несущей способности контакта может служить форма кривой опорной поверхности контактирующих деталей.

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ, грант 17-08-00614.*

#### Библиографический список

1. Ito, Y. Modular Design for Machine Tools / Y. Ito. New York e.a.: McGraw-Hill, 2008. 504 p.
2. ГОСТ 25142-82. Шероховатость поверхности. Термины и определения. М.: Изд-во стандартов, 1982. 20 с.
3. Abbot, E.J. Specifying surface quality / E.J. Abbot, F.A. Firestone // Mechanical Engineering. 1933. V. 55. № 9. P. 569–572.

4. 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.
5. Ландау, Л.Д. Курс общей физики. Механика и молекулярная физика / Л.Д. Ландау, А.И. Ахиезер, Е.М. Лифшиц. М.: Наука, 1969. 400 с.
6. Физическая энциклопедия. М.: Советская энциклопедия, 1988. Т. II. 703 с.
7. Павлов, П.В. Физика твердого тела / П.В. Павлов, А.Ф. Хохлов. М.: Высш. шк., 2000. 494 с.
8. Измайлов, В.В. Контактная жесткость деталей машин и влияние на нее микрогеометрии контактирующих поверхностей / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова // Трение и износ. 2017. Т. 39. № 1. С. 461–468.
9. Левина, З.М. Контактная жесткость машин / З.М. Левина, Д.Н. Решетов. М.: Машиностроение, 1971. 264 с.
10. Рыжов, Э.В. Контактная жесткость деталей машин / Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1966. 196 с.
11. Новый политехнический словарь. М.: Большая Российская энциклопедия, 2000. 671 с.
12. Измайлов, В.В. Опорная кривая и бета-распределение высот и радиусов вершин выступов шероховатой поверхности / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: Тверской государственный технический университет, 2018. Вып. 11. С. 4–10.
13. Дьяченко, С.С. Топографические особенности поверхности стальных изделий после различных технологических воздействий / С.С. Дьяченко, И.В. Пономаренко // Прогресивні технології і системи машинобудування. 2014. № 1 (47). С. 128–138.
14. Демкин, Н.Б. Контактное шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 227 с.
15. 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.
16. Измайлов, В.В. Числовое и аналитическое моделирование дискретного контакта деталей машин / В.В. Измайлов, С.А. Чаплыгин // Интернет-журнал «Науковедение». 2014. № 6. URL: <http://naukovedenie.ru/PDF/10TVN614.pdf>.
17. Демкин, Н.Б. Зависимость эксплуатационных свойств фрикционного контакта от микрогеометрии контактирующих поверхностей / Н.Б. Демкин, В.В. Измайлов // Трение и износ. 2010. Т. 31. № 1. С. 7–15.

УДК 621.01:621.81:621:891

П.М. Огар, А.С. Кожевников  
Братский государственный университет

## **КОНТАКТИРОВАНИЕ ЖЕСТКОЙ ШЕРОХОВАТОЙ ПОВЕРХНОСТИ ЧЕРЕЗ СЛОЙ ПОЛИМЕРНОГО ПОКРЫТИЯ**

Произведен анализ инженерных подходов к определению внедрения сферы в полимерный слой. Принято, что каждой неровности шероховатой поверхности соответствует определенный модуль упругости, который определен с использованием жесткостной модели слоистого тела. Отмечено удовлетворительное совпадение результатов расчетов и экспериментов по внедрению шероховатой поверхности в полимерные покрытия.

*Ключевые слова:* полимерное покрытие, слоистое полупространство, переменный модуль упругости, сферическая неровность, шероховатая поверхность.

The analysis of engineering approaches to the estimation of the indentation of a sphere into a polymer layer is carried out. It is assumed that a material of certain asperity of a rough surface has a certain modulus of elasticity, which is determined by using a rigid model of a layered body. The results of calculations satisfactorily fit the experimental ones on the indentation of a rough surface into polymer coatings.

*Key words:* polymeric coating, layered half-space, variable modulus of elasticity, spherical asperity, rough surface.

В уплотнительной технике, если позволяет температурный диапазон, широко используются металлополимерные уплотнения [1]. При этом возникает необходимость решать ряд сложных проблем, связанных с обеспечением минимального давления на уплотнитель при сохранении заданной нормы герметичности соединения, минимального коэффициента трения сопряжений, работающих в широком температурном диапазоне, в условиях повышенного давления сред и вакуума. Одно из перспективных направлений, повышающих эффективность работы уплотнений и узлов трения – нанесение на их рабочие поверхности полимерных покрытий или использование тонких полимерных пленок [2]. Опыт эксплуатации уплотнений и узлов трения с такими покрытиями показывает, что их эксплуатационные показатели определяются не только свойствами материала покрытия, но и его толщиной.

Наличие покрытия предполагает учет изменения механических свойств в зависимости от расстояния до поверхности. В рамках теории упругости это означает, что следует рассматривать упругое тело с изменяющимися значениями модуля упругости и коэффициента Пуассона [3]. Контактные задачи для тел с изменяющимися по глубине механическими характеристиками рассмотрены многими исследователями [2–6] и др. По мнению автора [3], методы исследования можно разделить на три группы: аналитические, численные и численно-аналитические. Однако применять полученные результаты для решения практических задач трения, изнашивания и герметичности не удастся. Исключением является работа [2], в которой решение пространственной осесимметричной задачи приведено в форме, доступной для практического использования. В этом плане следует также отметить работу [7], в которой приведено приближенное решение осесимметричной контактной задачи для упругого слоя конечной толщины.

В отдельную группу следует отнести инженерные методы решения контактных задач на основе упрощающих гипотез, например представление слоистого тела как топокомпозиции – конструкции с особыми механическими свойствами, зависящими от механических свойств материалов основания и покрытия, толщины покрытия. В работе [8] для этой цели предложено использовать теорию Герца. На основе достоверных результатов для крайних значений толщины покрытия и с использованием двухточеч-

ной аппроксимации Паде получено выражение для безразмерного упруго-геометрического параметра, с помощью которого определяются упругая постоянная топокомпозиата и все основные характеристики при его осесимметричном нагружении.

Авторами [9–12] по мере развития метода на основании жесткостной модели слоистого тела определены эффективный модуль упругости и коэффициент Пуассона для любых значений толщин покрытия при осесимметричном нагружении слоистого полупространства. При этом использовался классический подход, основанный на применении потенциальных функций Буссинеска, для перемещения любой точки по оси симметрии внутрь однородного полупространства.

**Анализ инженерных подходов к определению внедрения сферы в полимерный слой.** Схема контакта представлена на рис. 1.

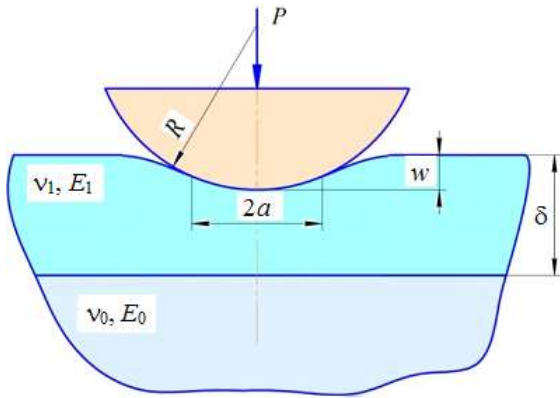


Рис. 1. Схема контакта сферы со слоистым полупространством

Согласно приближенному решению задачи о внедрении сферы радиусом  $R$  в упругий слой толщиной  $\delta$ , лежащий на жестком основании [7], имеем:

$$P = \frac{8\theta a^3}{3R} + \frac{16\theta\delta^2 a}{\pi} \cdot \frac{N_3(a/\delta)}{1 - N_1(a/\delta)}, \quad (1)$$

$$w = \frac{a^2}{R} - \frac{4\delta a}{R} \cdot \frac{N_2(a/\delta)}{1 - N_1(a/\delta)}, \quad (2)$$

где  $P$  – усилие, приложенное к сфере;  $a$  – радиус площадки контакта;  $w$  – величина внедрения;  $\theta = E/2(1 - \nu^2)$ ;  $E$  и  $\nu$  – модуль упругости и коэффициент Пуассона упругого слоя.

Введем обозначения:  $\alpha = a/\delta$ ,  $\bar{\delta} = \delta/R$ ,  $\bar{w} = w/\delta$ ,  $E^* = E/(1 - \nu^2)$ ,  $\bar{P} = P/(E^* R^2)$  и представим выражения (1) и (2) в виде:

$$\bar{P}(\alpha, \bar{\delta}) = \frac{4}{3} \alpha^3 \bar{\delta}^3 + \frac{8}{\pi} \alpha \bar{\delta}^3 \cdot \frac{N_3(\alpha)}{1 - N_1(\alpha)}, \quad (3)$$

$$\bar{w}(\alpha, \bar{\delta}) = \alpha^2 \bar{\delta} - \frac{4}{\pi} \alpha \bar{\delta} \cdot \frac{N_2(\alpha)}{1 - N_1(\alpha)}, \quad (4)$$

где  $N_i(\alpha)$  – функции, приведенные в [7].

Определим аналогичные зависимости для внедрения сферы в слоистое полупространство, используя инженерное решение из [12].

Эффективный модуль упругости определяется выражениями:

$$E_{01}^* = E_1^* \cdot F, \quad (5)$$

$$F = F(\bar{z}, I_e) = \frac{\pi/2}{\pi/2 - K_1(\bar{z}) + K_0(\bar{z}) \cdot I_e}, \quad (6)$$

$$K_i(\bar{z}) = \text{arccctg} \bar{z} + \frac{v_i}{1 - v_i} \bar{z} (1 - \bar{z} \cdot \text{arccctg} \bar{z}), \quad (7)$$

где  $I_e = \frac{E_1^*}{E_0^*} = I \cdot \frac{1 - v_0^2}{1 - v_1^2}$ ;  $I = \frac{E_1}{E_0}$ ;  $\bar{z} = \frac{z}{a}$ .

Для случая контакта жесткой сферы со слоистым полупространством сближение и радиус пятна контакта определяются выражениями:

$$w_{01} = w_1 \cdot F_1^{-\frac{2}{3}}, \quad a_{01} = a_1 F^{-\frac{1}{3}}. \quad (8)$$

Из формулы Герца для радиуса пятна контакта имеем:

$$\bar{P} = \frac{P}{E^* R^2} = \frac{4 a^3}{3 R^3}. \quad (9)$$

С учетом вышепринятых обозначений и выражений (5)–(9):

$$\bar{P}(\alpha, \bar{\delta}) = \frac{4}{3} \alpha^3 \bar{\delta}^3 F(\alpha, I_e), \quad \bar{w}(\alpha, \bar{\delta}) = \alpha^2 \bar{\delta} \cdot [F(\alpha, I_e)]^{-\frac{2}{3}}, \quad (10)$$

где  $\alpha = \bar{z}^{-1} = a/\delta$ .

При  $F = 1$  выражение (10) описывает контактирование сферы с полупространством из материала покрытия.

Рассмотрим другие инженерные подходы. Используя принятые обозначения, выражение (2.39) из работы [2, с. 69] представим в виде:

$$F_1(\alpha, I_e) = \left( \frac{I_e^{1,33} + 0,8\bar{z}(\alpha)}{\sqrt{1 + (0,8\bar{z}(\alpha))^2}} \right)^{-\frac{3}{4}}, \quad \bar{z}(\alpha) = \alpha^{-1}. \quad (11)$$

Аналогично из выражения (20) работы [8] имеем:

$$F_1(\alpha, I_e) = I_e^{-1} \times \left[ I_e^{-\frac{2}{3}} + \left( 1 - I_e^{-\frac{2}{3}} \right) \left( \frac{1 + 1,27\bar{z}(\alpha)^3 I_e^{-1} - 0,333\bar{z}(\alpha)^2 I_e^{-\frac{2}{3}} - 0,424\bar{z}(\alpha) I_e^{-\frac{1}{3}}}{1 + 2\bar{z}(\alpha)^4 I_e^{-\frac{4}{3}}} \right) \right]^{-\frac{3}{2}}. \quad (12)$$

Выражения (11) и (12) по своей физической сущности идентичны выражению (6) и определяют изменение эффективного модуля упругости в зависимости от упругих свойств материалов покрытия и основания, а также от толщины покрытия.

На рис. 2 представлены зависимости относительного внедрения от относительной нагрузки: кривая 1 соответствует выражениям (10); 2 – вы-

ражениям (3) и (4); 3 и 4 – соответственно выражениям (11) и (12); 5 – внедрению сферы в упругое полупространство из материала покрытия.

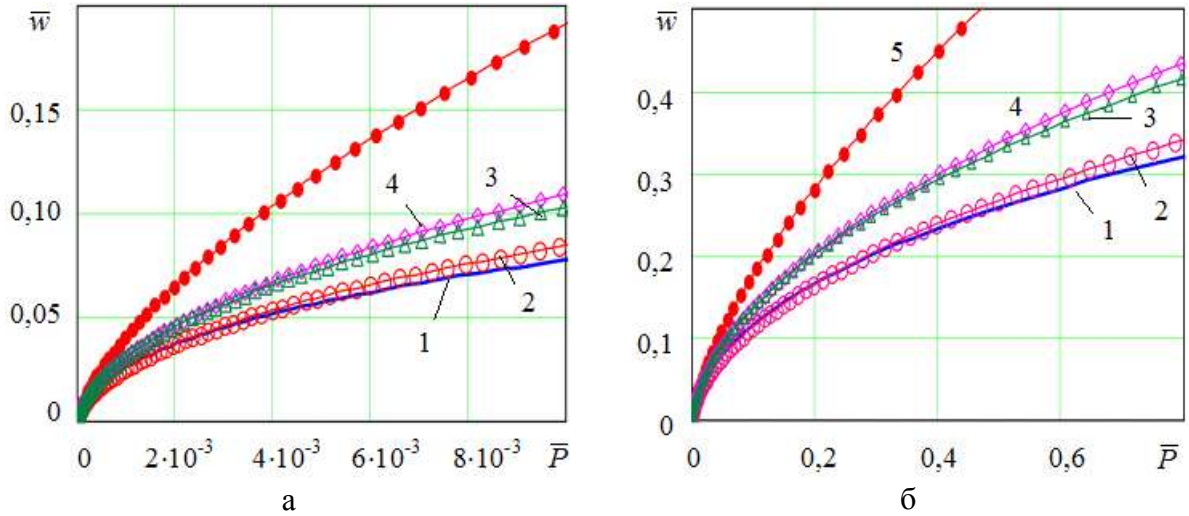


Рис. 2. Зависимости относительного внедрения от относительной нагрузки:  
а –  $\bar{\delta} = 0,2$ ; б –  $\bar{\delta} = 1$

**Контакт шероховатой поверхности через слой полимерного покрытия.** Воспользуемся дискретной моделью шероховатости, приведенной в [13]. Неровности представим в виде набора одинаковых сферических сегментов с радиусом  $R = a_c^2 / (2\omega R_{max})$ , основанием  $a_c$  и высотой  $\omega R_{max}$ . Схема взаимодействия отдельной неровности представлена на рис. 1. Принимая, что функция распределения неровностей  $\varphi_n(u)$  непрерывна, число неровностей в слое между уровнями  $u$  и  $u + du$  можно рассчитать по формуле

$$dn_r = n_c \varphi'_n(u) du,$$

где  $n_c = A_c / (\pi a_c^2)$ ;  $A_c$  – контурная площадь.

Используя решение задачи Герца о внедрении сферы на величину  $h_i = R_{max}(\varepsilon - u)$  в упругое полупространство, определяем необходимое для этого усилие  $N_i$ :

$$N_i = \frac{4}{3} E_{01}^* R^{\frac{1}{2}} R_{max}^{\frac{2}{3}} (\varepsilon - u)^{\frac{3}{2}}.$$

Суммируя  $N_i$  по всем неровностям, получим:

$$N = \frac{8}{3} n_c a_c \omega R_{max} \int_0^{\min(\varepsilon, \varepsilon_s)} E_{01i}^* \left( \frac{\varepsilon - u}{2\omega} \right)^{\frac{3}{2}} \varphi'_n(u) du. \quad (13)$$

Эффективный модуль упругости при контактировании отдельной неровности  $E_{01i}^*$  определяется аналогично выражениям (5)–(7).

Величину  $\bar{z}_i$  представим в виде

$$\bar{z}_i = \frac{\delta}{a_i} = \frac{\delta}{a_c} \cdot \frac{a_c}{a_{ri}} = \gamma \cdot \eta_i^{-0,5}, \quad (14)$$

где  $\gamma = \delta/a_c$ ,  $a_i \equiv a_{ri}$ ,  $\eta_i = a_{ri}^2/a_c^2 = \frac{\varepsilon - u}{2\omega}$ . Тогда

$$F_i = F_i(\gamma, \eta_i, I_e) = F_i(\gamma, \varepsilon, u, I_e) = \frac{\pi/2}{\pi/2 - K_1(\gamma, \varepsilon, u) + K_0(\gamma, \varepsilon, u) \cdot I_e}. \quad (15)$$

Значения  $K_1(\gamma, \varepsilon, u)$  рассчитываются по выражению (7) с учетом (14).

Подставляя выражение (15) в (13) и учитывая, что  $q_c = N/A_c$ , получим:

$$q_c = q_c(\gamma, \varepsilon, I_e) = \frac{8}{3\pi} \cdot \frac{\omega R_{max}}{a_c} E_1^* \times \int_0^{\min(\varepsilon, \varepsilon_s)} F_i(\gamma, \varepsilon, u, I_e) \cdot \left(\frac{\varepsilon - u}{2\omega}\right)^{\frac{3}{2}} \phi'_n(u) du, \quad (16)$$

или в безразмерной форме

$$F_{q1} = F_{q1}(\gamma, \varepsilon, I_e) = \frac{q_c a_c}{\omega R_{max} E_1^*} = \frac{8}{3\pi} \cdot \int_0^{\min(\varepsilon, \varepsilon_s)} F_i(\gamma, \varepsilon, u, I_e) \cdot \left(\frac{\varepsilon - u}{2\omega}\right)^{\frac{3}{2}} \phi'_n(u) du.$$

На рис. 3 представлены зависимости сближения шероховатой поверхности и полимерного слоя от номинального давления, рассчитанные в среде *Mathcad* по выражению (16). Точками обозначены предварительно оцифрованные экспериментальные данные, приведенные на рис. 3.14 в работе [2]. В расчетах использовались параметры шероховатости:  $R_{max} = 8,25$  мкм;  $R = 20$  мкм;  $b = 1,9$ ;  $\nu = 1,59$ .

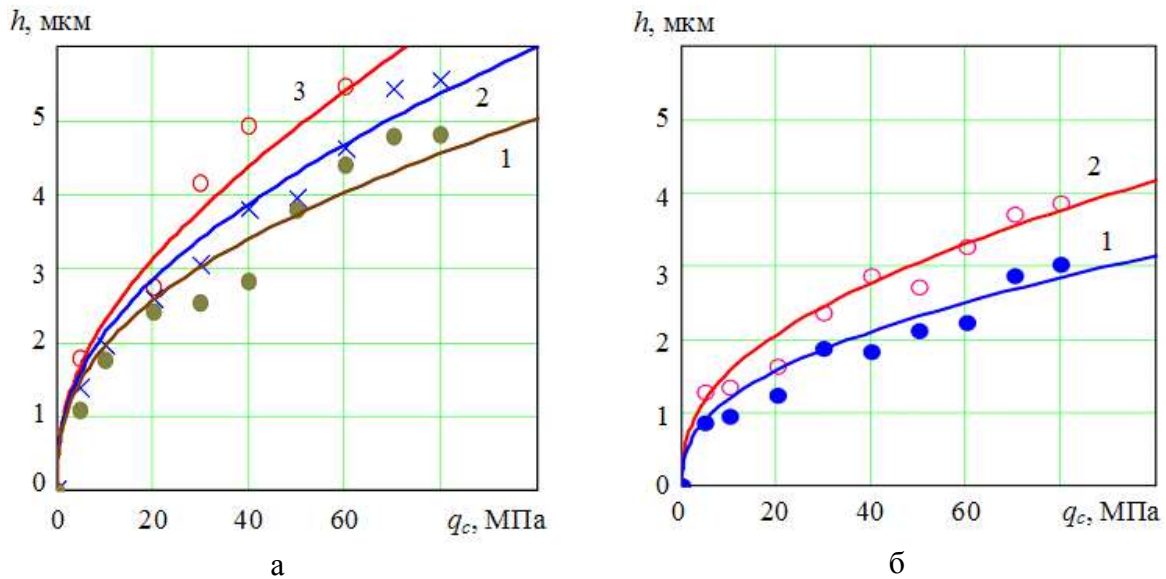


Рис. 3. Зависимости сближения шероховатой поверхности и полимерного слоя от номинального давления: а – фторопластовое покрытие ФБФ-74Д (1 – при  $\delta = 12$  мкм; 2 – при  $\delta = 25$  мкм; 3 – «массивный» материал); б – пленки (1 – лавсановая,  $\delta = 25$  мкм; 2 – полиамидная ПМ-1,  $\delta = 45$  мкм)



Из рис. 3 следует, что результаты расчетов и экспериментов по внедрению шероховатой поверхности в полимерные покрытия удовлетворительно совпадают, средние отклонения для каждой кривой не превышают 11 %.

**Заключение.** Анализ предлагаемых инженерных решений внедрения сферы показал преимущества метода, основанного на жесткостной модели слоистого тела. При этом эффективный модуль упругости и коэффициент Пуассона определяются для любых значений толщин покрытия при осесимметричном нагружении слоистого полупространства.

При исследовании контакта шероховатой поверхности через полимерный слой следует учитывать, что каждой неровности соответствует некоторый модуль упругости, который определяется уровнем вершины и величиной сближения.

#### Библиографический список

1. Уплотнения и уплотнительная техника: справочник / под ред. А.И. Голубева и Л.А. Кондакова. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1994. 448 с.
2. Макушкин, А.П. Полимеры в узлах трения и уплотнениях при низких температурах / А.П. Макушкин. М.: Машиностроение, 1993. 288 с.
3. Торская, Е.В. Моделирование фрикционного взаимодействия тел с покрытиями: дис. ... док. техн. наук / Торская Е.В. М., 2014. 251 с.
4. Александров, В.М. Контактные задачи для тел с упругими покрытиями и прослойками / В.М. Александров, С.М. Мхитарян. М.: Наука, 1983. 488с.
5. Айзикович, С.М. Аналитические решения смешанных осесимметричных задач для функционально-градиентных сред / С.М. Айзикович, В.М. Александров, А.С. Васильев [и др.]. М.: Физматлит, 2011.
6. Потележко, В.П. Задача Буссинеску для двухслойного полупространства / В.П. Потележко // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2006. Вып. 2. С. 27–32.
7. Аргатов, И.И. Приближенное решение осесимметричной контактной задачи для упругого слоя конечной толщины / И.И. Аргатов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2004. № 6. С. 35–40.
8. Воронин, Н.А. Применение теории упругого контакта Герца к расчету напряженно-деформированного состояния слоистого упругого тела / Н.А. Воронин // Трение и износ. 1993. Т. 14. № 2. С. 250–258.
9. Огар, П.М. Управление жесткостью контактных систем уплотнительных соединений / П.М. Огар, В.А. Тарасов, И.Б. Федоров // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2013. № 1. С. 22–27.
10. Ogar, P.M. Determination of the elastic characteristics of bodies with thin coatings / P.M. Ogar, V.A. Tarasov // Advanced Materials Research. V. 677 (2013). P. 267–272.
11. Огар, П.М. Эффективный модуль упругости слоистого тела / П.М. Огар, Д.Б. Горохов, А.С. Кожевников // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2016. № 4 (52). С. 37–42.
12. Кожевников, А.С. Новое инженерное решение для определения эффективного модуля упругости слоистого тела / А.С. Кожевников // Труды Братского государственного университета. Серия: Естественные и инженерные науки. 2016. № 2. С. 70–76.
13. Огар, П.М. Контактные задачи в герметологии неподвижных соединений / П.М. Огар, Д.Б. Горохов, А.С. Кожевников. Братск: Изд-во БрГУ, 2017. 242 с.

УДК 621.01:621.81:621:891

П.М. Огар, Д.Б. Горохов, В.К. Елсуков  
Братский государственный университет

## КРИТЕРИИ ПОЯВЛЕНИЯ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ КОНТАКТИРОВАНИИ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

В качестве критериев появления пластических деформаций выбраны относительные площади контакта для отдельной неровности, определяющие равенство эквивалентных напряжений в приповерхностном слое и на поверхности площадки контакта пределу текучести и не зависящие от расположения неровности по высоте шероховатого слоя.

*Ключевые слова:* шероховатая поверхность, сферическая неровность, упругий контакт, напряженно-деформированное состояние, критерии пластических деформаций.

The relative contact areas of a certain asperity are chosen as the criteria of plastic deformations appearance. These contact areas determine the equality of equivalent stresses in the near-surface layer and on the contact surface to the yield point and are independent of the altitude position of an asperity in a rough layer.

*Key words:* rough surface, spherical asperity, elastic contact, stress-strain state, criteria of plastic deformation.

Во многих производствах для уплотнительных соединений машин, агрегатов, аппаратов и другого технологического оборудования характерны высокие энергетические параметры: давления свыше 40 МПа и температуры свыше 300 °С. Для таких соединений используются металлические материалы [1], в большинстве случаев контакт является упругопластическим [2]. Следует отметить, что полученные в недавней работе авторов [3] результаты справедливы также для упругого контактирования металлических шероховатых поверхностей. Целью настоящего исследования является уточнение границ применимости этих результатов.

**Обзор предлагаемых критериев пластичности.** При внедрении сферического индентора в упругое идеально пластическое тело по критерию максимальных касательных напряжений Треска при зарождении пластических деформаций максимальное  $p_0$  и среднее  $p_m$  давления на контактной площадке [4]:

$$p_0 = 1,613\sigma_y, \quad p_m = 1,075\sigma_y, \quad (1)$$

где  $\sigma_y$  – предел текучести.

Для анализа давлений в диапазоне  $(1,075...3) \cdot \sigma_y$ , соответствующем стадии стесненного упругопластического деформирования, можно использовать упрощенную модель с шаровым ядром [4].

Для реальных упрочняемых материалов соотношение между  $\sigma_y$  и  $p_m$  близко или больше 3: 2,7...3,1 [5].

Развитые пластические деформации имеют место при нагрузке [2]:

$$P_{кр.п} = 4,36 D^2 H^3 / E^{*2},$$

где  $D$  – диаметр сферы;  $H$  – предельная твердость,  $H$  всегда больше  $HB$ ;  $E^*$  – эквивалентный модуль упругости. Среднее давление на контактной площадке  $p_m = 0,5H$ .

В работах [6, 7] авторами был проведен конечно-элементный анализ внедрения жесткого сферического индентора радиусом  $R$  в различные реальные материалы. Расчеты проводились в зависимости от степени нагружения

$$k = N/N_{кр},$$

где  $N$  – нормальная нагрузка;  $N_{кр}$  – нагрузка, при которой впервые наступает пластическое состояние.

С помощью МКЭ были получены значения критических нагрузок:

$$N_{кр} = S \frac{R^2 \sigma_y^3}{E^{*2}},$$

впоследствии названных для коэффициента  $S = 22$  критической нагрузкой второго рода, при которой появляются первые пластические деформации в приповерхностной области; для  $S = 383$  – критической нагрузкой первого рода, характеризующей развитую зону пластических контактных деформаций и определяющую изменение механизма изнашивания [7]. При  $S = 383$  средние контактные давления достигнут твердости материала.

В работе [8] авторами предложен критерий перехода к пластическому виду контакта шероховатых поверхностей:

$$\Psi_{GW} = \frac{E^*}{H} \sqrt{\frac{R_q}{R}},$$

где  $H$  – твердость более мягкого из контактирующих материалов;  $R_q$  – среднеквадратическое отклонение профиля. При  $\Psi_{GW} < 0,6$  имеет место упругий контакт, при  $\Psi_{GW} > 1$  – пластический.

Автором [9] предложен аналогичный критерий:

$$\Psi_{Lz} = \frac{E^*}{H} \sqrt{\frac{R_p}{R}},$$

где  $R_p$  – наибольшая высота неровностей профиля над уровнем средней линии профиля шероховатости, однако критические значения критерия существенно иные: контакт считается преимущественно упругим при  $\Psi_{Lz} < 2$  и преимущественно пластическим при  $\Psi_{Lz} > 60$ .

Как указано в [10], 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 представляется сильно заниженным.

**Решение поставленной задачи.** Напряженно-деформированное состояние в зоне контакта отдельной неровности с учетом влияния остальных контактирующих неровностей рассмотрено в работе [11]. Условие начала пластической деформации представлено в зависимости от комплексного параметра  $f_y$ , характеризующего микрогеометрию поверхности и механические свойства материала:

$$f_y = \frac{a_c \varepsilon_y}{\omega R_{max}},$$

где  $\varepsilon_y = \sigma_y / E^*$ ;  $a_c$ ,  $\omega$ ,  $R_{max}$  – параметры микрогеометрии.

Принимая  $\omega = 0,5$ ;  $R_{max} \approx 2R_p$ ;  $H = K_h \sigma_y$ , получаем зависимость между параметрами  $f_y$  и  $\Psi_{Iz}$  в виде

$$f_y = \frac{\sqrt{2}}{K_h} \Psi_{Iz}^{-1}.$$

Авторами [11] предложено три параметра в качестве возможных критериев появления пластических деформаций в приповерхностном слое контакта отдельной неровности: критическое значение  $\varepsilon_c$  относительного перемещения шероховатой поверхности, при котором эквивалентное напряжение равно пределу текучести  $\sigma_y$ ; относительная площадь контакта  $\eta_{ip}$ , при которой появляются пластические деформации; параметр  $K_y$ , равный отношению максимального давления на площадке контакта к пределу текучести  $\sigma_y$ . На рис. 1 представлены характеристики начала пластической деформации для неровности, расположенной на расстоянии  $u$  от уровня вершин.

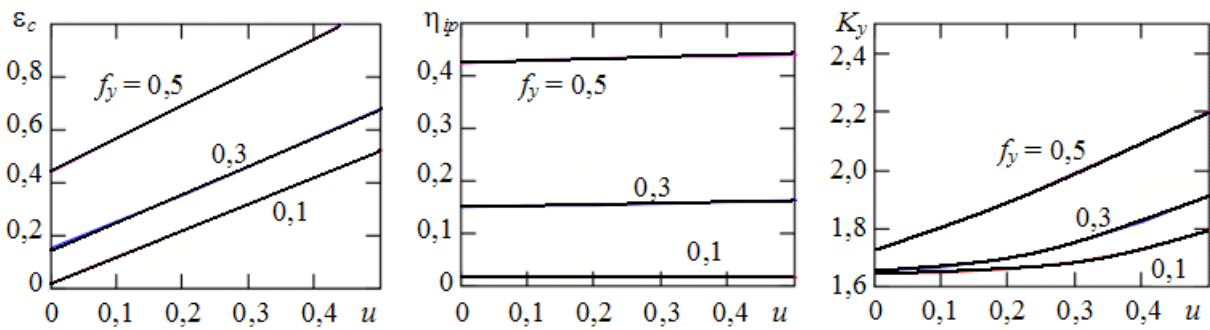


Рис. 1. Характеристики начала пластической деформации

Из анализа рис. 1 следует, что с ростом расстояния  $u$  от уровня вершин при постоянном  $f_y$  значения параметров  $\varepsilon_c$  и  $K_y = p_{r0} / \sigma_y$  существенно увеличиваются. Более стабильным параметром является  $\eta_{ip}$ , который определяется параметром  $f_y$  и практически не зависит от уровня  $u$ .

Таким образом, значение  $\eta_{ip}$  для любой неровности может быть определено как для самой высокой неровности при  $u = 0$ .

Выражения (1) можно представить в виде:

$$p_0 = K_y \sigma_y, \quad p_m = \frac{2}{3} \cdot K_y \sigma_y,$$

где  $K_y = 1,613$ .

Используя выражения Герца для радиуса площадки контакта

$$a_{ri} = \left( \frac{3P_i r}{4E^*} \right)^{\frac{1}{3}}$$

и учитывая, что

$$P_i = \pi a_{ri}^2 p_m, \quad r = \frac{a_c^2}{2\omega R_{max}}, \quad \frac{a_{ri}^2}{a_c^2} = \eta_i,$$

получим значение критерия появления пластических деформаций в приповерхностном слое:

$$\eta_p^* = \left( \frac{\pi K_y}{4} f_y \right)^2. \quad (2)$$

Для самой высокой неровности  $\eta_p^* = 1,605 f_y^2$ .

Таким образом, предложенный критерий пластичности не зависит от условий нагружения, что является его достоинством.

Аналогично определим критерий появления пластических деформаций на площадке контакта. Согласно [12], эквивалентные напряжения в центре площадки

$$\sigma_{eq}(0) = 0,2(1 + \beta) p_m,$$

для самой высокой неровности  $\beta = 0,5$ .

Наибольшее значение эквивалентное напряжение  $\sigma_{eq}(1)$  имеет на контуре площадки контакта, где оно незначительно превышает  $\sigma_{eq}(0)$  в центре области нагружения. Удобно представить  $\sigma_{eq}(1) = K_\sigma \cdot \sigma_{eq}(0)$ , где по энергетической теории сдвиговых деформаций  $K_\sigma = 1,16$ , по теории максимальных касательных напряжений  $K_\sigma = 1,33$ .

В момент появления пластической деформации по контуру площадки контакта  $\sigma_{eq}(1) = \sigma_y$ , а среднее контактное давление

$$p_m = \frac{10\sigma_y}{3K_\sigma}.$$

Тогда аналогично вышеприведенным рассуждениям критерий появления пластических деформаций по контуру площадки контакта

$$\bar{\eta}_p^* = \left( \frac{5\pi}{4K_\sigma} \bar{f}_y \right)^2. \quad (3)$$

Для самой высокой неровности

$$\bar{\eta}_p^* = 15,42K_\sigma^{-2} \bar{f}_y^2.$$

По теории максимальных касательных напряжений  $\bar{\eta}_p^* = 5,432\eta_p^*$ , по энергетической теории сдвиговых деформаций  $\bar{\eta}_p^* = 7,141\eta_p^*$ .

Из выражений (2) и (3) следует:

$$f_y = \frac{4}{\pi K_y} \eta_p^{*0,5}, \quad \bar{f}_y = \frac{4K_\sigma}{5\pi} \bar{\eta}_p^{*0,5}. \quad (4)$$

Таким образом, задаваясь соответствующим критерием появления пластических деформаций и его значением в зависимости от требуемого вида деформации неровностей можно определить соответствующее значение комплексного параметра  $f_y$  (или  $\bar{f}_y$ ).

На рис. 2а представлены рассчитанные по выражениям (4) зависимости  $f_y(\eta_p^*)$  и  $\bar{f}_y(\bar{\eta}_p^*)$ , обозначающие границы критериев пластичности (соответственно кривые 1 и 2). По данным [13] зависимость относительной площади контакта от величины безразмерного силового упругогеометрического параметра  $f_y$  можно описать выражением

$$\eta = 1 - \exp(-1,48f_q^{0,775}),$$

тогда границы критериев пластичности можно определить в зависимости от величины  $f_q$  (рис. 2б).

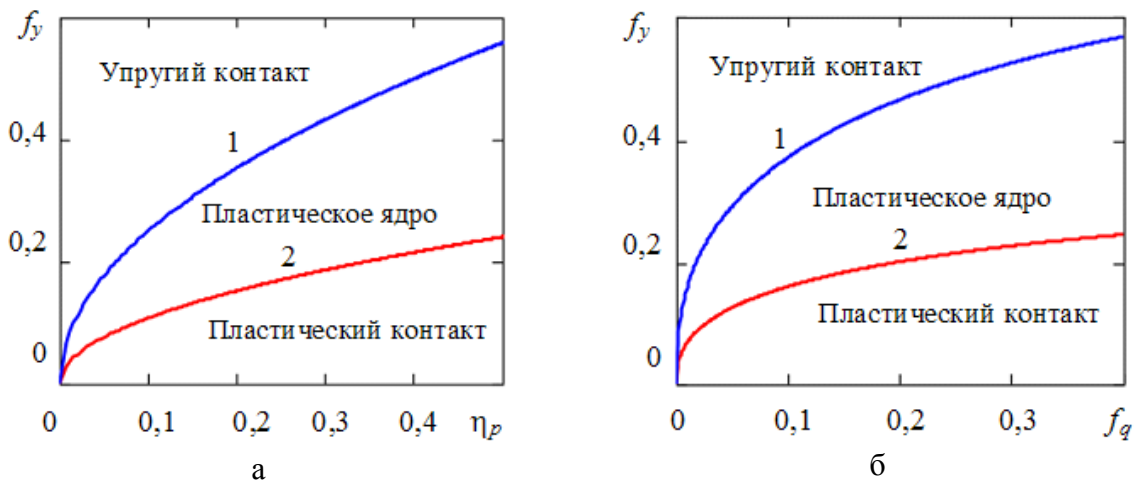


Рис. 2. Границы критериев пластичности в приповерхностном слое (кривая 1) и по контуру площадки контакта (кривая 2) в зависимости:

а – от величины  $\eta_p$ ; б – от величины  $f_q$

При превышении значений  $f_y$  (кривая 1) и  $\bar{f}_y$  (кривая 2) деформация соответственно в приповерхностном слое и по контуру площадки контакта является упругой. При нахождении значений  $\bar{f}_y$  между кривыми 1 и 2 в приповерхностном слое образуется пластическое ядро.

**Заключение.** В качестве критериев появления пластических деформаций выбраны относительные площади контакта для отдельной неровности, определяющие равенство эквивалентных напряжений в приповерхностном слое и на поверхности площадки контакта пределу текучести и не зависящие от расположения неровности по высоте шероховатого слоя. Поэтому критерии пластичности определены для самой высокой неровности в зависимости только от комплексного параметра  $f_y$ , характеризующего микрогеометрию поверхности и механические свойства материала.

Используя полученные зависимости, можно решить обратную задачу – задаваясь значениями критериев пластичности, определить значения  $f_y$  и  $\bar{f}_y$  (см. рис. 2), при которых обеспечивается требуемый вид контакта.

#### Библиографический список

1. Огар, П.М. Проектирование затворов специальной трубопроводной арматуры / П.М. Огар, В.А. Тарасов. Братск: Изд-во БрГУ, 2014. 191 с.
2. Ланков, А.А. Вероятность упругих и пластических деформаций при сжатии металлических шероховатых поверхностей / А.А. Ланков // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2009. № 3. С. 3–5.
3. Огар, П.М. Обеспечение герметичности неподвижных соединений с низко-модульными материалами / П.М. Огар, Д.Б. Горохов, В.К. Елсуков // Системы. Методы. Технологии. 2017. № 3. С. 7–14.
4. Джонсон, К. Механика контактного взаимодействия / К. Джонсон. М.: Мир, 1989. 510 с.
5. Демкин, Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 226 с.
6. Болотов, А.Н. Критерий перехода к пластическим контактным деформациям в тяжело-нагруженных узлах трения деталей машин / А.Н. Болотов, О.В. Сулягин, М.В. Васильев // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). 2012. № 1. С. 211–213.
7. Болотов, А.Н. Исследование упругопластического контакта сферического индентора с металлами и твердосмазочными покрытиями. Часть 1: Критические нагрузки / А.Н. Болотов, В.В. Мешков, О.В. Сулягин [и др.] // Трение и износ. 2013. Т. 34. № 1. С. 5–10.
8. 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.
9. 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.
10. Измайлов, В.В. О критериях упругого и пластического контактирования шероховатых поверхностей / В.В. Измайлов // Механика и физика процессов на поверхно-

сти и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2017. Вып. 10. С. 112–116.

11. Огар, П.М. Критерий пластичности для единичной неровности при контактировании жесткой шероховатой поверхности с полупространством / П.М. Огар, В.А. Тарасов, А.В. Турченко // Системы. Методы. Технологии. 2013. № 2. С. 29–34.

12. Огар, П.М. Влияние формы осесимметричной нагрузки на напряженно-деформированное состояние упругопластического полупространства / П.М. Огар, В.А. Тарасов // Системы. Методы. Технологии. 2010. № 5. С. 14–20.

13. Огар, П.М. Инженерный метод расчета относительной площади контакта при внедрении жесткой шероховатой поверхности в упругое полупространство / П.М. Огар, Д.Б. Горохов // Труды Братского государственного университета. Серия: Естественные и инженерные науки. 2017. № 1. С. 151–155.

УДК 539.62

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

## ИЗМЕРЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ УДЕЛЬНОЙ СИЛЫ ТРЕНИЯ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ МЕДИ

Описаны результаты сравнительных экспериментальных исследований триботехнических характеристик: коэффициентов трения, параметров  $\tau_0$  и  $\beta$  адгезионной составляющей удельной силы трения, перспективных электроконтактных материалов на основе меди. Показано, что исследованные материалы обладают лучшими антифрикционными свойствами по сравнению с электротехнической медью.

*Ключевые слова:* коэффициент трения, параметры удельной силы трения, электроконтактные материалы.

The results of comparative experimental studies of tribotechnical characteristics: coefficients of friction, parameters  $\tau_0$  and  $\beta$  of an adhesion component of a specific friction force of perspective electric contact materials on copper base are described. It is shown that the investigated materials have the best antifriction properties compared to electrotechnical copper.

*Key words:* friction coefficient, parameters of the specific friction force, electric contact materials.

Скользящие электрические контакты широко применяются в электрических машинах, в контактной сети электротранспорта, системах управления и автоматики, радиоэлектронной аппаратуре. Перспективным направлением улучшения их характеристик является разработка материалов, сочетающих хорошие электрические и антифрикционные свойства. Данная работа посвящена сравнительному исследованию триботехнических характеристик традиционного электроконтактного материала – меди марки М1 и трех перспективных материалов для скользящих электрических контактов, созданных на основе новых технологий: ультрамелкозернистой меди (УМЗ) с субмикроструктурной и нанокристаллической структурой, полученной методом интенсивной пластической деформации.



ции [1]; меди, внутренне окисленной по границам зерен (ВОМ) [2]; дисперсноупрочненного композиционного материала (ДУКМ) с медной матрицей, насыщенной мелкодисперсными соединениями, в состав которых не входит материал основы [2].

Для исследования трения электроконтактных материалов использовали оригинальный микротрибометр, разработанный на кафедре прикладной физики ТвГТУ [3], и методику определения коэффициента трения и параметров удельной силы трения на микромасштабном уровне. Микротрибометр неоднократно применялся для определения коэффициентов трения различных материалов, в том числе: оксидных пленок на металлах, нитридных ионно-плазменных покрытий, низкомолекулярных полимерных покрытий на металлах и тонких слоев, полученных методом лазерного поверхностного упрочнения [4–6]. Прибор отличается простотой и надежностью устройства и методики измерений, в основу которой положен гравитационный принцип создания как нормальной, так и тангенциальной нагрузки на контакт, чем достигается минимум косвенных измерений и хорошая воспроизводимость результатов. Его схема и методика измерения силы трения подробно описаны в работах [3, 4].

В данной работе опытным путем определяли максимальный коэффициент трения покоя по схеме шар – плоскость в диапазоне нормальных нагрузок 0,5...5 мН, который в соответствии с поставленной целью обеспечивает упругую деформацию контакта.

Образцы исследуемых электроконтактных материалов были изготовлены в виде прямоугольных плоских брусков размерами 30×12×5 мм. Предварительно поверхности образцов подвергали механической обработке (обрабатывали шабрением и шлифовали на мелкозернистой абразивной бумаге), создавая номинально плоскую поверхность трения. При такой обработке получается достаточно гладкая поверхность, не содержащая посторонних включений. Непосредственно перед измерениями поверхности образца и контробразца зачищали от окисной пленки, промывали этиловым спиртом и насухо вытирали мягкой тканью. В качестве контробразца в микротрибометре используется сферический индентор из стали ШХ-15 диаметром  $d = 1$  мм.

Измерение коэффициента трения при данной нормальной нагрузке повторяли 10...15 раз. Для оценки достоверности полученных результатов проводили статистическую обработку по методу малых выборок. Используемая методика измерений обеспечивала относительную случайную погрешность измерений не более 7...10 % при заданной 95%-й доверительной вероятности. Эксперимент показал, что путем многократных измерений не удается заметно снизить относительную случайную погрешность, так как при кратности измерений  $n > 15$  ошибка практически не уменьшается. Погрешность, вносимая измерительными приборами, не превышает 2 %, что значительно меньше случайной погрешности.

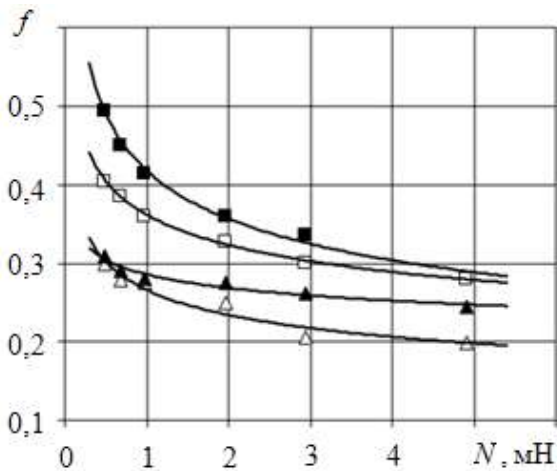


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения от нагрузки: ■ – медь М1; □ – УМЗ; △ – ВОМ; ▲ – ДУКМ

Результаты экспериментов представлены на рис. 1 в виде зависимости коэффициента трения  $f$  от нормальной контактной нагрузки  $N$ . Как и следовало ожидать, в условиях упругого контакта зависимость коэффициента трения от нормальной нагрузки убывающая. Во всей исследованной области контактных нагрузок электроконтактные материалы, созданные на основе современных технологий, имеют меньший коэффициент трения, чем традиционная медь.

Коэффициент трения является важной фрикционной характеристикой пар трения, необходимой для решения прикладных задач при эксплуатации и проектировании узлов трения. Однако во многих случаях для адекватного описания контактного взаимодействия в процессе трения более обоснованно использовать в качестве характеристики фрикционной пары удельную силу трения.

Для расчета удельной силы трения и ее параметров  $\tau_0$  и  $\beta$  по И.В. Крагельскому [7] необходимо знать фактическое контактное давление  $p_r$ . Данную величину рассчитывали по формуле, полученной на основании классического решения Г. Герца контактной задачи для упругих тел, ограниченных поверхностями второго порядка [8]:

$$p_r = \frac{N^{1/3}}{\pi \left( \frac{3}{4} rI \right)^{2/3}},$$

где  $r$  – приведенный радиус кривизны контактирующих тел;  $I = \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}$  – упругая постоянная;  $E_1, \mu_1$  и  $E_2, \mu_2$  – модули упругости и коэффициенты Пуассона контактирующих материалов. Значения модулей упругости и коэффициентов Пуассона:  $E_1 = 2,01 \cdot 10^{11}$  Па,  $\mu_1 = 0,3$  и  $E_2 = 1,30 \cdot 10^{11}$  Па,  $\mu_2 = 0,34$  для стального контробразца и медных образцов соответственно, приняты на основании справочной литературы [9].

Отдельно нужно остановиться на расчете приведенного радиуса кривизны контактирующих тел. В описываемых экспериментах контробразцом является шарик радиусом  $r_{ш} = 1$  мм из стали марки ШХ15, поверхность которого считается гладкой. Средний радиус закругления вершин микронеровностей поверхности исследованных образцов по результатам профилометрирования равен  $r_b = 2$  мм. Практически в процессе измерения

коэффициента трения сферический контрообразец контактирует с единичным выступом шероховатости поверхности плоского образца. Тогда приведенный радиус кривизны контактирующих тел

$$r = \left( \frac{1}{r_{ш}} + \frac{1}{r_{в}} \right)^{-1} = 0,4 \text{ мм.}$$

Удельную силу трения рассчитывали по измеренной величине коэффициента трения и рассчитанному значению фактического контактного давления:

$$\tau = f p_r.$$

Результаты экспериментов, представленные на рис. 2 в виде зависимости удельной силы трения  $\tau$  от фактического контактного давления  $p_r$ , дают возможность сравнительной оценки фрикционных характеристик исследованных материалов в условиях преобладания адгезионной составляющей силы трения.

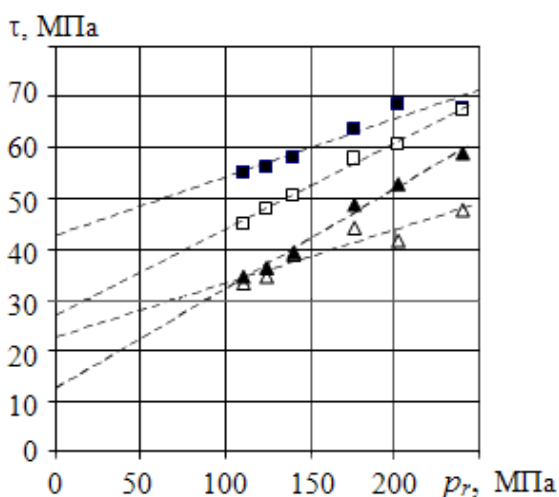


Рис. 2. Зависимость удельной силы трения от фактического контактного давления:

■ – медь М1; □ – УМЗ; Δ – ВОМ; ▲ – ДУКМ

аппроксимирующих прямых к оси абсцисс определяем пьезокоэффициент  $\beta$ . Числовые значения параметров удельной силы трения  $\tau_0$  и  $\beta$  для исследованных электроконтактных материалов представлены в таблице.

Параметры адгезионной составляющей удельной силы трения

| Материал      | $\tau_0$ , МПа | $\beta$ |
|---------------|----------------|---------|
| Медь марки М1 | 42,5           | 0,12    |
| УМЗ           | 26,7           | 0,17    |
| ВОМ           | 22,4           | 0,11    |
| ДУКМ          | 12,3           | 0,19    |

ными свойствами по сравнению с электротехнической медью марки М1, что подтверждает перспективность их применения в скользящих электрических контактах.

Экспериментальные зависимости  $\tau(p_r)$  достаточно хорошо аппроксимируются прямыми линиями, подтверждая тем самым, справедливость известного биномиального закона для адгезионной составляющей удельной силы трения [7]:

$$\tau = \tau_0 + \beta p_r. \quad (1)$$

Экстраполированием аппроксимирующих прямых до значений  $p_r = 0$  (см. рис. 2) находим удельную сдвиговую прочность молекулярных связей  $\tau_0$  в уравнении (1), а по тангенсу угла наклона

Созданные с применением современных технологий электроконтактные материалы – ультрамелкозернистая медь, внутреннеокисленная медь и дисперсноупрочненный композиционный материал на медной основе – обладают лучшими антифрикционными

### Библиографический список

1. Берент, В.Я. Сильноточный скользящий контакт (свойства, повреждаемость и процессы, протекающие в нем) / В.Я. Берент. Ногинск: Аналитика Родис, 2016. 330 с.
2. Берент, В.Я. Материалы и свойства электрических контактов в устройствах железнодорожного транспорта / В.Я. Берент. М.: Интекст, 2005. 408 с.
3. Пат. № 2150688 Российская Федерация. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова, А.А. Иванова; заявл. 25.12.98; опубл. 10.06.2000, Бюл. № 16. 10 с.
4. Нестерова, И.Н. Микротрибометр – прибор для экспериментального исследования фрикционных параметров тонких поверхностных слоев и покрытий / И.Н. Нестерова, А.Ф. Гусев // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С. 1152–1158.
5. 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.
6. Барабонова, И.А. Триботехнические свойства быстрорежущей стали после лазерной поверхностной обработки / И.А. Барабонова, Н.С. Зубков, М.В. Новоселова [и др.] // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, детали технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2013. Вып. 6. С. 74–79.
7. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
8. Hertz, H. Uber die Beruhrung fester elastischer Korper / H. Hertz // J. fur reine und angewandte Mathematik. 1882. Bd.92. S. 156–171.
9. Лившиц, Б.Г. Физические свойства металлов и сплавов / Б.Г. Лившиц, В.С. Крапошин, Я.Л. Линецкий. М.: Металлургия, 1980. 320 с.

УДК 634.362.7

Е.А. Памфилов

Брянский государственный технический университет,

Е.В. Шевелева

Брянский государственный инженерно-технологический университет

### ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ЦЕПНЫХ ПИЛЬНЫХ АППАРАТОВ ЛЕСОЗАГОТОВИТЕЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Рассмотрены перспективы повышения работоспособности цепных пильных аппаратов лесозаготовительного оборудования. Представлены основные закономерности изнашивания деталей цепных пильных аппаратов, в том числе при приложении динамических нагрузок.

*Ключевые слова:* бензиномоторные пилы, пильные цепи, изнашивание, лесозаготовительное оборудование.

The prospects of the increase of the operating capacity of chain saw instruments of lumbering equipment have been reviewed. The main mechanisms of the wear of chain saw instruments parts are submitted, including the application of dynamic loads.

*Key words:* petrol-powered saw, saw chain, wear, lumbering equipment.

Широкое использование в отечественной лесозаготовительной промышленности зарубежных машинных комплексов для заготовки древесины в настоящее время привели к тому, что возникла необходимость разработки и внедрения новых высоконадежных конструкций отечественного механизированного инструмента. Это особенно важно в связи с тем, что значительная площадь лесов России находится в труднодоступной местности, поэтому часто использование многооперационных лесозаготовительных машин там затруднено. Кроме того, в своем составе многие леса имеют крупномерные деревья, которые недоступны для валки машинами. В России преобладает зимняя заготовка древесины, что также препятствует использованию машинной техники, и, чтобы не останавливать технологический процесс, лесозаготовители переходят к механизированной валке деревьев. Кроме того, большинство лесозаготовительных предприятий относится к мелким, поэтому они не в состоянии содержать и обслуживать импортные дорогие машины, в связи с чем многие вынуждены возвращаться к ремонту и модернизации уже физически и морально устаревшей техники.

Бензиномоторные пилы также нашли широкое применение при рубках ухода за лесом, на лесосеках большой объем работ приходится на обрезку сучьев, на раскряжевку хлыстов. Поэтому эффективность выполнения лесосечных работ зачастую зависит от надежности бензиномоторных пил, цепной пильный аппарат которых обладает рядом положительных качеств, таких как достаточно высокая производительность, удобство в эксплуатации и др.

Однако пильный аппарат не лишен и ряда недостатков, основной из которых – низкий моторесурс его составных частей по отношению к сроку службы лесозаготовительной техники.

Неудовлетворительное качество и работа отечественных пил привели к тому, что в России преимущественно используются инструменты импортного производства. Это привело к вытеснению продукции отечественных производителей. В связи с этим важным является разработка и внедрение новых, более совершенных конструкций инструмента, не только не уступающих, но и превышающих по надежности и своим эксплуатационным показателям импортное оборудование.

Причинами отказов основных рабочих элементов пильных аппаратов (пильной шины и пильной цепи) являются достижение предельного износа и объемное разрушение [1, 2]. При этом изнашивание протекает в условиях циклического нагружения и под действием ударных периодических нагрузок с последующим скольжением цепи по шине при наличии между трущимися поверхностями смазки и абразива.

Для решения задачи повышения долговечности элементов пильного аппарата необходимо проведение теоретических исследований взаимодействия пильной цепи со звездочкой и шиной и выявления основных причин изнашивания [3].

При ударном изнашивании со скольжением процесс разрушения поверхностного слоя можно разделить на два основных этапа. Первый этап – разрушение, происходящее при ударе, и второй – износ при перемещении поверхностей друг относительно друга. Взаимодействие контактирующих поверхностей на этих этапах процесса определяется большим числом факторов, зависящих от физико-химических характеристик материала, особенностей абразивного воздействия и условий изнашивания, причем механизмы изнашивания на первом и втором этапах существенно отличаются друг от друга.

Условия эксплуатации пыльных шин не обеспечивают, как правило, возможностей формирования абразивной прослойки высокой плотности, поэтому повторное контактирование абразивного зерна с изнашиваемой поверхностью в местах, уже подвергнутых воздействию абразива, осуществляется весьма редко. Величина износа при трении по такого вида абразивной прослойке определяется многими условиями, среди которых основными являются глубина внедрения частицы, зависящая от величины действующей нормальной силы, состав абразивной прослойки и путь трения.

Средняя глубина внедрения абразивных частиц определяется количеством их на поверхности и диапазоном колебания размеров абразивных зерен. При малом колебании размеров нагрузка более равномерно распределяется между отдельными зернами; если же размеры их существенно отличаются, нагрузка, локализуясь на некоторых наиболее крупных зернах, не воспринимается большинством мелких зерен. В то же время крупные зерна, дробясь при приложении значительных усилий, увеличивают число мелких, это способствует выравниванию нагрузки между зернами абразива. Это дает основание предположить, что интервал колебаний размеров абразивных зерен в прослойке будет оказывать существенное влияние на величину изнашивания. Очевидно и то, что на интенсивность изнашивания оказывает влияние и форма абразивных частиц.

В результате проведенных исследований было установлено, что величина износа определяется геометрическими характеристиками абразивных зерен, их твердостью, удельной нагрузкой и путем трения. Кроме того, по некоторым данным, величина износа не зависит от плотности абразивной прослойки. Однако это, безусловно, требует экспериментального подтверждения.

В условиях ударного приложения нормальной силы на глубину внедрения абразивного зерна оказывает влияние твердость, ударная вязкость, сопротивление материала изнашиваемой детали. Немаловажную роль играет и прочность абразивных зерен. Следует отметить, что вследствие малой ударной прочности часть абразивных зерен будет хрупко разрушаться. Наиболее интенсивно будут разрушаться абразивные частицы, имеющие большие размеры. Раздробление абразивных зерен может происходить вследствие концентрации ударных усилий на небольшом числе абразивных частиц.

По-видимому, при разрушении крупных абразивных частиц сила удара смягчается, и после этого абразивные частицы средних размеров воспринимают его, не разрушаясь.

Кроме того, многократное ударное нагружение материала пыльной шины приводит к развитию сети микротрещин, способствующих выкрашиванию микрообъемов поверхностного слоя, что приводит к ускоренному изнашиванию. Также при повышенных скоростях нагружения увеличивается и скорость деформации при проникновении абразивных зерен в материал, что существенно сказывается на прочностных характеристиках поверхностного слоя. Развивающаяся при пластическом деформировании теплота не успевает распространиться по всему объему образца и, локализуясь в области деформации, может вызвать местное нагревание, что способствует снижению твердости и прочностных характеристик термически обработанных поверхностей и повышению интенсивности их изнашивания.

В соответствии с вышеизложенным процесс изнашивания при приложении динамических нагрузок можно представить следующим образом.

С учетом свойств материалов деталей пыльных аппаратов можно полагать, что в большинстве случаев происходит ударно-пластическое разрушение, поскольку действие абразивных зерен деформирует металл, осуществляя срез микрообъемов и многократное передеформирование, приводящее к интенсивному износу.

При малой ударной вязкости изнашиваемого материала возможно проявление ударно-усталостного разрушения, которое начинается с возникновения микротрещин, которые при повторных ударах быстро растут, приводя на конечном этапе своего развития к разрушению поверхностного слоя. Условия образования и развития каждой ударно-усталостной трещины, кроме указанных выше причин, зависят от состава и структуры изнашиваемого металла, а также от энергии удара.

Возможно также проявление одновременно и ударно-усталостного и ударно-пластического разрушения поверхности, когда наряду с пластическим течением изнашиваемой поверхности происходит зарождение ударно-усталостных трещин и интенсивное их развитие, которое приводит к выкрашиванию микрообъемов металла.

Следует также отметить, что технологические микротрещины, образовавшиеся в результате термической и механической обработки рассматриваемых деталей, в существенной степени способствуют развитию ударно-усталостного изнашивания. Смазывание абразивных частиц уменьшает коэффициент трения деформируемого металла по абразиву, что обуславливает увеличение глубины внедрения, но в то же время проявляются демпфирующие свойства смазочного слоя, уменьшающие степень динамического нагружения.

Таким образом, на разрушение поверхностей внедряющимся абразивным зерном оказывает существенное влияние величина нормальной нагруз-

ки или значение энергии соударения трущихся тел, твердость, пластические характеристики материала изнашиваемой поверхности, сопротивление срезу, соотношение твердостей контактирующих поверхностей и абразива, а также характер распределения абразивных частиц по размерам и их форма.

При приложении тангенциальной нагрузки возрастает напряжение в изнашиваемом металле и абразивные зерна, двигаясь по поверхности, царапают ее своими вершинами. Каждым зерном разрушается слой металла толщиной, приблизительно равной глубине внедрения. Следовательно, чем меньше оказывается глубина внедрения, тем меньше возможность зерна производить разрушение.

В процессе движения абразивного зерна глубина его внедрения может увеличиваться либо изменяться в определенных пределах, особенно это относится к материалам, свойства которых в микрообъемах различны, а следовательно, и площадь поверхности среза будет переменной.

Циклические нагрузки оказывают существенное влияние на глубину проникновения абразивных частиц. Если нормальная сила, действующая на абразивные частицы, изменяется в процессе изнашивания от максимума до минимума, то глубина внедрения абразивного зерна будет определяться величиной максимального или близкого к нему значения нормальной силы. Поэтому на втором этапе ударного изнашивания с последующим скольжением протекающие процессы, очевидно, будут близки к механизму изнашивания абразивной прослойкой.

**Выводы.** Интенсивность изнашивания деталей абразивно-масляной прослойкой в условиях переменных и ударных нагрузок определяется совокупностью факторов, важнейшими из которых являются величина действующих нагрузок и диапазон их колебания, энергия удара, форма абразивных зерен и характер их распределения по размерам, соотношение твердостей контактирующих поверхностей и абразива.

Износостойкость материалов в условиях ударно-абразивного изнашивания определяется их твердостью, сопротивлением срезу, ударной вязкостью. Поэтому при выборе материала, стойкого против износа, следует добиваться оптимального сочетания в нем этих характеристик.

#### Библиографический список

1. Памфилов, Е.А. Основные закономерности нагружения деталей пильных аппаратов лесозаготовительной техники / Е.А. Памфилов, А.Н. Заикин, Г.Н. Кривченкова [и др.] // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2011. № 2. С. 82–88.

2. Памфилов, Е.А. Возможности и перспективы повышения работоспособности машин и оборудования лесного комплекса / Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2013. № 5. С. 10–13.

3. Памфилов, Е.А. Особенности исследования изнашивания режущих инструментов для переработки древесных материалов / Е.А. Памфилов, Е.В. Шевелева // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2017. № 6. С. 89–103.



УДК 621.785:669.14.018.29

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

## **ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ КОНСТРУКЦИОННОЙ СТАЛИ УПРОЧНЕННОЙ МНОГОКАНАЛЬНЫМ ЛАЗЕРОМ**

Представлены результаты металлографического анализа и оценена абразивная износостойкость конструкционной стали марки 30ХН3А после лазерной закалки без оплавления поверхности. Обработку стали выполняли на автоматизированном комплексе АЛТКУ-3 с многоканальным CO<sub>2</sub> лазером. Показано, что в зоне лазерного воздействия фазовый состав стали мартенсит. После лазерной закалки сталь приобретает улучшенные характеристики абразивной износостойкости.

*Ключевые слова:* конструкционная сталь, лазерная закалка, абразивная износостойкость, многоканальный CO<sub>2</sub> лазер.

The results of the metallographic analysis of 30ХН3А structural steel after laser hardening without surface melting have been presented and the abrasive wear resistance of this steel has been estimated. Laser treatment of the steel was performed by automated complex АЛТКУ-3 with multichannel CO<sub>2</sub> laser. The phase composition of the steel in heat affected zone is shown to be martensite. The steel acquires the high wear resistance after laser hardening.

*Key words:* structural steel, laser hardening, abrasive wear resistance, multichannel CO<sub>2</sub> laser.

В большинстве случаев (до 90 %) выход из строя машин и механизмов происходит по причине износа деталей [1–3]. Повышение ресурса деталей возможно за счет упрочнения трущихся поверхностей. Учитывая разнообразие типоразмеров деталей и конструктивных параметров зоны обработки (острые кромки, тонкие стенки, сложные рельефы и т. д.), необходимо использовать регулируемый, хорошо управляемый инструмент со стабильными энергетическими параметрами. Лазерный луч как технологический инструмент выгодно отличается от известных средств модифицирования поверхностей [4–8]. Можно выделить достоинства технологии лазерного упрочнения:

повышение срока службы деталей за счет упрочнения поверхностей на глубину до 0,8...1,5 мм достигается ценой, не превышающей 10...15 % стоимости неупрочненных деталей;

при лазерной закалке без оплавления поверхности не нарушаются макро- и микрогеометрии детали, отсутствует необходимость выполнения каких-либо трудоемких подготовительных или заключительных доводочных работ;

отсутствует проблема прочности связи упрочненного слоя с основой; работы выполняются оперативно, с управлением по программе, упрочняются локально только быстроизнашивающиеся поверхности, а не вся деталь.

Технологии упрочнения конструкционных сталей с помощью лазерного излучения посвящен ряд публикаций, например монографии [4, 5], однако в большинстве работ стали упрочняли с использованием однолучевых лазеров с Гауссовым распределением плотности мощности в пятне. Это приводит к неоднородностям структуры, свойств, глубины упрочнения в зоне лазерного воздействия. Для технологий термоупрочнения и наплавки эффективно использовать многолучевые лазеры, обладающие высокой степенью однородности интегрального тепловложения по ширине полосы упрочнения. Цель настоящей работы – экспериментальное исследование структуры, фазового состава и определение абразивной износостойкости конструкционной стали марки 30ХН3А, упрочненной с помощью многоканального  $CO_2$  лазера.

Образцы конструкционной стали марки 30ХН3А (ГОСТ 4543-71) размером  $9 \times 15 \times 100$  мм обрабатывались непрерывным лазерным излучением на автоматизированном комплексе АЛТКУ-3 на следующих режимах: мощность излучения 3 кВт, скорость перемещения лазерного пучка по упрочняемой поверхности 15 мм/с, диаметр пучка 6 мм. Микроструктуру стали изучали с помощью растрового электронного микроскопа (РЭМ) *JEOL JSM-6610LV*. Для выявления микроструктуры использовали химическое травление шлифов 3%-м раствором азотной кислоты. Фазовый состав определяли методом рентгеноструктурного анализа на дифрактометре *Bruker D8 Advance*.

Испытание на изнашивание стальных образцов проводили о закрепленный абразив по схеме шар – плоскость. В качестве контробразца использовали стальной сферический наконечник с алмазным напылением. Диаметр наконечника равен 1,2 мм, размер алмазного зерна составляет 100...120 мкм. К контакту прикладывали нагрузку в 50 г. Тангенциальные возвратно-поступательные перемещения контробразца осуществлялись электромеханическим приводом с питанием от генератора импульсов с частотой 20 Гц. Образцы испытывали в течение  $t = 7$  ч, в результате путь трения составил  $L_{тр} = 5\ 040$  м. После испытания с поверхности образцов перпендикулярно дорожке изнашивания были сняты профилограммы. По профилограмме определяли геометрические размеры дорожки изнашивания. Далее рассчитывали характеристики изнашивания образца: объемную интенсивность изнашивания  $I_V = V/L_{тр}$  и объемную скорость изнашивания  $u = V/t$ , где  $V$  – объемный износ (объем канавки износа).

Конструкционная сталь марки 30ХН3А обладает повышенными прочностными свойствами в сочетании с хорошей пластичностью, вязкостью, высоким сопротивлением развитию трещин. Она применяется для изготовления крупных деталей ответственного назначения. На рис. 1а представлена микроструктура стали после улучшения, на рис. 1б – в зоне лазерной закалки без оплавления поверхности.

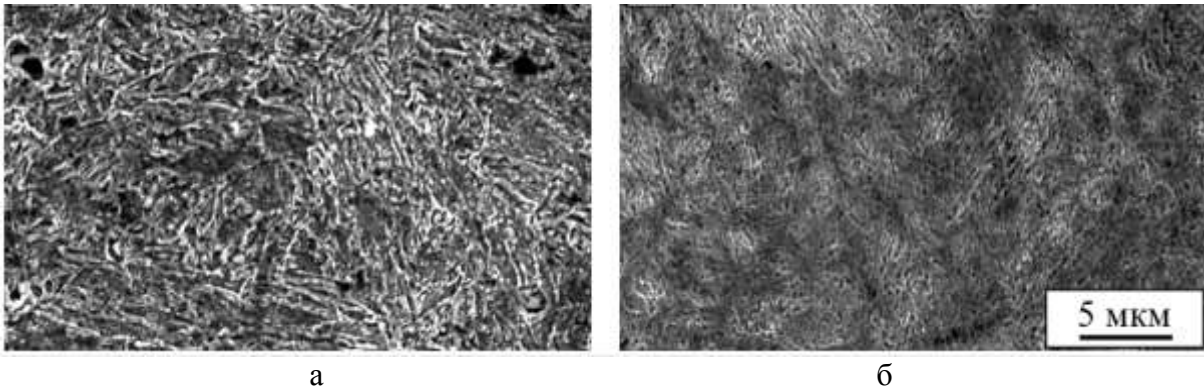


Рис. 1. РЭМ-изображения структуры стали:  
а – вне зоны лазерного воздействия; б – в зоне лазерной закалки

Исследуемые образцы перед лазерным упрочнением были подвергнуты объемной закалке в масле и высокотемпературному отпуску. Такая обработка называется улучшением. При этом формируется структура сорбит отпуска с твердостью около 4 000 МПа. Сорбит представляет собой феррито-цементитную смесь, причем карбиды имеют глобулярную морфологию. В результате выполнения лазерной закалки на глубину до 1,2 мм произошла фазовая перекристаллизация стали. При высокотемпературном лазерном нагреве практически все карбиды растворились в матрице, что привело к обогащению твердого раствора углеродом и легирующими компонентами. Формируется структура мартенсит тонкого строения с твердостью около 6 000 МПа. На рис. 2 представлена дифрактограмма образца в зоне лазерной закалки. Рентгеноструктурный фазовый анализ показал, что в образце выявлены отражения только  $\alpha$ -твердого раствора.

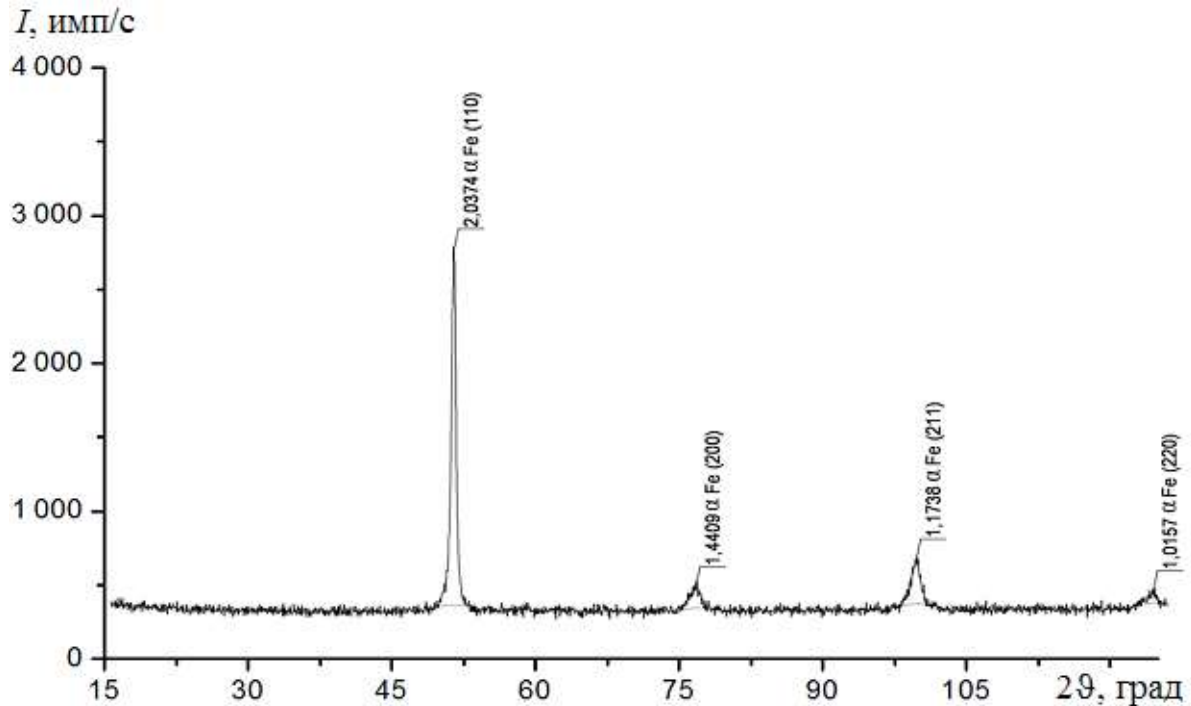


Рис. 2. Дифрактограмма стали 30XN3A в зоне лазерной закалки

В таблице представлены результаты испытаний полученных образцов на абразивное изнашивание. Действие абразивного зерна можно условно разделить на две стадии: внедрение на определенную глубину и процарапывание. Первая стадия в количественном отношении характеризуется твердостью материала, в то время как вторая определяется его структурой. Таким образом, абразивная износостойкость является структурно-чувствительной характеристикой [1, 2].

Характеристики изнашивания стали 30ХН3А

| Характеристика                     | Улучшение | Лазерная закалка |
|------------------------------------|-----------|------------------|
| $I_V, 10^{-15} \text{ м}^2$        | 14,06     | 10,32            |
| $u, 10^{-3} \text{ мм}^3/\text{ч}$ | 9,11      | 6,69             |

Согласно данным таблицы, характеристики износостойкости образцов, закаленных лазером без оплавления поверхности, имеют лучшие

значения по сравнению с исходным состоянием. Объемная скорость изнашивания  $u$  и объемная интенсивность изнашивания  $I_V$  понизились на 36 %.

**Заключение.** Проведенные металлографические исследования конструкционной стали 30ХН3А в зоне лазерной закалки с помощью многоканального  $\text{CO}_2$  лазера показали, что в поверхностных слоях на глубину до 1,2 мм произошла фазовая перекристаллизация с образованием структуры мартенсит тонкого строения. Микротвердость упрочненного слоя около 6 000 МПа. Сталь с такой структурой имеет повышенные характеристики абразивной износостойкости. Лазерная закалка рекомендуется для упрочнения дорогостоящих деталей с целью повышения их срока эксплуатации.

#### Библиографический список

1. Мышкин, Н.К. Трение, смазка, износ. Физические основы и технические приложения трибологии / Н.К. Мышкин, М.И. Петроковец. М.: Физматлит, 2007. 368 с.
2. Триботехническое материаловедение и триботехнология / под общей редакцией Н.Е. Денисовой. Пенза. 2006. 248 с.
3. Мешков, В.В. Трансформация структуры стали 20Х13 при интенсивном фрикционном взаимодействии / В.В. Мешков, Д.А. Зоренко, И.А. Барабонова [и др.] // Трение и износ. 2017. Т. 38. № 1. С. 11–17.
4. Григорьянц, А.Г. Технологические процессы лазерной обработки / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов, А.И. Мисюров. М.: МГТУ, 2006. 664 с.
5. Лазерные технологии обработки материалов: современные проблемы фундаментальных исследований и прикладных разработок / под ред. В.Я. Панченко. М.: Физматлит, 2009. 664 с.
6. Раткевич, Г.В. Абразивная износостойкость инструментальной стали, упрочненной многоканальным лазером / Г.В. Раткевич, И.А. Барабонова, Л.Е. Афанасьева [и др.] // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. нач. тр. Тверь: ТвГТУ, 2016. Вып. 9. С. 55–61.
7. Югов, В.И. Упрочнение конструкционной стали с помощью многоканального  $\text{CO}_2$  лазера / В.И. Югов, Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова [и др.] // Письма о материалах. 2017. Т. 7. № 1 (25). С. 8–11.
8. Югов, В.И. Высокоэффективная технология ресурсосбережения: лазерная поверхностная обработка // Фотоника. 2012. № 4. С. 12–20.

УДК 621.785:669.14.018.29

Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова, Г.В. Раткевич  
Тверской государственной технической университет

## ЛАЗЕРНАЯ НАПЛАВКА БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

Представлены результаты металлографического анализа быстрорежущей стали Р6М5, полученной лазерной порошковой наплавкой на автоматизированном комплексе ЦЛТ-Ю-5 с многоканальным (48 лучей)  $CO_2$  лазером. Показано, что фазовый состав стали следующий: 10 % остаточного аустенита, 2 % карбидов  $V_2C$ , остальное – мартенсит.

*Ключевые слова:* быстрорежущая сталь, лазерная наплавка, многоканальный  $CO_2$  лазер.

The results of the metallographic analysis of high speed R6M5 steel produced by laser powder surfacing on the multichannel (48 rays) automated  $CO_2$  laser complex CLT-Yu-5 are presented. The phase composition of this steel is shown to be the following: retained austenite – 10 percent,  $V_2C$  carbides – 2 percent, martensite the rest.

*Key words:* high speed steel, laser surfacing, multichannel  $CO_2$  laser.

В промышленности применяются различные способы наплавки металлов: электродуговая, лазерная, плазменная, газовая, токами высокой частоты и др. Лазерная наплавка имеет ряд преимуществ, прежде всего небольшую зону термического влияния, отсутствие термических поводов, минимальное перемешивание основного и наплавляемого материала. Поверхность после наплавки перекрывающимися валиками почти плоская и требует незначительной последующей механической обработки [1–4].

Линия сплавления при лазерной наплавке имеет характерный профиль, повторяющий распределение плотности мощности лазерного излучения по сечению дорожки [1]. По мере приближения к поверхности подложки наблюдается частичное перемешивание материала наплавки и подложки. Для формирования наплавленных слоев с малым коэффициентом перемешивания (0,05...0,15) в результате незначительного проплавления основы важную роль играет степень однородности интегрального тепловложения по ширине дорожки. В связи с этим перспективно использование для наплавки многоканальных лазеров с оптимизированным распределением плотности мощности в пятне [5–8]. Цель настоящей работы: исследовать особенности формирования микроструктуры и фазового состава быстрорежущей стали Р6М5, наплавленной с помощью многоканального  $CO_2$  лазера.

Материалом подложки служила среднеуглеродистая низколегированная сталь 30ХГСА, предварительно упрочненная закалкой от температуры 880 °С в масле и отпуском при температуре 200 °С в течение одного часа. Порошковую наплавку выполняли с помощью непрерывного излучения многоканального (48 лучей)  $CO_2$  лазера на комплексе модели ЦЛТ-Ю-5 в ООО «Центр лазерных технологий» г. Владимира. Для наплавки использо-

вали порошковый присадочный материал быстрорежущей стали марки М2, по химическому составу близкий к стали Р6М5, средний размер гранул ~100 мкм (рис. 1).

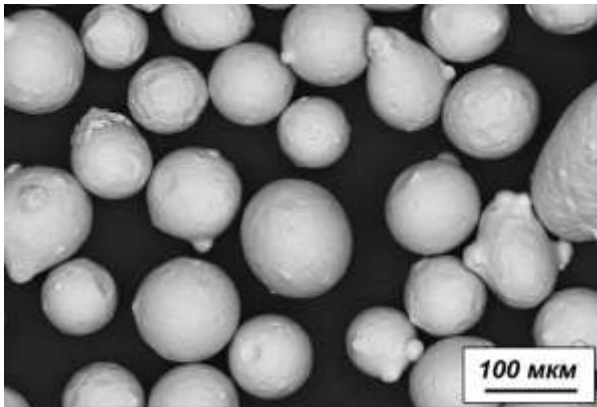


Рис. 1. РЭМ-изображение гранул быстрорежущей стали

Присадочный материал предварительно наносили на поверхность основы с помощью специального трафарета, выравнивали по толщине и производили его оплавление лазерным пучком с перекрытием валиков 50 %. Режимы наплавки: мощность излучения 3,5 кВт, скорость сканирования лазерного пучка 5 мм/с при постоянном диаметре пучка 8 мм. Микроструктуру стали изучали с помощью растрового электронного микроскопа (РЭМ) *JEOL JSM-6610LV*. Для выявления микроструктуры использовали химическое травление шлифов 3%-м раствором азотной кислоты. Для проведения рентгеноспектрального микроанализа использовали энергодисперсионный спектрометр *Oxford INCA Energy 350*. Фазовый состав определяли методом рентгеноструктурного анализа на дифрактометре *Bruker D8 Advance* в  $\text{Co K}\alpha$ -излучении. Микротвердость измеряли на приборе ПМТ-3.

Микроструктура наплавленной быстрорежущей стали вблизи линии сплавления с конструкционной сталью 30ХГСА представлена на рис. 2а. Как показали металлографические исследования, проплавление основного металла у полученных биметаллических образцов минимально, коэффициент перемешивания  $\gamma$  наплавленного металла и основы близок к 0 %, что показывает высокую степень однородности интегрального тепловложения по сечению дорожки и выбор режимов наплавки оптимален.

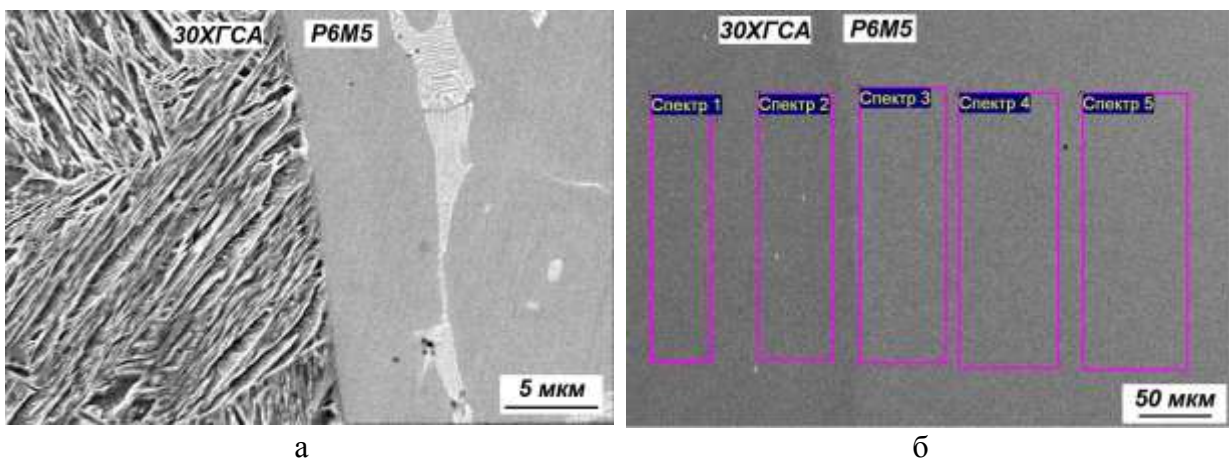


Рис. 2. Микроструктура наплавленной быстрорежущей стали:  
а – вблизи линии сплавления; б – электронно-микроскопический снимок зон рентгеноспектрального микроанализа

Массовое распределение (%)  
легирующих компонентов в наплавленном  
биметаллическом образце по спектрам

| Спектр   | Si   | V    | Cr   | Mn   | Mo   | W    |
|----------|------|------|------|------|------|------|
| Спектр 1 | 1,25 |      | 1,05 | 1,04 |      |      |
| Спектр 2 | 1,25 |      | 0,99 | 0,89 |      |      |
| Спектр 3 |      | 2,01 | 4,32 |      | 5,92 | 5,40 |
| Спектр 4 |      | 2,03 | 4,33 |      | 5,75 | 5,54 |
| Спектр 5 |      | 1,93 | 4,40 |      | 5,63 | 5,78 |

став стали 30ХГСА вблизи линии сплавления. Спектры 3...5 дают распределение легирующих компонентов в наплавленной быстрорежущей стали по высоте валика. Химический состав наплавленного металла вблизи линии сплавления (спектр 3) и в других частях валика одинаков.

При лазерной наплавке порошка быстрорежущей стали формируется практически беспористый слой со средним количеством пор по объему наплавленного металла  $0,315 \pm 0,001$  % (рис. 3), средний размер пор около 0,5 мкм. Микротвердость наплавленного металла 8 500...9 000 МПа (рис. 4). На графике распределения микротвердости по высоте валика точками показаны измеренные значения, линией – аппроксимация экспериментальных данных по функции Больцмана с использованием компьютерной программы *Origin*.

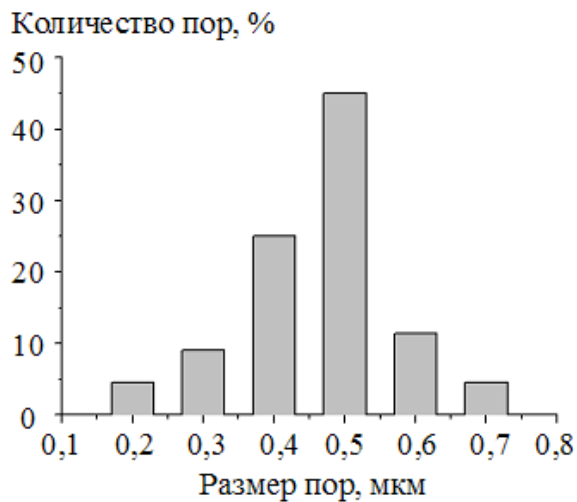


Рис. 3. Распределение пор в наплавленном металле по размеру

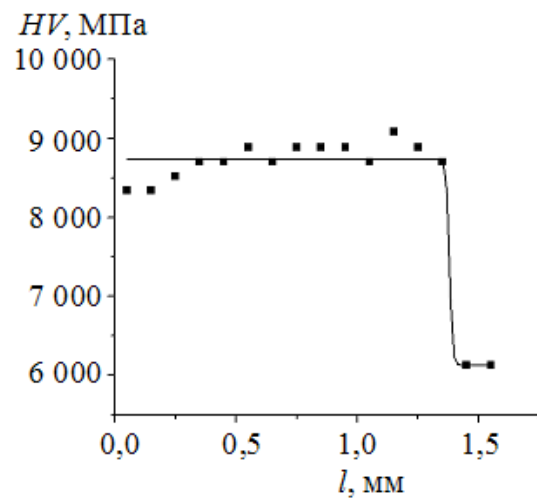


Рис. 4. Распределение микротвердости быстрорежущей стали Р6М5 по высоте наплавленного валика

Результаты фазового рентгеноструктурного анализа представлены на рис. 5. На дифрактограмме зарегистрированы отражения от  $\alpha$ - и  $\gamma$ -твердых растворов, количество карбидов незначительно. Зарегистрирована одна линия карбидных фаз – пик, соответствующий межплоскостному расстоянию 2,249 7 Å. Эта линия, скорее всего, является отражением (101) от карбида  $V_2C$  с гексагональной кристаллической решеткой. Очевидно, при ла-

зерной наплавке растворились почти все тугоплавкие карбиды, по оценочным расчетам в наплавленном металле содержится порядка 10 % остаточного аустенита, 2 % карбида  $V_2C$  и мартенсит.

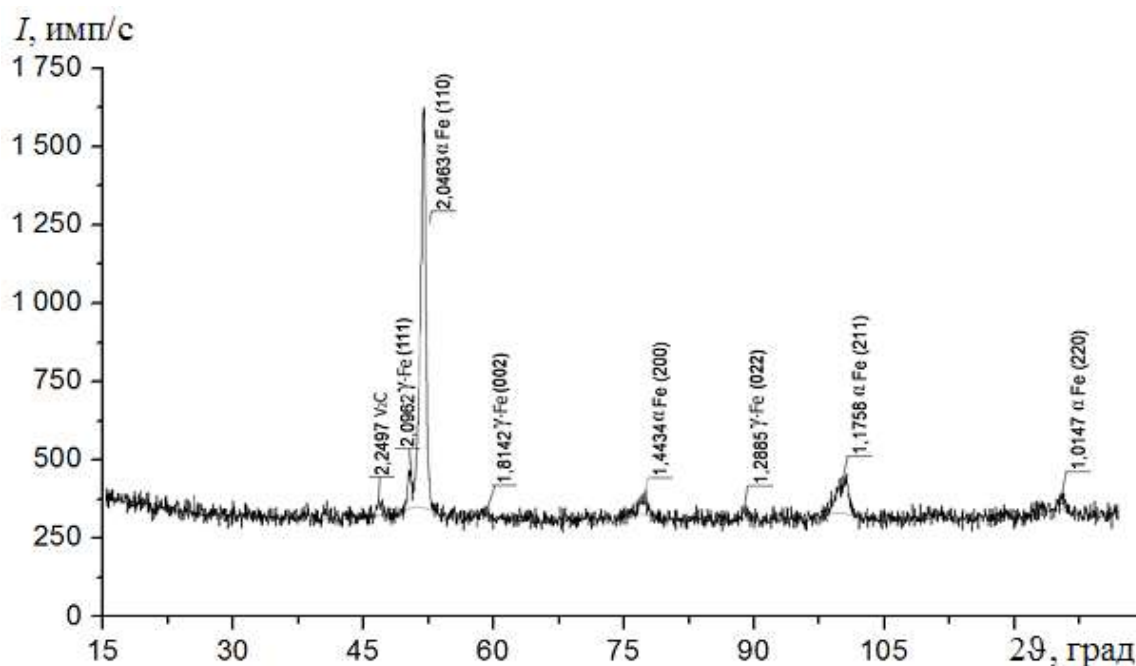


Рис. 5. Дифрактограмма образца быстрорежущей стали

**Заключение.** Применение для порошковой наплавки многоканальных  $CO_2$  лазеров имеет большие перспективы, так как обеспечивает при наплавке высокую степень однородности интегрального тепловложения по сечению дорожки. Эта технология может быть использована для изготовления высокопроизводительного биметаллического инструмента, обеспечивает экономию высоколегированных сталей.

#### Библиографический список

1. Григорьянц, А.Г. Технологические процессы лазерной обработки / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов, А.И. Мисюров. 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. Григорьянц, А.Г. Формирование наплавленных слоев с использованием лазерного импульсно-периодического излучения / А.Г. Григорьянц, А.И. Мисюров, Цин Чжан // Сварочное производство. 2007. № 8. С. 18–21.
4. Корешков, Р.Н. Технологические особенности формирования структуры лазерных наплавов с использованием излучения мощных волоконных лазеров / Р.Н. Корешков, В.Н. Петровский, П.С. Джумаев [и др.] // Металловедение и термическая обработка металлов. 2014. № 5. С. 30–34.
5. Югов, В.И. Высокоэффективная технология ресурсосбережения: лазерная поверхностная обработка // Фотоника. 2012. № 4. С. 12–20.
6. Афанасьева, Л.Е. Металлографический мониторинг качества закалки, осуществляемой с помощью многоканального лазера / Л.Е. Афанасьева, В.И. Югов, Р.М. Гречишкин // Вестник МГТУ Станкин. 2017. № 4 (43). С. 96–99.



7. Раткевич, Г.В. Морфология поверхности наплавленного никелевого сплава после лазерной обработки / Г.В. Раткевич, Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. нач. тр. Тверь: ТвГТУ, 2017. Вып. 10. С. 33–36.

8. Югов, В.И. Особенности формирования структуры и микрогеометрии поверхности лазерных наплавов с использованием многоканального CO<sub>2</sub>-лазера / В.И. Югов, Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова // Упрочняющие технологии и покрытия. 2016. № 11 (143). С. 19–22.

УДК 621.81

М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, А.И. Мозгунова, В.А. Казанкин  
Волгоградский государственный технический университет

### **К ВОПРОСУ О ВЛИЯНИИ СМАЗКИ НА ПАРАМЕТРЫ КОНТАКТА**

В работе приведены результаты экспериментального исследования сближения контактирующих тел в первоначально точечном контакте в условиях упругой и упругопластической контактной деформации при различной смазке взаимодействующих поверхностей. Показано, что для исследованных смазок их влияние на величину сближения невелико.

*Ключевые слова:* первоначально точечный контакт, полное сближение, пластическая твердость.

The paper presents the results of the experimental study of solids approaching in the initial point contact under conditions of elastic and elastoplastic contact deformation with various lubrications of interacting surfaces. It is shown that for the lubricants studied their effect on the approach value is small.

*Key words:* initial point contact, surface approach, plastic hardness.

Внешнее трение при контактном взаимодействии твердых тел достаточно широко исследовано в литературе [1]. При этом основное внимание уделяли, как правило, сопротивлению относительному перемещению тел, обусловленному молекулярной и деформационной составляющей коэффициента трения. Влияние трения на величину сближения в процессе внедрения сферического индентора исследовано в меньшей степени.

В классической работе [2] на основе решения осесимметричной задачи пластичности без учета трения для идеально пластической среды установлена связь предела текучести при растяжении  $S_T$  с твердостью по Бринеллю  $HB$  для отношения диаметра отпечатка  $d$  к диаметру сферического индентора  $D$ , равного 0,376. Указанное отношение характерно для контроля твердости по Бринеллю.

В работе [3] представлено более подробное решение этой задачи методом линий скольжения для значений  $d/D$  в диапазоне от 0,1 до 0,9. Уста-

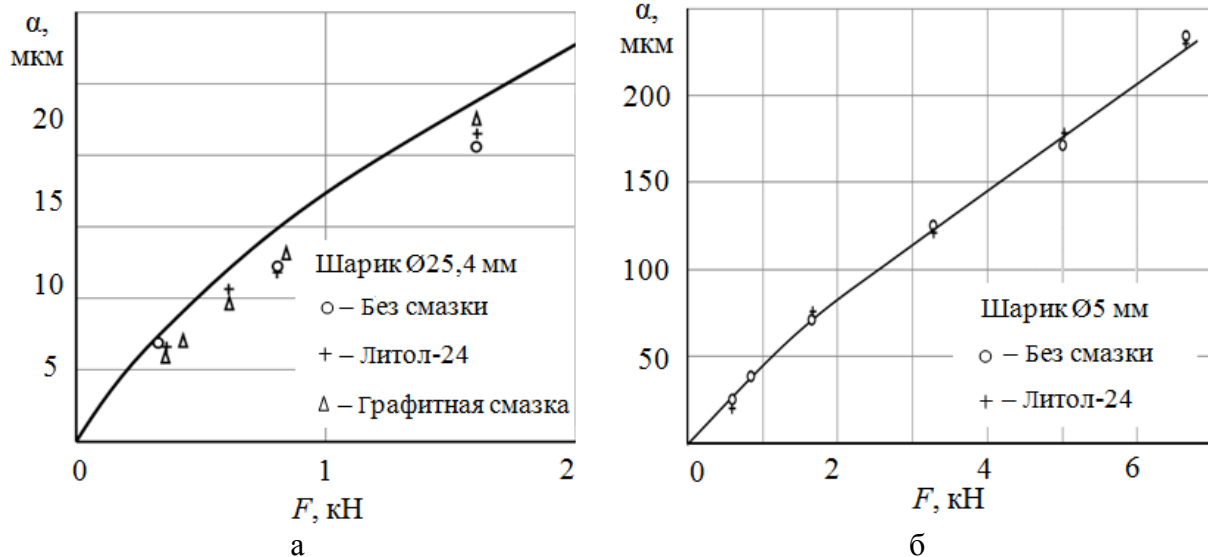
новлено, что трение вносит изменения в характер распределения напряжений на поверхности отпечатка. Аналитически исследовано влияние коэффициента трения  $f$  (для двух значений  $f = 0$  и  $0,15$ ) на соотношение  $S_T/HB$ : с ростом  $d/D$  от  $0,1$  до  $0,9$  при постоянном значении  $f$  соотношение  $S_T/HB$  увеличивается на  $60\%$ ; при этом с увеличением коэффициента трения  $f$  от  $0$  до  $0,15$  соотношение  $S_T/HB$  уменьшается приблизительно на  $10\%$ .

В работе [4] были экспериментально исследованы закономерности изменения интенсивности пластической деформации на линии действия контактной нагрузки при внедрении упругого шара в плоскую поверхность упругопластического полупространства. При этом внедрение шаров производили как в условиях минимального, так и интенсивного трения в контакте. В первом случае в зону контакта вводили графитную смазку, а во втором – абразивную пасту. Установлено, что в тех случаях, когда внедрение происходит в условиях сильного трения, на поверхности контакта интенсивность пластической деформации уменьшается, но только лишь в пределах тонкого поверхностного слоя, толщина которого не превышает  $0,1$  глубины пластически деформированного слоя полупространства.

В настоящей работе влияние трения на сближение в контакте при внедрении упругого сферического индентора в плоскую поверхность стальной плитки исследовано экспериментально. Исследование проводили как в условиях чисто упругой деформации в контакте, так и в условиях упругопластического внедрения индентора. В первом случае использовали сферический индентор (подшипниковые шарики [5]) с диаметром  $25,4$  мм, а во втором –  $5$  мм. В эксперименте измеряли сближение в контакте с помощью прибора для определения контактных деформаций [6] с использованием индикатора с ценой деления  $0,001$  мм. Опыты проводили, предварительно обезжиривая контактирующие поверхности спиртом, а также использовали покрытие контактирующих поверхностей пластичной смазкой (литол-24 [7] или графитной смазкой [8]) для уменьшения коэффициента трения.

На рисунке показаны экспериментальные зависимости упругого сближения  $\alpha$  в контакте упругого шара с диаметром  $25,4$  мм с плоской поверхностью стальной плитки от рабочей нагрузки  $F$  как без смазки, так и при использовании двух различных пластичных масел. На рис. б показаны аналогичные зависимости полного сближения от нагрузки для контакта упругого шарика диаметром  $5$  мм с упругопластически деформируемой поверхностью плоской стальной плитки с пластической твердостью [9] НД  $217$  МПа.

Как видно из рисунка, использование исследованных масел слабо влияет на уровень сближения в первоначально точечном контакте деталей как в условиях чисто упругого контакта, так и в случае развитой упругопластической контактной деформации.



Графики зависимостей полного сближения  $\alpha$  в контакте шара от рабочей нагрузки  $F$ :  
а – диаметр 25,4 мм; б – диаметр 5 мм.

Линия – расчет по формуле Г. Герца; значки – экспериментальные данные

Приведенные экспериментальные данные согласуются с результатами расчетов, приведенных в работе [10], согласно которым изменение коэффициента трения в широком диапазоне от нуля до 0,3 приводит к изменению величины внедрения сферического индентора всего на 4 %. В нашем экспериментальном исследовании коэффициент трения покоя для находящихся в контакте стальных деталей изменялся в значительно меньшем диапазоне значений: по данным работы [11] для стальных поверхностей без смазки коэффициент трения покоя  $f = 0,18$ , со смазкой –  $f = 0,13$ .

### Библиографический список

1. Крагельский, И.В. Узлы трения машин: справочник / И.В. Крагельский, Н.М. Михин. М.: Машиностроение, 1984. 280 с.
2. Ишлинский, А.Ю. Осесимметричная задача пластичности и проба Бринелля // Прикладная математика и механика. 1944. Т. 8. Вып. 3. С. 201–223.
3. Матюнин, В.М. Индентирование в диагностике механических свойств материалов / В.М. Матюнин. М.: Издательский дом МЭИ, 2015. 288 с.
4. Дрозд, М.С. Соотношение между перемещением и деформацией на оси внедрения упругой сферы в упругопластическое полупространство / М.С. Дрозд, В.Л. Шевченко // Труды ВПИ. Сер. Металловедение и прочность материалов. Волгоград, 1974. Вып. 6 (68). С. 65–72.
5. ГОСТ 3722-2014. Подшипники качения. Шарикоподшипники стальные. Технические условия. Введ. 01.01.2016.
6. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
7. ГОСТ 21150-87. Смазка. Литол-24. Технические условия. Введ. 01.01.1989.
8. ГОСТ 3333-80. Смазка графитная. Технические условия. Введ. 01.01.1981.
9. ГОСТ 18835-73. Металлы. Метод измерения пластической твердости. Введ. 01.01.74.

10. Огар, П.М. Учет трения при упругопластическом внедрении сферической неровности / П.М. Огар, В.А. Тарасов, Д.Б. Горохов // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2014. № 2 (42). С. 37–44.

11. Биргер, И.А. Расчет на прочность деталей машин: справочник / И.А. Биргер, Б.Ф. Шорр, Г.Б. Иосилевич. М.: Машиностроение, 1993. 640 с.

УДК 621.793;620.178

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

## **ФОРМИРОВАНИЕ ПРОМЕЖУТОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ В УСЛОВНО НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ**

Обоснован объем наносимого на функциональные поверхности условно неподвижных соединений металлического покрытия, обладающего повышенной коррозионной стойкостью, высокими демпфирующими свойствами, пластичностью и формоустойчивостью. Показана целесообразность формирования на рабочих поверхностях благоприятных структурных и фазовых состояний, оказывающих определяющее влияние на контактную жесткость и герметичность соединений при циклических нагрузках и вибрациях.

*Ключевые слова:* условно неподвижные соединения, трение, вибрация, фреттинг-коррозия, металлическое покрытие, аморфная структура, герметичность.

It has been justified the volume of metal coating which has high corrosion resistance, high damping properties, high plasticity and dimensional stability and which is deposited on a functional surface of conditionally fixed joints. It is shown the reasonability of the formation of a favourable structural and phase states on the working surfaces, which have a determining influence on the contact stiffness and tightness of the joints under cyclic loads and vibrations.

*Key words:* conditionally fixed joints, friction, vibration, fretting-corrosion, metal coating, amorphous structure, tightness.

В соединениях, неподвижность которых достигается за счет действия сил трения, определяемых величиной технологически создаваемого гарантированного натяга, наряду с формируемой площадью фактического контакта сопрягаемых поверхностей необходимо достижение максимально возможного коэффициента трения, чтобы при осевом или круговом сдвиге одной детали по отношению к другой формировалась необходимая прочность и несущая способность неподвижных соединений.

В этом случае для устранения наиболее опасных зазоров, восстановления сплошности кристаллической решетки, а также для получения однородной структуры поверхностного слоя металла совершенно недостаточно перераспределения объема материала сопрягаемых поверхностных слоев за счет как упругого, так и пластического деформирования. Для достижения герметичности и прочности таких соединений представляется целесообразным ведение в зону контакта дополнительного объема восстанавливающего материала, обладающего повышенной пластичностью и позволя-

ющего в должной степени заполнить места протекания рабочих сред за счет образования своего рода промежуточных металлических или полимерных слоев.

Мягкие тонкие металлические пленки, создаваемые на поверхностях сопряженных деталей соединения, позволяют обеспечить существенное повышение сил трения за счет увеличения площади фактического контакта даже при приложении незначительных контактных нагрузок. Это способствует повышению герметичности стыковых поверхностей неподвижных соединений и предохраняет их от износа, особенно проявляющегося в форме фреттинг-коррозии.

С учетом вышеизложенного были выработаны предположения о возможности создания физико-технологических основ формирования уплотняющей среды в контакте условно неподвижных соединений, которые сводятся к следующему:

наносимый материал должен не только герметизировать стык, но и препятствовать возникновению условий для проявления фреттинг-коррозии (в качестве такого материала могут быть использованы пластичные материалы, способные образовывать сервовитные пленки и сохранять их в процессе длительной эксплуатации в условиях циклических микросмещений, например медь и ее сплавы [1]);

необходимо обосновать объем вводимого в зону фрикционного контакта протекторного материала и назначить способы регламентированного и равномерного его распределения по всей поверхности стыка и непрерывного поддержания в процессе эксплуатации слоя, защищающего функциональные поверхности от возникновения фреттинг-износа и обеспечивающего герметичность неподвижного соединения.

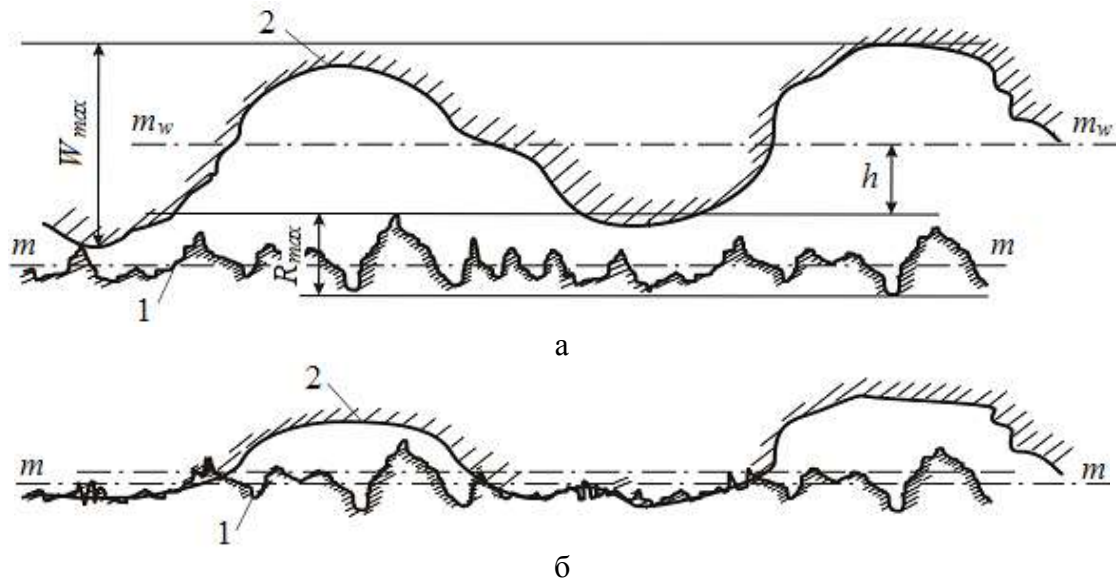
Объем вводимого материала определяется объемом пустот, образующихся в герметизируемой зоне при контактировании функциональных поверхностей, характеризующихся определенным уровнем геометрических погрешностей – шероховатостью, волнистостью и отклонением формы.

В основу создания расчетных моделей для определения этого объема нами была положена схема контактирования волнистой и шероховатой поверхностей, а также функциональных поверхностей, имеющих номинальную и овальную форму.

В частности, был рассмотрен контакт жесткой волнистой поверхности 2 с шероховатым упругим телом 1 (рисунок), материал которого имеет приведенный модуль упругости  $E^*$ , определяемый по формуле

$$E^* = \left( \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \right)^{-1},$$

где  $\mu_1$  и  $\mu_2$  – коэффициенты Пуассона взаимодействующих тел;  $E_1$  и  $E_2$  – модули упругости взаимодействующих тел.



Схемы контактирования шероховатой поверхности с волнистой:

а – начальный момент контакта; б – сближение поверхностей на величину  $h$ .

$W_{max}$  – максимальная высота волн;  $R_{max}$  – наибольшая высота профиля шероховатости;

$m-m$  – средняя линия шероховатости;  $m_w-m_w$  – средняя линия волнистости;

$h$  – предполагаемая величина сближения поверхностей

Профили контактирующих поверхностей соответствовали недеформированному состоянию и состоянию после приложения нормальной нагрузки, обеспечивающей достижение величины сближения  $h$  (см. рисунок).

Такая постановка задачи позволяет установить величины возможных образующихся контактных зазоров, через которые может происходить недопустимая утечка рабочей жидкости.

Фактическая площадь контакта таких поверхностей  $A_r$  представляет собой сумму площадок контакта  $\Delta A_{ri}$  отдельных выступов волн с шероховатой поверхностью:

$$A_r = \sum_1^n \Delta A_{ri},$$

где  $n$  – число контактирующих пар выступов.

Для приближенной оценки характера деформаций выступов можно воспользоваться оценочным критерием, позволяющим определить характер контакта микронеровностей – упругий или пластический [2]:

$$K_p = \frac{E^*}{HB} \sqrt{\frac{R_p}{r}},$$

где  $R_p$  – расстояние от линии выступов до средней линии;  $r$  – радиус кривизны выступа.

Если  $K_p > 3$ , то контакт будет преимущественно пластическим, если  $K_p < 3$  – упругим.

Величина сближения, определяемая уровнем деформации, может быть представлена в виде зависимости

$$h = R_p \left( \frac{P}{\alpha HB A_c t_m} \right)^{1/\nu},$$

где  $A_c$  – контурная площадь;  $\alpha$  – коэффициент, принимаемый равным 1/2 при упругом контакте и 1 при пластическом контакте;  $t_m$  и  $\nu$  – параметры опорной кривой.

Фактическая площадь контакта может быть определена [2]:

$$A_r = \frac{P}{p_r},$$

где  $p_r$  – фактическое давление;  $P$  – прилагаемая нагрузка. При насыщенном контакте можно принять  $p_r = HB$ .

Принимая во внимание, что прилагаемая нагрузка  $P = p_c A_c$ , можно рассчитать сближение поверхностей при насыщенном контакте

$$h = R_p \left( \frac{p_c}{p_r t_m} \right)^{1/\nu}, \quad (1)$$

где  $p_c$  – контурное давление;  $A_c$  – контурная площадь.

Следует учитывать, что при сближении шероховатых поверхностей под нагрузкой на величину  $h$  формируется такой же величины деформированный слой, обладающий существенной пористостью. Величину сближения следует прогнозировать с учетом волнистости, шероховатости и возможных макроотклонений уплотняемых поверхностей.

В указанных условиях контактирования интересующий нас объем межконтактного пространства может быть рассчитан по формуле

$$V = R_p A_c \left[ 1 - \left( \frac{p_c}{\alpha p_r t_m} \right)^{1/\nu} \right].$$

При контактировании цилиндрических или конических поверхностей, имеющих в поперечном сечении формы окружности и овала, объем зазора между ними может быть определен по зависимости

$$V_3 = \left( \pi \frac{|d_1^2 - d_2^2|}{4} \right) m \cdot a, \quad (2)$$

где  $d_1$  – диаметр охватываемой или охватывающей детали соединения, не имеющей погрешностей формы;  $d_2$  – размер наибольшей оси овальной формы контактирующей детали;  $m$  – пористость;  $a$  – ширина контактного соединения.

Ширину контактного соединения можно определить из контактной задачи Герца о внедрении жесткой сферы в пластическое полупространство по формуле [2]:

$$a = \sqrt{d_2^2 - (d_2 - h)^2} \approx \sqrt{d_2 h}. \quad (3)$$

С учетом полученного выражения (3) формула (2) примет вид

$$V_3 = \left( \pi \frac{|d_1^2 - d_2^2|}{4} \right) \cdot \sqrt{d_2 h} \cdot m,$$

где  $h$  – сближение поверхностей или толщина пористого слоя под нагрузкой, определяемые по формуле (1).

Пористость может быть определена на основе фрактальных представлений [3]:

$$m = \left( \frac{l_0}{l} \right)^{2-D},$$

где  $l_0$  – средний размер пор;  $l$  – характерная длина в направлении течения;  $D$  – фрактальная размерность профиля зазора ( $1 < D < 2$ ).

Анализируя эти зависимости и приняв фрактальную модель просачивания рабочей жидкости как наиболее вероятностную, можно получить закономерности влияния параметров поверхностных слоев контактирующих деталей на показатели герметичности соединения. В этом случае формула (2) примет вид

$$V_3 = \left( \pi \frac{|d_1^2 - d_2^2|}{4} \right) \cdot \sqrt{d_2 h} \cdot \left( \frac{l_0}{l} \right)^{2-D}.$$

Как видно из полученных закономерностей, образующийся зазор является наиболее вероятной причиной недостаточной герметичности гидравлических соединений. При некоторой его величине, превышающей критическую, он может быть устранен только за счет заполнения пустот материалом, вносимым в зону контакта извне.

В качестве эффективного способа повышения работоспособности условно неподвижных соединений целесообразным является технологическое нанесение функциональных покрытий перед операцией сборки [4].

Исходя из его целевого назначения, материал для заполнения дегерметизирующих промежутков должен быть достаточно пластичным, чтобы иметь возможность перераспределяться в пределах образовавшегося зазора, обладать достаточной структурной приспособляемостью, позволяющей противодействовать проявлению фреттинг-коррозии.

Кроме того, он должен быть технологичным в части создания локальных покрытий, а также обладать способностью образовывать в контакте защитную пленку аморфизированной структуры. Такими свойствами обладает медь и большинство ее сплавов, а также ряд материалов, способных образовывать сплошную промежуточную пленку толщиной от 2–3 мкм до 50–80 мкм.

Наносимые слои должны при относительно малых затратах обладать достаточной технологичностью, то есть способностью эффективного нане-



сения. Структурное состояние материала покрытия должно обеспечивать возможность его реструктуризации и образования в результате этого благоприятного аморфного состояния материала. Для достижения такого состояния наиболее перспективными представляются покрытия, закрепляемые на металлической основе за счет действия сил адгезии.

Газотермические и химические покрытия, наносимые на контактирующие поверхности, достаточно надежно закрепляются на них за счет действия адгезионных связей. В результате при приложении смещающей нагрузки срыв покрытия с материала подложки не происходит, а все относительные микро- и макроперемещения реализуются во внутренних слоях покрытия [4].

Таким образом, формирование промежуточных покрытий происходит в три этапа: нанесение газотермического покрытия на одну из деталей соединения, нанесение химического покрытия на другую деталь, аморфизация материала покрытия с одновременным созданием благоприятного уровня параметров шероховатости контактирующих поверхностей [5].

Такие промежуточные покрытия обладают защитно-демпфирующими свойствами, позволяющими минимизировать действие фреттинг-износа в герметизирующем контакте неподвижного соединения.

#### Библиографический список

1. Гаркунов, Д.Н. Триботехника / Д.Н. Гаркунов. М.: Машиностроение, 1989. 328 с.
2. Основы трибологии (трение, износ, смазка): учебник для технических вузов / А.В. Чичинадзе, Э.Д. Браун, Н.А. Буше [и др.]. М.: Машиностроение, 2001. 664 с.
3. Памфилов, Е.А. Обеспечение герметичности разъемных соединений гидравлических систем технологических машин / Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина, С.В. Тяпин // Известия Самарского научного центра РАН. 2011. Т. 13. № 4 (3). С. 1170–1172.
4. Памфилов, Е.А. Способы повышения надежности неподвижных соединений / Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. Вып. 7. С. 68–73.
5. Памфилов, Е.А. Обеспечение работоспособности соединений гидросистем технологических машин / Е.А. Памфилов, Г.А. Пилюшина, П.Г. Пыриков [и др.] // Системы. Методы. Технологии. 2012. № 1. С. 33–38.

УДК 621.928.26

А.В. Кондратьев, С.М. Кочкян, М.И. Вересов, Е.А. Корнеев  
Тверской государственный технический университет

### ИСПЫТАНИЕ СТЕНДОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ РАБОТЫ СЕПАРИРУЮЩЕГО КОВША

Описаны конструкция стендового оборудования валкового сепаратора и последовательность проведения испытаний. Получены зависимости эффективности сепара-

ции гравия от частоты вращения шестигранных дисков и фракционного состава каменной смеси. Намечены задачи дальнейших исследований по моделированию работы сепарирующего ковша.

*Ключевые слова:* стендовое оборудование, валковый сепаратор, диски, частота вращения, фракционный состав, гравий, эффективность, время сепарации.

The design of the stand equipment of the roller separator and the sequence of testing are described. Dependences of gravel separation efficiency on the rotation speed of hexagonal disks and the fractional composition of the stone mixture are obtained. The tasks of further studies on modeling the operation of the separating ladle are outlined.

*Key words:* bench equipment, roller separator, disks, rotation speed, fractional composition, gravel, efficiency, separation time.

Операции по сортированию сыпучих материалов играют существенную роль в технологических процессах их обогащения и, в частности, при производстве нерудных строительных материалов [1–3]. Поэтому совершенствование устройств, осуществляющих разделение каменной массы по крупности, является важной и актуальной задачей.

В настоящее время, особенно в зарубежных странах, при добыче каменного материала в гравийных и гравийно-песчаных карьерах все чаще стали применяться экскаваторы и погрузчики с сепарирующими ковшами [4]. Данные устройства за счет последовательного совмещения во времени процессов копания, сепарации и погрузки каменной смеси в транспортное средство позволяют существенно снизить затраты на подготовку материала и удешевить в конечном итоге производство гравия и щебня. Эффективность работы сепарирующих ковшей во многом определяется правильно подобранными конструктивными и кинематическими параметрами разделительных устройств в зависимости от условий их эксплуатации. В производственной обстановке оптимизировать конструкцию сепаратора и параметры процесса сортирования достаточно трудно и практически невозможно. С целью разрешения данной задачи было принято решение о создании стенда для моделирования работы сепарирующего ковша и разработана методика проведения экспериментальных исследований [5, 6].

Схема экспериментального устройства представлена на рис. 1.

Техническая характеристика стенда сепарирующего ковша соответствовала следующим значениям: длина сепарирующей поверхности – 590 мм; ширина сепарирующей поверхности – 195 мм; количество валов – 3; диаметр вала – 60 мм; межцентровое расстояние между валами – 255 мм; форма дисков – шестигранная; диаметр дисков – 320 мм; толщина дисков – 8 мм; толщина шпальта – 10 мм; расстояние (просеивающий промежуток) между соседними дисками вала – 10...30 мм; частота вращения валов с дисками – 40...180 об/мин; угол превышения верхнего вала по отношению к нижним – 55°.

Измерительное и регулировочное оборудование включало следующий перечень: частотный преобразователь F1500-G0055T3B (диапазон ре-

гулируемых двигателей 0,4...5,5 кВт) для изменения частоты вращения валов с дисками; цифровой тахометр ТЦ-36 (DT-2236) для контроля частоты вращения; почтовые и электронные технические весы РВ-200 для взвешивания каменного материала; набор лабораторных сит с отверстиями (2,5; 10; 15; 20; 30; 40 мм) для подготовки смесей исходного материала и для последующего его ситового анализа; электронный секундомер для регистрации времени процесса сепарации.

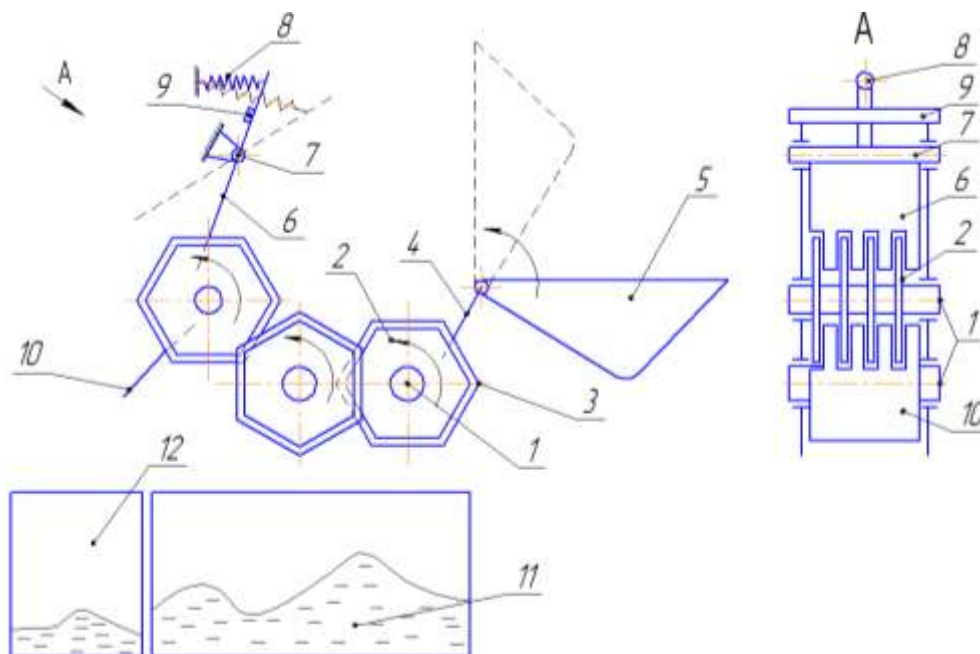


Рис. 1. Схема экспериментального стенда: 1 – валы; 2 – диски; 3 – шпальт (утолщение диска); 4 – загрузочный лоток; 5 – загрузочная поворотная емкость; 6 – задняя стенка; 7 – поворотная ось; 8 – пружина; 9 – ограничительная планка; 10 – выгрузной лоток; 11 – емкость для просеянного материала; 12 – емкость для непросеянного материала

Технологическая последовательность проведения испытаний на экспериментальном стенде была следующая. Сначала подбирается исходный состав каменистой смеси по фракциям и по массе. Затем смесь помещалась в загрузочную емкость 5, после чего включалось вращение валов 1 с дисками 2 и далее путем поворота емкости в вертикальное положение осуществлялась выгрузка каменного материала с лотка 4 на вращающиеся диски. Одновременно с выгрузкой материала на рабочую поверхность сепаратора включался электронный секундомер. Процесс разделения смеси сопровождался периодической ее циркуляцией по сепарирующей поверхности. Каменистая масса постоянно поднималась на вращающиеся диски верхнего вала, которые отбрасывали материал обратно на первые валы с дисками. Это, в свою очередь, обеспечивало интенсивное перемешивание частиц различных фракций и способствовало ускоренному просеиванию мелких зерен материала в промежутках между дисками. При этом задняя стенка 6 препятствовала сходу компонентов смеси с рабочей поверхности и так же, как и диски верхнего вала, отбрасывала каменные включения на

нижние валы за счет своего шарнирного закрепления (поворотная ось 7) с упором в ограничительную планку 9 посредством пружины 8. Камень, попадая между диском верхнего вала и задней стенкой, начинал ее отклонять в сторону вращения дисков. И как только сцепление камня с диском ослабевало, стенка с помощью пружины возвращалась в исходное положение с упором в планку, отбрасывая камень в начало сепаратора. Выполнение дисков с утолщением по контуру (шпальт 3) позволяло исключить заклинивание каменных включений между боковыми поверхностями смежных дисков одного вала, поскольку камни застревали в самом узком месте между шпальтовым утолщением, откуда они легко извлекались диском соседнего вала. По истечении заданного промежутка времени выключали сепаратор и взвешивали содержимое емкости 11, определяя качественный показатель процесса сепарации. Выгрузка оставшегося на сепарирующей поверхности материала производилась после принудительного отклонения задней стенки и последующего включения вращения валов с дисками, которые сбрасывали оставшуюся каменную массу с выгрузного лотка 10 в емкость 12 для непросеянного материала.

В процессе проведения исследований масса навески каменной смеси составляла 10 кг. Содержание нижнего класса в исходном материале варьировалось в пределах 30...90 % с шагом 20 %, частота вращения дисков изменялась в интервале 80...140 об/мин, время процесса сепарации фиксировалось в пределах 1...5 с.

На рис. 2а представлена динамика роста эффективности сепарации  $E$  каменной массы в зависимости от времени процесса сортирования  $t$  при частоте вращения валов с дисками  $n = 110$  об/мин. Исходная каменная смесь при этом содержала зерна нижнего класса  $H = 90$  %. Графические данные показывают более интенсивное просеивание мелких частиц в начальные периоды времени, а затем интенсивность несколько снижалась по мере возрастания эффективности сепарации до 90 % и более.

Зависимость эффективности сепарации от частоты вращения валов с дисками отображена на рис. 2б, где можно наблюдать повышение  $E$  с увеличением  $n$  от 80 до 110 об/мин и последующее снижение эффективности с дальнейшим возрастанием  $n$  от 110 до 140 об/мин. В связи с этим численное значение частоты вращения дисков 110 об/мин можно считать наиболее предпочтительным, когда значение эффективности было максимальным ( $E = 93,1$  %). Результаты исследований получены для каменной смеси с содержанием зерен нижнего класса  $H = 70$  % за время работы стенда  $t = 4$  с.

На заключительном этапе испытаний стендового оборудования изучали влияние фракционного состава каменной смеси на эффективность ее сепарации за время  $t = 5$  с (рис. 2в). Опытные данные показывают практически линейную зависимость возрастания эффективности сепарации с ростом процентного содержания в исходной смеси частиц нижнего класса, что в полной мере соответствует классическим представлениям кинетики процесса грохочения сыпучих материалов.

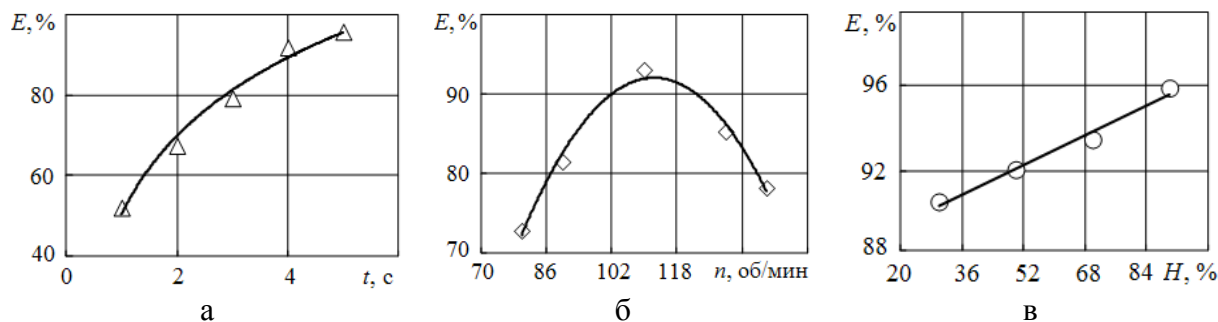


Рис. 2. Влияние на эффективность сепарации: а – времени процесса просеивания гравия; б – частоты вращения дисков; в – фракционного состава исходной смеси

Таким образом, в ходе проведенных исследований на стендовом оборудовании для моделирования работы сепарирующего ковша были получены зависимости влияния кинематических и технологических параметров на эффективность просеивания гравия между шестигранными дисками. Не смотря на то, что в конструкции сепаратора были реализованы некоторые технические решения для обеспечения надежности его работы (шпальт, резиновые втулки [7]), иногда происходили заклинивания камней между дисками. Это, по-видимому, объясняется шестигранной формой дисков, когда между гранями смежных перекрывающихся дисков образуются острые углы, величина которых меньше двойного угла трения камня по поверхности диска. Поэтому для обоснования надежной конструкции сепаратора необходимо продолжить исследования на стенде с использованием восьмигранных и круглых дисков, на которых углы между гранями смежных дисков существенно больше.

#### Библиографический список

1. Огурцов, В.А. Моделирование кинетики грохочения сыпучих материалов с учетом условий проникновения частиц через отверстия сита / В.А. Огурцов, А.П. Аleshina, Е.В. Тоцакова [и др.] // Инженерные и социальные системы. Сборник научных трудов инженерно-строительного института. Иваново: ИВГПУ, 2017. С. 3–11.
2. Михайлова, Н.В. Сепарация твердых коммунальных отходов в технологиях их обогащения / Н.В. Михайлова, О.Ю. Бизяев // Обогащение руд. 2017. № 5 (371). С. 59–63.
3. Герасимов, М.Д. Конструктивные решения по совершенствованию вибрационных грохотов / М.Д. Герасимов, В.А. Жулай // Энергосберегающие технологические комплексы и оборудование для производства строительных материалов: межвуз. сб. ст. Белгород: БГТУ им. В.Г. Шухова, 2015. С. 161–171.
4. Официальный сайт компании Simex-rus. URL: <http://simex-rus.ru/simex-vse> (дата обращения: 10.12.2017).
5. Кондратьев, А.В. Валковые сепараторы. Научные основы проектирования: монография / А.В. Кондратьев, С.М. Кочкян, Ю.Н. Павлов. Тверь: ТГТУ, 2007. 136 с.
6. Вересов, М.И. Стенд для моделирования работы сепарирующего ковша / М.И. Вересов, С.П. Смородов, А.А. Гришин // Подъемно-транспортные, строительные, дорожные, путевые машины и робототехнические комплексы: труды XXI Москов. междунар. межвуз. науч.-техн. конф. студ., магист., аспирант. и мол. учен. М.: МИИТ, 2017. С. 35–36.
7. А.с. 1727575 СССР, А 01 В 43/00. Ротационный сепаратор / А.В. Кондратьев, А.Б. Мясников, С.М. Кочкян; опубл. 23.04.1992, Бюл. № 15.

УДК 621.91.02(076)

А.М. Мигранов

Уфимский государственный авиационный технический университет

## **ДИАГНОСТИКА ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ УЗЛОВ ТРЕНИЯ**

В работе представлены результаты экспериментальных исследований диагностики изнашивания тяжело нагруженных узлов трения на основе анализа физико-химического состояния смазочного материала при его эксплуатации.

*Ключевые слова:* трение, износ, диагностика, температура масла, температура окружающего воздуха, влажность воздуха.

The paper presents the results of experimental studies of diagnostics of wear of heavily loaded friction units on the basis of the analysis of physic-chemical condition of the lubricant during its operation.

*Key words:* friction, wear, diagnostics, oil temperature, ambient temperature, humidity.

В настоящее время для повышения эффективности промышленного производства находит все большее применение высокопроизводительное и дорогостоящее технологическое оборудование, в котором наиболее слабым звеном с точки зрения работоспособности и надежности являются узлы и детали тяжело нагруженных трибосопряжений, работающих в неблагоприятных условиях: перепад температур 100–120 град., высокая влажность, наличие абразивов и агрессивных химических элементов в атмосфере. Как показывают результаты анализа отказов узлов трения, затраты на их восстановление достигают 9–20 процентов стоимости всего оборудования без учета существенных потерь дохода (прибыли) предприятия от простоя. Известно [1–3], что смазочный материал – уникальный источник информации о технике, в которой он работает. С помощью анализа смазочного материала можно на ранней стадии обнаружить изменения в режиме работы оборудования при эксплуатации и установить внутренние дефекты. Справедливо сказать, что смазочный материал является жидкой деталью любой маслосодержащей техники. К смазочному материалу в соответствии с ГОСТ 27.002-89, как и к другим деталям, применимы понятия надежности и работоспособности. Несоответствие характеристик смазочного материала стандартам может привести к выходу оборудования из строя. Поэтому изучение воздействия внешних факторов, таких как температура окружающего воздуха, влажность воздуха, рабочая температура смазочного материала, и других факторов на износ деталей тяжело нагруженных узлов трения является актуальной задачей как с научных позиций, так и с точки зрения практического применения.

В настоящее время существуют множество подходов и методов диагностирования технического состояния узлов трения как прямого характера (измерение размеров изношенных поверхностей, взвешивание и т. д.), так и косвенного (электропроводность, виброакустика и т. д.), в том числе

и по состоянию применяемого смазочного материала на основе анализа химического состава отработанного материала после его удаления (слива) из рабочей зоны. Анализ этих методов показал следующие их недостатки: результаты статические, то есть сначала анализируется состояние нового (свежего) смазочного материала, затем, после определенного срока эксплуатации, – уже отработанного. При этом может случиться, что мы преждевременно слили еще работоспособный смазочный материал или, того хуже, смазочный материал надо было уже давно поменять. Не учитываются внешние факторы, существенно влияющие на условия работы смазочного материала и т. д. [3–6].

Диагностика технического состояния оборудования основывается на изучении состава смазывающих материалов, непосредственно участвующих в работе оборудования, таких как технические масла, охлаждающие и смазывающе-охлаждающие жидкости, консистентные смазки. Работу такого устройства рассмотрим на примере изучения состава масла в маслобаке винтового компрессора. Основное устройство (датчик), работающее на электромагнитных колебаниях, устанавливается непосредственно в маслобак: либо через заливную горловину, либо в сливной болт. Необходимые сигналы от датчика поступают во входное устройство ЭВМ, где в совокупности с другой технической информацией происходит анализ химического состава масла, и на устройствах вывода ЭВМ показывается конечный результат. Таким результатом, как правило, являются графики, таблицы или просто отдельные величины каких-либо характеристик.

Общий вид мультимаслотестера для оценки свойств смазочных материалов и аппаратная архитектура показаны на рис. 1 и 2. Система в целом состоит из маслобака компрессора, заполненного маслом, датчика анализа масла, комплекта проводов и кабелей, ЭВМ – компьютера со стандартной операционной системой и программой анализа состояния среды и устройством ввода и вывода информации (монитор, клавиатура). Разработанный инновационный мультимаслотестер включает датчики износа и температуры.



Рис. 1. Общий вид мультимаслотестера



Рис. 2. Аппаратная архитектура мультимаслотестера

Датчик скорости износа и температуры предназначен для наблюдения за температурой и содержанием частиц износа в маслonaполненных агрегатах (коробка передач; раздаточная коробка; картер двигателя; редукторы; компрессоры; станки и др.). Данные с прибора по беспроводной (*bluetooth*) связи передаются на дисплей смартфона или планшета (см. рис. 2), где владелец может увидеть данные по текущему состоянию узлов трения, графики концентрации частиц износа в зависимости от времени, прогноз и рекомендации по срокам замены смазки и проведению ремонтных работ.

Принцип работы мультимаслотестера заключается в следующем. После запуска компрессора масло поступает на трущиеся механизмы, выполняя свою смазывающую функцию. В процессе работы из-за трения неизбежно возникают частицы износа трущихся поверхностей. Это в основном частицы металлов и сплавов, таких как железо; алюминий; медь; латунь; бронза и др. Датчик анализа масла считывает информацию по содержанию микрочастиц в отработавшем масле и передает на ЭВМ, где программа, выполнив обработку поступившей информации, определяет химический состав масла, составляет таблицу содержания частиц в процентном и количественном соотношении. По мере работы компрессора на основе непрерывно поступающей информации от датчика с помощью специальной программы строятся временные графики содержания частиц в отработанном масле. В результате изучения этих графиков можно судить о состоянии масла, когда содержание частиц может достичь критических значений и привести в конечном итоге к выходу из строя компрессора. Пример такого графика приведен на рис. 3. Красным цветом (линия 1) показана рабочая температура масла, синим (линия 2) – общее количество частиц износа.

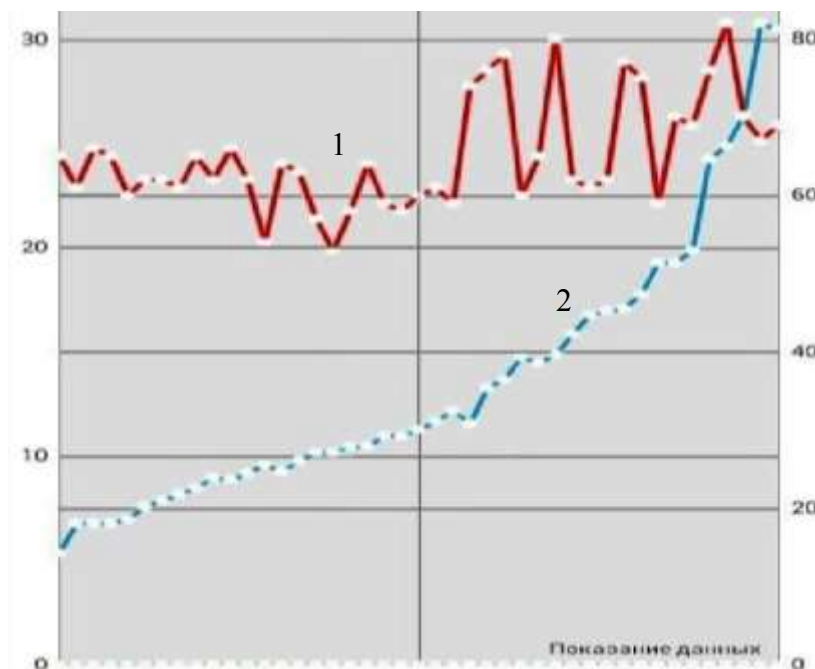


Рис. 3. График состояния масла: 1 – температура масла; 2 – количество частиц износа



Рис. 3 иллюстрирует случай аварийного износа редуктора из-за потери работоспособности трансмиссионного масла. В ходе испытаний было выявлено повышенное содержание частиц железа в масляном картере из-за повышенного износа трущихся частей винтового механизма компрессора, что подтвердилось результатами анализа масла на спектрометре *OSA Metallab* и анализаторе нефтепродуктов.

По результатам экспериментальных исследований получены данные о содержании частиц износа в отработанном масле в течение некоторого срока его эксплуатации и основные параметры химического состава масла. По этим данным можно выявить реальный ресурс оборудования и спрогнозировать его отказ. Установлены факторы, влияющие на износ узлов трения, в частности, присутствующая в масле вода резко понижает работоспособность узла трения из-за гидролиза содержащихся присадок. Воздействие таких внешних факторов, как температура и влажность окружающего воздуха, может значительно влиять на износ оборудования. Контроль скорости износа узлов трения оборудования позволяет на ранней стадии выявить и устранить причины повышенного износа.

#### Библиографический список

1. Будыштова, К.Н. Топлива, смазочные материалы, технические жидкости. Ассортимент и применение: справочное издание / К.Н. Будыштова, Л.А. Берштант, Ш.К. Богданов [и др.]. М.: Химия, 1989. С. 108–139.
2. Zadorognaya, E. Study of NTHS viscosity of modern motor oils / E. Zadorognaya, I. Levanov, O. Oskina // *Procedia Engineering*. 2016. V. 150. P. 602–606.
3. Мигранов, М.Ш. Смазки и их применение в машинах и при формообразовании поверхностей в мехатронных станочных системах / М.Ш. Мигранов, Н.К. Криони, Л.Ш. Шустер. М.: Издательство МАИ, 2004. 173 с.
4. Зозуля, В.Д. Словарь – справочник по трению, износу и смазке деталей машин / В.Д. Зозуля, Е.Л. Шведков, Д.Я. Ровинский, Э.Д. Браун. Киев: Наукова думка, 1990. 258 с.
5. Малиновский, Г.Т. Масляные смазочно-охлаждающие жидкости для обработки металлов резанием. Свойства и применение / Г.Т. Малиновский. М.: Химия, 1993. 60 с.
6. Справочник по триботехнике. Смазочные материалы, техника смазки, опоры скольжения и качения / под общ. ред. М. Хебды, А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 1990. Т. 2. 416 с.

УДК 621.91.02

М.Ш. Мигранов, А.М. Мигранов, С.Р. Шехтман  
Уфимский государственный авиационный технический университет

### ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

В работе представлены результаты экспериментальных исследований износостойкости режущего инструмента и показано влияние температуры на трибологические характеристики контакта и композиционных многослойных покрытий.

*Ключевые слова:* режущий инструмент, обработка резанием, многослойные износостойкие покрытия, трибологические характеристики, температура, износостойкость.

The paper presents the results of experimental studies of wear resistance of the cutting tool and shows the influence of temperature on tribological characteristics of contact and composite multilayer coatings.

*Key words:* cutting tool, cutting machining, multilayer wear resistant coatings, tribological characteristics, temperature, wear resistance.

Современное высокопроизводительное и дорогостоящее металлорежущее оборудование, оснащенное системами с числовым программным и адаптивным управлением, особенно в условиях гибких автоматизированных производств и мехатронных станочных систем, остро нуждается в надежном и работоспособном режущем инструменте. Режущие инструменты таких систем работают при высоких контактных напряжениях и температурах, при активации всех физико-химических процессов. При этом контактные площадки инструмента интенсивно изнашиваются от абразивного воздействия твердых включений в обрабатываемых материалах, протекания адгезионно-усталостных, коррозионно-окислительных и диффузионных явлений. В этих условиях работоспособность инструмента может быть повышена за счет изменения приповерхностных свойств, при которых контактные площадки режущего клина будут наиболее эффективно сопротивляться изнашиванию, особенно при повышенных температурах. При этом инструментальный материал в объеме тела инструмента должен одновременно обладать достаточным запасом прочности при сжатии и изгибе, приложении ударных импульсов и знакопеременных напряжений. Перечисленные свойства обычно являются взаимоисключающими, и для создания режущего инструмента с комплексом указанных свойств на поверхности и в объеме тела в настоящее время используются различного рода износостойкие покрытия (ИП). Широкое промышленное использование режущих инструментов с ИП позволяет [1–6]: повысить стойкость и надежность инструмента; сократить удельный расход дорогостоящих остродефицитных инструментальных материалов; расширить область использования твердых сплавов и сократить номенклатуру применяемых сплавов стандартных марок и т. д.

Направленное изменение свойств покрытий путем варьирования их состава, структуры и строения позволяет существенно влиять на контактные характеристики процесса резания. Известно [1, 3–6], что химический состав, физико-механические и теплофизические свойства покрытий могут значительно отличаться от соответствующих параметров инструментального и обрабатываемого материалов, и, как следствие, покрытие следует рассматривать как своеобразную третью среду. При этом эта среда, с одной стороны, может заметно изменять поверхностные свойства инструментального материала, с другой – влиять на контактные процессы, температуру и усилия резания, направленность тепловых потоков и термодинамическое напряженное состояние режущей части инструмента.

Процесс трения на контактных площадках передней и задней поверхностей во многом определяется поверхностными свойствами пары трения инструмент – деталь. Внешнее трение, согласно молекулярно-механической теории, имеет двойственную природу [2–8], обусловленную объемным деформированием материала и преодолением межатомных и межмолекулярных связей, возникающих между участками трущихся поверхностей. Адгезионное взаимодействие, как установлено в работе [2], оказывает существенное влияние практически на все параметры резания металлов. В тяжелых условиях трения (при пластических деформациях на контакте) адгезионное взаимодействие приводит к схватыванию. Схватывание можно рассматривать как цепной процесс, начинающийся с образования активных центров и их взаимодействия и заканчивающийся образованием общих металлических связей контактирующих тел с дальнейшим их разрывом и рекомбинацией.

Нанесенные на инструментальные материалы покрытия позволяют значительно снизить силу трения [1, 3–8]. Особенно это характерно для наиболее термодинамически устойчивых покрытий в виде окислов некоторых металлов, а также для покрытий, склонных к диссоциации при температурах, соответствующих максимальным температурам резания. С повышением температуры увеличивается частота собственных колебаний валентных атомов, растет пластичность материала и снижается его сопротивляемость пластическому деформированию. Таким образом, даже при постоянном нормальном напряжении увеличиваются количество активных центров и площадь фактического контакта. Кроме того, повышение температуры способствует разрушению поверхностных пленок и образованию химически чистых, ювенильных поверхностей. Последнее способствует проявлению схватывания и увеличению сил трения. Однако в результате дальнейшего повышения температуры происходит разупрочнение узлов схватывания и интенсивное окисление трущихся поверхностей. Эти обстоятельства зачастую приводят к снижению сил трения.

Тепловые процессы при резании металлов являются своеобразным индикатором, отражающим характер протекания целого ряда явлений, определяющих работоспособность режущего инструмента и качество формируемых поверхностей обрабатываемых деталей [3, 4]. С повышением температуры инициируются процессы макро- и микроразрушения контактных площадок инструмента [2–6]. При наличии на контактных площадках инструмента износостойкого покрытия снижаются работа деформации и силы резания [1–8]. Это свидетельствует о снижении интенсивности основных источников тепла в зоне резания – деформационного и фрикционного по передней и задней поверхностям. ИП, отличаясь по своим теплофизическим характеристикам от соответствующих характеристик инструментальной матрицы, может также изменять или регулировать направление и интенсивность тепловых потоков: в сторону инструмента, детали и стружки, а также в окружающую среду. Очевидно, что в этом

случае снижение интенсивности основных источников теплоты и изменение направления тепловых потоков приведет к изменению теплового состояния инструмента и температуры резания.

Для оценки степени влияния указанных выше факторов на эффективность процесса резания выполнены экспериментальные исследования. Натурные испытания проводились при фрезеровании и точении. Фрезерование сталей и сплавов 40X, 12X18H10T, 15X18H12C4TЮ, ХН73МБТЮ осуществлялось на вертикально-фрезерном станке *HECKERT* концевыми фрезами (диаметр  $d = 12$  мм, число зубьев  $z = 4$ ) и резцовыми фрезами ( $d = 90$  мм,  $z = 1$ ) со сменными четырехгранными твердосплавными пластинами ТТ8К6 и ТТ8К6 + покрытия  $TiN$ ,  $(TiCr)N$ ,  $(TiAl)N$ ,  $(AlTi)N$ ,  $(TiAlCr)N$ ,  $(AlTiCr)N$  с различным процентным содержанием каждого из элементов покрытия толщиной до 15 мкм. Исследование выполнено при различных режимах фрезерования (частота  $n = 500–900$  об/мин; подача  $S = 60–100$  мм/мин; глубина и ширина резания  $t = 1–3$  мм и  $b = 4–10$  мм); продольное точение выполняли при скорости резания  $V = 150–450$  м/мин,  $S = 0,11$  мм/об,  $t = 0,5$  мм. Покрытия на инструменты были нанесены различными фирмами (Бальцерс, *Caromant*, *Carbide*, *Rimet*) по заводским технологиям. Точение заготовок из сталей и сплавов 40X, 12X18H10T, 15X18H12C4TЮ, ЖС6УВИ производилось на токарно-винторезном станке 16К20 неперетачиваемыми твердосплавными пластинами ТТ8К6 ( $\gamma = 0^\circ$ ;  $\alpha = 10^\circ$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ ;  $r = 0,5$  мм) со всеми вышеперечисленными покрытиями.

В натуральных экспериментах при фрезеровании и точении исследовались износ инструмента по задней поверхности, температура резания, усилия резания и шероховатость обработанной поверхности. Некоторые полученные результаты при  $V = 450$  м/мин,  $S = 0,11$  мм/об,  $t = 0,5$  мм представлены на рис. 1 и 2.

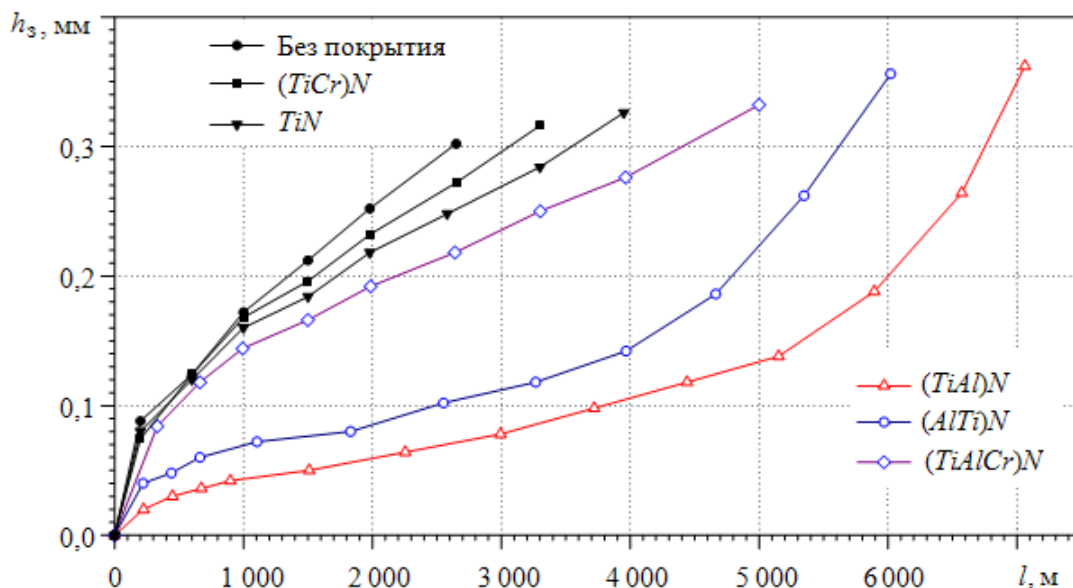


Рис. 1. Влияние длины пути резания  $l$  на износ  $h_3$  инструментов с покрытиями при продольном точении стали 40X твердосплавными пластинами ТТ8К6

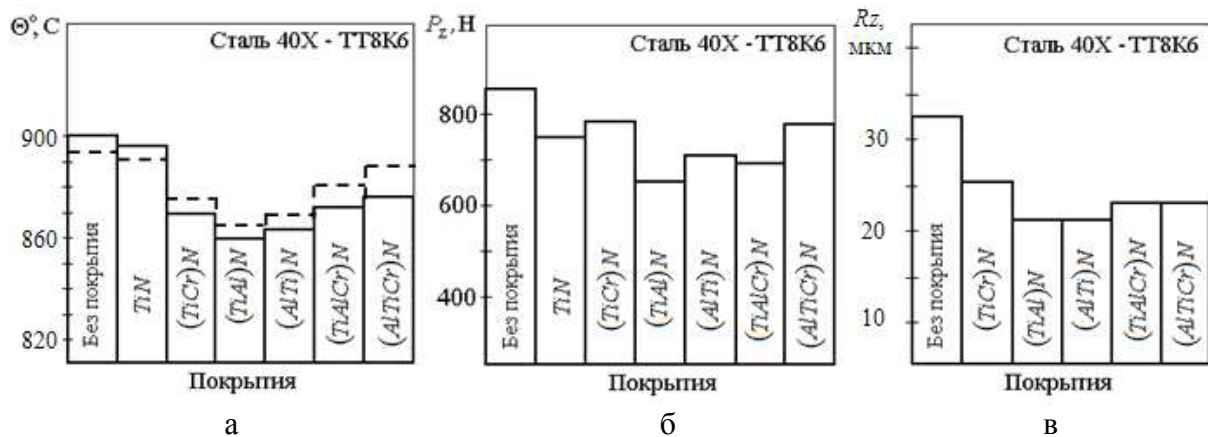


Рис. 2. Влияние материала покрытия при продольном точении:

а – на температуру резания  $\Theta$  при  $h_3 = 0,1$  мм;

— экспериментальные значения, - - - расчетные значения;

б – на тангенциальную составляющую силы резания  $P_z$  при  $h_3 = 0,1$  мм;

в – на параметр шероховатости  $R_z$  обработанной поверхности

**Выводы.** Использование износостойких покрытий  $(TiAl)N$ ,  $(AlTi)N$  приводит к снижению интенсивности и величины приработочного и нормального износов и позволяет увеличить износостойкость резцов и период их стойкости в среднем в 2–2,5 раза.

Использование износостойких покрытий снижает уровень температурно-силовой нагруженности зоны резания.

Лучшие показатели обрабатываемости резанием исследуемых материалов обеспечивают износостойкие покрытия  $(TiAl)N$  и  $(AlTi)N$ .

#### Библиографический список

1. Верещака, А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака. М.: Машиностроение, 1993. 336 с.
2. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел / Л.Ш. Шустер. Уфа: Гилем, 1999. 199 с.
3. Макаров, А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
4. Мигранов, М.Ш. Интенсификация процесса металлообработки на основе использования эффекта самоорганизации при трении / М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер. М.: Машиностроение, 2005. 202 с.
5. Мигранов, М.Ш. Повышение износостойкости инструментов на основе интенсификации процессов адаптации поверхностей трения при резании металлов / М.Ш. Мигранов. Уфа: АН РБ, «Гилем», 2011. 232 с.
6. Криони, Н.К. Покрытия и смазки для высокотемпературных трибосопряжений / Н.К. Криони, М.Ш. Мигранов. М.: Издательство «Инновационное машиностроение», 2016. 327 с.
7. Vereschaka, A.A. Study of wear resistance of sintered powder tool materials / A.A. Vereschaka, M.S.Migranov // Advanced Materials Research. 2014. V. 871. P. 159–163.
8. Vereschaka, A. Study of wear of tools made of pressed and sintered heterogeneous composite powder materials based on HSS with high melting point compounds / A. Vereschaka, M. Migranov, A. Vereschaka [et al.] // ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. 2015. V. 10. № 20. P. 9282–9286.

## О МЕТОДИКАХ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАДИУСОВ КРИВИЗНЫ ВЕРШИН НЕРОВНОСТЕЙ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Проанализированы методики определения радиусов кривизны вершин неровностей микро- и наносероховатости технических поверхностей. Показано, что непосредственная оценка средней величины радиусов кривизны вершин неровностей по профилограммам поверхностей дает меньшие значения, чем методика, основанная на представлении профиля поверхности случайным процессом. Однако отличие результатов не слишком значительно. Показано, что плотность вероятности радиусов кривизны вершин неровностей на микро- и наномасштабном уровнях хорошо описывается бета-распределением.

*Ключевые слова:* техническая поверхность, неровности, радиус кривизны вершин, плотность вероятности, бета-распределение.

The techniques of the estimation of radii of curvature of asperity vertexes of micro- and nanoroughness of engineering surfaces have been analyzed. It is shown that direct estimation of mean values of curvature of asperity vertexes on the basis of surface profilograms gives smaller values than a techniques based on the interpretation of a surface profile as a stochastic process. However, the difference of results is not too considerable. It is shown that probability density of radii of curvature of asperity vertexes on the micro- and nanoscale levels is well described by the beta-distribution.

*Key words:* engineering surface, asperities, vertexes radius of curvature, probability density, beta-distribution.

Микрогеометрия технических поверхностей играет существенную, а иногда решающую роль во многих процессах контактного взаимодействия деталей различных технических устройств. Неудивительно, что определению параметров микрогеометрии технических поверхностей уделяется большое внимание. Под микрогеометрией обычно понимают отклонения от идеальной формы поверхности трех масштабных уровней – волнистость, шероховатость и субшероховатость (наносероховатость), хотя в последнем случае правильнее говорить уже о наноггеометрии [1, 2]. Вполне естественно и то, что многие параметры микрогеометрии поверхностей нормированы отечественными и международными стандартами (ГОСТ 25142-82, ГОСТ Р ИСО 4287 – 2014), в соответствии с которыми разработано соответствующее метрологическое обеспечение.

Однако нормативные документы в основном регламентируют высотные и шаговые параметры микрогеометрии поверхностей и гораздо меньше внимания уделяют параметрам формы неровностей. Собственно говоря, из параметров формы неровностей в стандартах фигурирует только их средний наклон. Между тем при решении практически любой контактной задачи, связанной с контактным взаимодействием технических поверхно-

стей, необходимо располагать значениями радиусов кривизны вершин неровностей, которые в математических моделях процессов контактного взаимодействия обычно представляют в виде сферических или эллипсоидальных сегментов.

Цель данной работы – провести сравнительный анализ методик определения радиусов кривизны вершин неровностей технических поверхностей на микро- и наномасштабном уровне (шероховатость и субшероховатость соответственно). В свое время подобный анализ был проведен Л.И. Экслером для микромасштабного уровня [3]. Появление технических средств, позволяющих измерить параметры наношероховатости, в первую очередь атомной силовой микроскопии, дает возможность провести такой анализ для неровностей наномасштабного уровня.

**Теоретические предпосылки.** Наиболее распространены две методики определения радиусов кривизны вершин неровностей технических поверхностей. Назовем первую из них методикой непосредственной оценки, вторую – методикой, основанной на теории случайных процессов.

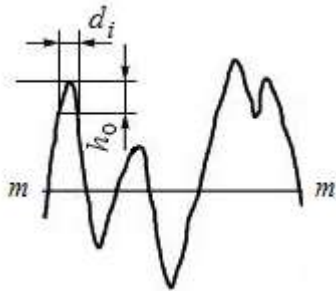


Рис. 1. Определение радиуса кривизны вершины неровности. *m-m* – средняя линия профиля

В первой методике радиус  $i$ -й неровности рассчитывается на основании обработки профилограммы исследуемой поверхности по формуле [1, 4]:

$$r_i = \frac{d_i^2}{8h_0} \cdot \frac{V_B}{V_r^2}, \quad (1)$$

где  $d_i$  – длина хорды  $i$ -й неровности, параллельной средней линии профиля и отстоящей от вершины неровности на расстоянии  $h_0$  (рис. 1);  $V_B$  и  $V_r$  – вертикальное и горизонтальное увеличение при записи профилограммы соответственно. Расстояние  $h_0$  принимают равным  $(0,2 \div 0,3)Ra$ , где  $Ra$  – среднее арифметическое отклонение профиля. Затем результаты усредняются по всей трассе профилографирования.

Вторая методика основана на рассмотрении профиля технической поверхности как случайного процесса. Этот подход использован в работах Я.А. Рудзита [5], Г.М. Харача и Л.И. Экслера [6] и др. Средний радиус кривизны вершин неровностей в этом случае рассчитывается по формуле [6]:

$$r_{cp} = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \cdot \frac{1}{2\pi^2 R_q \lambda \mu}, \quad (2)$$

где  $R_q$  – среднее квадратическое отклонение профиля;  $\lambda$  – среднее число пересечений профилем своей средней линии на единице длины;  $\mu$  – среднее число максимумов профиля на единице длины. Вместо среднего квадратического отклонения профиля  $R_q$  удобнее использовать среднее арифметическое отклонение  $Ra$ . Поскольку для нормального стационарного

случайного процесса справедливо соотношение  $R_q = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \cdot R_a$ , формула (2) приобретает вид

$$r_{\text{ср}} = \frac{1}{2\pi^2 R_a \lambda \mu}. \quad (3)$$

**Параметры исследованных поверхностей.** Для сравнительного анализа выбраны четыре технических поверхности, параметры которых представлены в табл. 1. Для первой пары поверхностей определяли параметры микрогеометрии по стандартной методике с помощью профилографа, для второй пары поверхностей определяли параметры наногеометрии с помощью атомного силового микроскопа по прилагаемой к нему программе, в том числе использовали также профилограммы поверхностей. Первая пара поверхностей – это поверхности эталонов шероховатости, поверхность № 1 получена шлифованием, поверхность № 2 – полированием. Поверхность № 3 – это поверхность концевой меры длины (т. н. плитка Йогансона), поверхность № 4 – поверхность золотой фольги в состоянии поставки.

Погрешность определения параметров исследованных поверхностей в табл. 1 составляла 15÷20 %.

Согласно табл. 1, отношение  $\lambda/\mu$  для исследованных поверхностей лежит в пределах 1,10÷1,44. Как отмечается в работе [5], для нерегулярной шероховатости отношение  $\lambda/\mu \approx 1$ , для регулярной шероховатости  $\lambda/\mu = 2$ , то есть исследованные

Таблица 1. Средние значения параметров исследованных поверхностей

| № пов-ти | $R_a$ , м            | $R_q$ , м           | $\mu$ , м <sup>-1</sup> | $\lambda$ , м <sup>-1</sup> |
|----------|----------------------|---------------------|-------------------------|-----------------------------|
| 1        | $0,15 \cdot 10^{-6}$ | -                   | $29 \cdot 10^3$         | $32 \cdot 10^3$             |
| 2        | $0,07 \cdot 10^{-6}$ | -                   | $18 \cdot 10^3$         | $26 \cdot 10^3$             |
| 3        | $2,4 \cdot 10^{-9}$  | $3,1 \cdot 10^{-9}$ | $8,0 \cdot 10^6$        | $9,3 \cdot 10^6$            |
| 4        | $3,2 \cdot 10^{-9}$  | $4,0 \cdot 10^{-9}$ | $6,0 \cdot 10^6$        | $6,6 \cdot 10^6$            |

поверхности обладают достаточно случайной шероховатостью, особенно на наноуровне. Ближе всего к регулярной шероховатости поверхность № 2, полученная полированием, что объясняется характером воздействия обрабатывающего инструмента. О случайном характере наношероховатости также свидетельствует отношение  $R_q/R_a$ , которое равно 1,29 и 1,25 для поверхностей № 3 и № 4 соответственно. Напомним, что для нормального

случайного процесса  $\frac{R_q}{R_a} = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \approx 1,25$ .

**Анализ результатов.** Величины радиусов кривизны вершин неровностей, рассчитанные по обсуждаемым методикам, приведены в табл. 2.

Значение среднего радиуса кривизны вершин поверхности после полирования, приведенное в табл. 2, хорошо совпадает со значением, приведенным в работе [3].

В целом из табл. 2 следует, что расчет средних величин радиусов кривизны вершин неровностей как на микро-, так и наномасштабном уровне по теории случайных процессов дает завышенные результаты по сравнению с непосредственной оценкой. Расхождение составляет от 13 до



67 %. Для наглядности сравнение результатов расчетов по обсуждаемым методикам приведено на рис. 2.

Таблица 2. Радиусы кривизны вершин неровностей

| № пов-ти | Радиус кривизны вершин неровностей, м   |  |
|----------|---|--|
|          | По непосредственной оценке, формула (1) | По теории случайных процессов, формулы (2) и (3) |
| 1        | $(200 \pm 46) \cdot 10^{-6}$            | $(334 \pm 30) \cdot 10^{-6}$                     |
| 2        | $(1\,300 \pm 240) \cdot 10^{-6}$        | $(1\,470 \pm 80) \cdot 10^{-6}$                  |
| 3        | $(205 \pm 24) \cdot 10^{-9}$            | $(280 \pm 42) \cdot 10^{-9}$                     |
| 4        | $(220 \pm 56) \cdot 10^{-9}$            | $(330 \pm 38) \cdot 10^{-9}$                     |

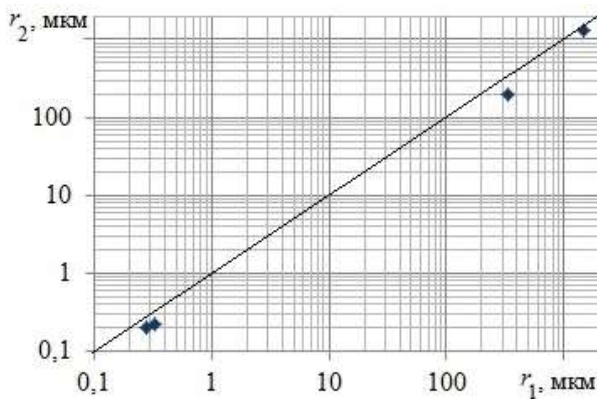


Рис. 2. Сравнение средних величин радиусов кривизны вершин неровностей исследованных поверхностей:  
 $r_1$  – расчет по теории случайных процессов;  
 $r_2$  – непосредственная оценка.  
 Линия соответствует условию  $r_1 = r_2$

Учитывая достаточно приближенный характер формулы (1), связанный с отклонением реальной неровности от сферической формы и условным выбором высоты  $h_0$ , а также тот факт, что представление профиля технической поверхности в виде нормального случайного процесса, безусловно, также является некоторым приближением, в целом можно признать вполне удовлетворительным соответствие значений средних радиусов кривизны вершин неровностей технических поверхностей, полученных по рассмотренным методикам.

**Радиус кривизны вершины неровности как случайная величина.**  
 Средние значения радиусов кривизны вершин неровностей технических поверхностей не дают полного представления об этом параметре, который является в большинстве случаев случайной величиной. Информативной характеристикой любой случайной величины является функция плотности вероятности. Из представления профиля шероховатой поверхности как случайного стационарного процесса следует, что плотность вероятности радиусов кривизны вершин неровностей описывается распределением Рэлея, которое можно представить в виде [5]:

$$f(\bar{r}) = \frac{1}{\bar{r}^3} \exp\left(-\frac{1}{2\bar{r}^2}\right),$$

где  $\bar{r} = \sqrt{\frac{\pi}{2}} \cdot \frac{r}{r_{\text{cp}}}$  – безразмерный радиус;  $r_{\text{cp}}$  – среднее значение радиуса. К недостаткам этого распределения можно отнести его неограниченность, то есть максимальное значение  $\bar{r} \rightarrow \infty$ , что лишено физического смысла.

В работах [7, 8] для описания плотности вероятности параметров микрогеометрии используется достаточно гибкое бета-распределение, к тому же ограниченное диапазоном случайных величин в относительном выражении  $[0; 1]$ . Возможности бета-распределения иллюстрируются рис. 3, на котором приводится сравнение экспериментального распределения радиусов кривизны вершин неровностей притертой стальной поверхности с  $Ra = 0,26$  мкм, полученного в работе [6] с распределением Рэлея и бета-распределением. Параметры формы бета-распределения  $\alpha = 1,74$ ;  $\beta = 4,46$ .

Распределение радиусов кривизны вершин неровностей наношероховатости поверхности концевой меры длины (поверхность № 3 в табл. 1) иллюстрируется рис. 4. Параметры формы бета-распределения  $\alpha = 1,87$ ;  $\beta = 3,18$ .

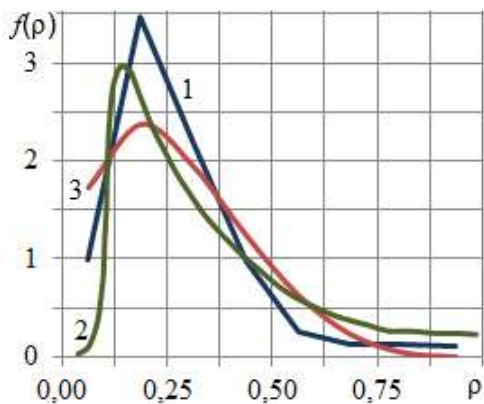


Рис. 3. Плотность вероятности радиусов кривизны вершин неровностей микрошероховатости притертой стальной поверхности: 1 – полигон частот; 2 – распределение Рэлея [6]; 3 – бета-распределение.  $\rho = r/r_{max}$

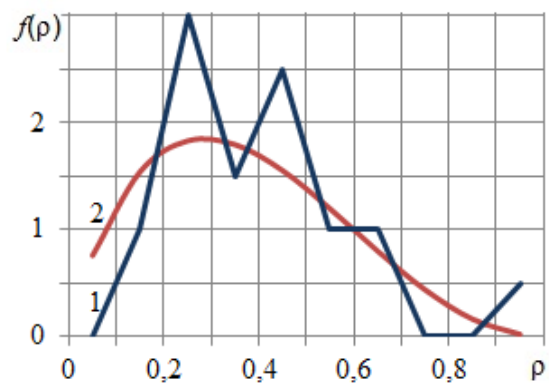


Рис. 4. Плотность вероятности радиусов кривизны вершин неровностей наношероховатости поверхности концевой меры длины: 1 – полигон частот; 2 – бета-распределение.  $\rho = r/r_{max}$

Обращает на себя внимание несимметричный вид функций плотности вероятности радиусов кривизны вершин неровностей как микро-, так и наношероховатости. Наиболее вероятное значение радиуса кривизны в первом случае  $\rho = 0,18$ ; во втором –  $\rho = 0,28$ , то есть преобладают неровности с относительно малыми радиусами кривизны вершин.

В заключение следует отметить, что, в отличие от распределения высот неровностей, распределения радиусов кривизны их вершин на профиле и на поверхности отличаются незначительно [9].

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ, грант 17-08-00614.*

#### Библиографический список

1. Григорьев, А.Я. Физика и микрогеометрия технических поверхностей / А.Я. Григорьев. Минск: Беларуская навука, 2016. 247 с.
2. Уайтхауз, Д. Метрология поверхностей. Принципы, промышленные методы и приборы / Д. Уайтхауз. Долгопрудный: Издательский Дом «Интеллект», 2009. 472 с.

3. Экслер, Л.И. Экспериментальная проверка теоретических зависимостей для средних уклонов и радиусов выступов обработанных поверхностей / Л.И. Экслер // Микрогеометрия и эксплуатационные свойства машин: межвуз. науч.-техн. сб. Рига: Рижский политехнический институт, 1975. С. 49–56.
4. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
5. Рудзит, Я.А. Микрогеометрия и контактное взаимодействие поверхностей / Я.А. Рудзит. Рига: Зинатне, 1975. 210 с.
6. Харац, Г.М. Об определении характеристик микрогеометрии поверхности со случайной шероховатостью при расчетах трения и износа / Г.М. Харац, Л.И. Экслер // Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. М.: Наука, 1971. С. 169–175.
7. Демкин, Н.Б. Распределение выступов и впадин профиля шероховатой поверхности / Н.Б. Демкин, М.С. Курова // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 1975. № 7. С. 58–62.
8. 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.
9. Izmailov, V.V. Correlation between surface topography and profile statistical parameters / V.V. Izmailov, M.S. Kourova // Wear. 1980. V. 59. P. 409–421.

УДК 627.91

М.Ш. Мигранов, Р.Г. Ахмаров, А.М. Мигранов  
Уфимский государственный авиационный технический университет

## РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ

В работе представлены результаты теоретико-экспериментальных исследований теплофизических явлений в зоне резания при использовании твердых интенсификаторов охлаждения.

*Ключевые слова:* теплопроводность, температура резания, интенсификатор охлаждения.

The paper presents the results of theoretical and experimental studies of the thermal phenomena in the cutting zone when using solid cooling intensifiers.

*Key words:* thermal conductivity, cutting temperature, cooling intensifier.

Наряду с существующими способами отвода тепла из зоны резания за счет использования охлаждающих сред предложено искусственное повышение теплопроводности материала твердого сплава путем насыщения контактных поверхностей высокотеплопроводными материалами (например, медью), которые названы твердыми интенсификаторами охлаждения (ТИО) [1].

Использование известных методик теоретического анализа теплового и напряженного состояний материала режущего клина, где его тонкие слои характеризуются большим градиентом теплопроводности, затруднительно в связи со значительным объемом вычислений. Разработанная методика основана на принципиально новом подходе к решению задачи теп-

лопереноса на базе сведения задачи с переменными коэффициентами к последовательному решению уравнений с постоянными коэффициентами.

При разработке методики были приняты следующие допущения: теплопроводность, удельная теплоемкость инструментального и обрабатываемого материалов не зависят от температуры; источники теплообразования распределены в контактных поверхностях и в плоскости скалывания; плоскость скалывания расположена перпендикулярно передней поверхности резца; теплообмен с окружающей средой отсутствует; коэффициенты трения, силы резания, коэффициент усадки стружки, длины контактных поверхностей для режущих инструментов с ТИО и без ТИО одинаковы; скорость движения элементов материала стружки одинакова по ее толщине. Интенсивности тепловыделения приняты по работам проф. А.Н. Резникова [2].

При анализе зона резания разделена на три прямоугольные области (рис. 1). В зонах И, С и Д задача теплопроводности решается отдельно. При этом через контактные поверхности происходит теплообмен по закону Стефана – Больцмана [2]. Так как размеры рассматриваемой зоны резания очень малы, причем время стабилизации температуры в этой зоне тоже невелико, то влияние естественных границ тел проявиться не успевают (за исключением внешней стороны стружки). Поэтому зону С можно считать неограниченной в направлении оси  $O_x$ ; зону Д – в направлениях  $O_x$ ,  $O$  и  $O_2$ ; зону И – в направлениях  $O$  и  $O_2$ .

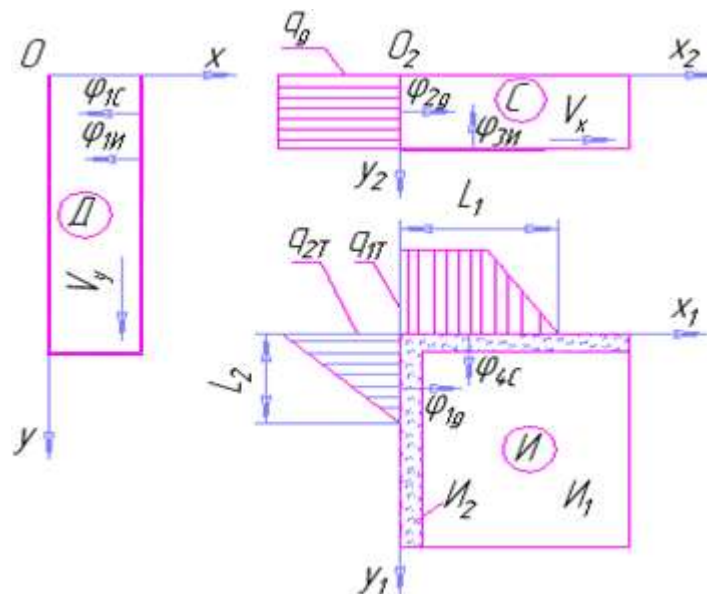


Рис. 1. Расчетная схема тепловых полей в зоне резания: источники тепла у зоны инструмента И; у стружки С; у детали Д; И<sub>1</sub> – однородная часть инструмента; И<sub>2</sub> – неоднородная, содержащая ТИО; L<sub>1</sub>, L<sub>2</sub> – длина контактов по передним и задним площадкам; q<sub>1T</sub>, q<sub>2T</sub>, q<sub>д</sub> – интенсивности тепловыделения по [2]

На внешней стороне стружки для простоты ставится однородное граничное условие второго рода [1]:

$$-\frac{\partial \Theta}{\partial y} \Big|_{y_1=0} = 0,$$

так как эта сторона стружки находится в контакте с воздухом, поэтому отводом тепла в окружающую среду можно пренебречь. При решении плоской задачи известное уравнение теплопроводности для каждой из зон И, С и Д соответственно имеет вид:

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \tau} - \frac{\partial}{\partial x} \left( a_{\text{И}} \frac{\partial \Theta}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left( a_{\text{И}} \frac{\partial \Theta}{\partial y} \right) = \frac{f_{\text{И}}}{c\rho},$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \tau} - a_{\text{С}} \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} - a_{\text{С}} \frac{\partial^2 \Theta}{\partial y^2} + V_x \frac{\partial \Theta}{\partial x} = \frac{f_{\text{С}}}{c\rho},$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \tau} - a_{\text{Д}} \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} - a_{\text{Д}} \frac{\partial^2 \Theta}{\partial y^2} + V_y \frac{\partial \Theta}{\partial x} = \frac{f_{\text{Д}}}{c\rho},$$

где  $\Theta$ ,  $\tau$ ,  $V_x$  и  $V_y$  – температура, время и скорости резания по направлениям  $x$  и  $y$  соответственно; температуропроводности материалов стружки и детали  $a_{\text{С}} \equiv \text{const}$ ,  $a_{\text{Д}} \equiv \text{const}$ ; температуропроводность инструмента  $a_{\text{И}}$  постоянна всюду в  $\text{И}_1$  и переменна в  $\text{И}_2$ ;  $f_{\text{И}}$ ,  $f_{\text{С}}$ ,  $f_{\text{Д}}$  – интенсивности источников теплообразования;  $c\rho$  – произведение теплоемкости на плотность.

При этом некоторые из граничных условий будут отсутствовать, если в соответствующем направлении область считается неограниченной [3, 4]. Оставшиеся граничные условия будут задаваться на основе информации о температурном распределении в зонах на предыдущем временном слое согласно закону Стефана – Больцмана.

На основании разработанного алгоритма составлена компьютерная программа. Расчеты выводятся на печать в матричной форме для зоны резания в целом и отдельно для режущего клина в зависимости от времени вплоть до стабилизации теплового поля. Построением изотерм непосредственно на распечатках получаем температурное поле в зоне резания. Расчеты велись при условиях: обрабатываемый материал сталь 40Х (предел прочности  $\sigma_{\text{В}} = 500$  МПа, температуропроводность  $a_1 = 670$  м<sup>2</sup>/с, объемная теплоемкость  $c\rho = 5,03 \cdot 10^6$  Дж/(м<sup>3</sup>К)); режущий инструмент ТН20 (температуропроводность основы  $a_2 = 300$  м<sup>2</sup>/с и насыщенного слоя, меняющаяся по глубине,  $a_3 = 1\ 500 \dots 300$  м<sup>2</sup>/с (определена линейной интерполяцией согласно концентрационным кривым),  $c\rho = 2,51 \cdot 10^6$  Дж/(м<sup>3</sup>К)); режимы резания: скорость резания  $V = 1,75$  м/с, подача  $S = 0,07$  мм/об, глубина резания  $t = 3$  мм. В качестве ТИО использована медь (Cu), глубина проникновения которой 80 мкм.

По результатам расчетных данных получены температурные поля в режущем клине и контактных поверхностях (рис. 2), анализ которых показал, что при применении твердых интенсификаторов охлаждения максимальная температура резания уменьшается на 12–15 %, расстояние между изотермами возрастает в 1,5–1,7 раза, что в свою очередь приводит к снижению градиента температур и термонапряжений. Известно, что с уменьшением темпа роста контактных температур в момент врезания  $\Delta\theta/\Delta\tau$  уве-

личивается динамическая прочность рабочей части инструмента, что очень важно при обработке со значительными колебаниями сил резания, что происходит при точении наплавленных слоев, а также при прерывистом резании. Показатель  $\Delta\theta/\Delta\tau$  для материала ТН20 составил  $6,1 \cdot 10^4$  К/с, а для (ТН20 + Cu) –  $3,6 \cdot 10^4$  К/с. Положительным фактом является и то, что максимальная температура по задней контактной поверхности у опытного инструмента находится в некотором удалении от острия режущего клина.

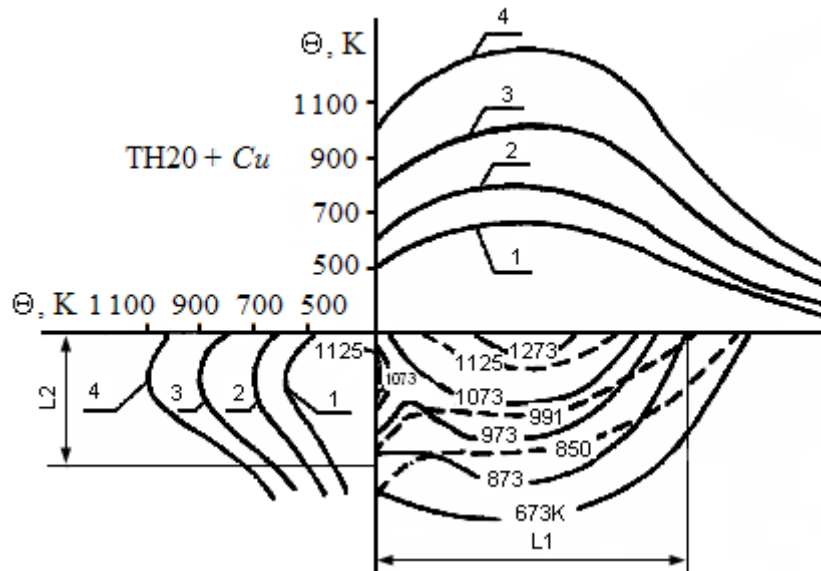


Рис. 2. Температурное поле в режущем клине и распределение температур на контактных поверхностях при врезании инструмента: 1 –  $\tau = 0,004$  с; 2 –  $0,013$  с; 3 –  $0,032$  с; 4 –  $0,1$  с; — расчетные изотермы; - - - экспериментальные изотермы

Качественным подтверждением теоретических исследований являются изотермы цветовых переходов. Некоторое отклонение экспериментальных и расчетных значений температур связано, во-первых, с увеличением фактической площадки контакта по мере износа инструмента, во-вторых, с отдельными допущениями теоретической методики. Необходимо отметить, что незначительные отклонения результатов расчета и эксперимента подтверждают правомерность принятых допущений и в общем верность разработанной методики.

#### Библиографический список

1. Мигранов, М.Ш. Повышение износостойкости инструментов на основе интенсификации процессов адаптации поверхностей трения при резании металлов / М.Ш. Мигранов. Уфа: АН РБ, «Гилем», 2011. 232 с.
2. Резников, А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. М.: Машиностроение, 1986. 279 с.
3. Верещака, А.С. Резание материалов / А.С. Верещака, В.С. Кушнер. М.: Высшая школа, 2009. 536 с.
4. Карташов, Э.М. Аналитические методы в теплопроводности твердых тел / Э.М. Карташов. М.: Высшая школа, 1979. 415 с.

УДК 621.793

Ю.Д. Афанасьева, М.Ш. Мигранов, С.Р. Шехтман  
Уфимский государственный авиационный технический университет

## **СИНТЕЗИРОВАНИЕ МНОГОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ СИСТЕМЫ Ti – TiN НА РЕЖУЩЕМ ИНСТРУМЕНТЕ**

Рассматривается технология нанесения наноструктурированного покрытия Ti – TiN на режущий инструмент. Описаны свойства получаемых покрытий и результаты их применения.

*Ключевые слова:* вакуумные ионно-плазменные методы, режущий инструмент, защитные покрытия, работоспособность режущего инструмента, наноструктурированные покрытия.

The technique of deposition of nanostructured coating Ti – TiN on a cutting tool is considered. The properties of obtained coatings and the results of their application are described.

*Key words:* vacuum ion-plasma methods, cutting tool, protective coatings, cutting tool functionality, nanostructured coatings.

В процессе обработки резанием заготовок на металлорежущих станках качество режущего инструмента является одним из основных факторов, определяющих производительность процесса, точность размеров и качество поверхности. В настоящее время в связи с повышенными требованиями к режущим свойствам инструмента интенсивно разрабатываются и внедряются различные методы повышения режущих свойств. К новым методам повышения режущих свойств инструментов из твердых сплавов и быстрорежущих сталей относятся методы образования на поверхности инструмента тонких (0,005 мм) пленок нитрида титана. Метод конденсации при одновременной ионной бомбардировке за счет его высокой технологичности позволяет наносить композиционные и многослойные покрытия на основе нитридов металлов IV – VI групп периодической системы таблицы Менделеева практически на любые материалы при увеличении стойкости инструмента от 2 до 5 раз [1–3].

Поверхностные свойства режущего инструмента с покрытием должны превосходить свойства материала основы [1–5]. Нанесение на рабочие поверхности инструмента покрытий из высокотвердых соединений уменьшает коэффициент трения, снижает адгезионное взаимодействие с обрабатываемым материалом, уменьшает абразивный износ, предотвращает диффузионный износ, снижает температурно-силовые нагрузки на режущей поверхности.

Основные направления совершенствования режущего инструмента с покрытием определяются комплексом факторов, которые связаны с совершенствованием свойств покрытий и композиции покрытие – инструментальная основа, а также с оптимизацией условий использования режу-

щего инструмента с покрытием. При эксплуатации режущего инструмента с покрытием особые требования следует предъявлять к конструкции режущего инструмента и станочному оборудованию (повышение жесткости конструкции режущего инструмента и технологической системы, снижение уровня вибраций и др.) [2, 3].

Повышение работоспособности режущего инструмента с покрытием может быть обеспечено повышением микротвердости, прочности, трещиностойкости покрытий. Однако следует отметить, что высокая микротвердость, прочность и трещиностойкость покрытий не может в полной мере обеспечить высокую работоспособность режущего инструмента. Обладая высокими значениями данных характеристик, покрытие может иметь низкую прочность сцепления с инструментальной основой, что в итоге может привести к отслаиванию покрытия в процессе резания и в конечном счете к недостаточной работоспособности режущего инструмента. Поэтому одним из условий высокой долговечности покрытий на рабочих поверхностях режущего инструмента является высокая прочность его сцепления с подложкой. Повысить прочность адгезионной связи покрытия и инструментальной основы можно путем применения дополнительной обработки режущего инструмента с покрытием [4–7].

Процесс нанесения наноструктурированного покрытия на основе  $Ti - TiN$  реализуется в среде рабочего газа азота. Предлагаемая технология позволяет в едином операционном пространстве и цикле совместить дуговой разряд в парах катода и несамостоятельный сильноточный разряд, создаваемый плазмогенератором.

Технология основана на следующих процессах:

бомбардировка поверхности несамостоятельным дуговым разрядом (НСДР) производилась с помощью плазмогенератора «ПИНК» в среде инертного газа аргона, в результате чего происходит модификация поверхности и ее предварительная очистка;

дополнительная бомбардировка поверхности НСДР в среде инертного газа аргона;

испарение материала катода в вакууме;

осаждение ионов на поверхности с формированием слоя покрытия в среде реактивного газа азота.

В одном технологическом цикле технология предусматривает проведение модификации поверхности, предварительную ионную очистку плазмой НСДР в среде инертного газа аргона, нагрев деталей ионами металла и нанесение покрытий в среде реактивного газа.

Синтез многослойных покрытий осуществляется в процессе последовательного осаждения  $Ti$ ,  $Ti_2N$ ,  $TiN$  из плазмы, создаваемой электродуговым испарителем. Формирование покрытий происходило при одновременном воздействии плазмогенератора «ПИНК».



Равномерность распределения толщины формируемых покрытий обеспечивалась равномерным планетарным вращением обрабатываемой детали относительно собственной оси и одновременно вокруг оси стола.

Технология плазменно-ассистированного нанесения наноструктурированного покрытия композиции  $Ti - TiN$  включает в себя:

- предварительную подготовку обрабатываемых деталей;
- загрузку обрабатываемых деталей в камеру и откачку воздуха из камеры;
- модификацию поверхности в плазме НСДР в среде инертного газа аргона;
- подачу рабочего газа азота в вакуумную камеру;
- плазменно-ассистированное нанесение многослойного защитного покрытия на основе композиции  $Ti - TiN$ ;
- охлаждение обработанных деталей в вакууме.

Предварительно проводится подготовка поверхности (химическая очистка) – удаление с поверхности видимых слоев органических загрязнений: остатков масел, смазочных материалов, отпечатков пальцев и жировых пятен. Используются органические растворители: этиловый спирт, ацетон. В особо ответственных случаях очистку проводят в ультразвуковых ваннах. Модификация поверхности и активирование на ней центров адсорбции и адгезии несамостоятельным сильноточным диффузионным разрядом производились с помощью плазменного источника «ПИНК» в среде инертного газа аргона при давлении  $5,2 \cdot 10^{-2}$  Па. Напряжение на подложке не менее 1 000 В при токе несамостоятельного сильноточного диффузионного разряда 35 А, длительность обработки 3 мин. Модификация поверхности ионами аргона активирует поверхность и приводит к высокой концентрации участков зародышеобразования на поверхности.

Следующей стадией технологии является плазменно-ассистированное нанесение многослойных наноструктурированных покрытий композиции  $Ti - TiN$ . Нанесение наноструктурированных покрытий проводится при давлении в камере 0,133 Па, потенциал на подложке 160 В при токе дуги электродугового испарителя 100 А. Осаждение покрытий проводится с одновременной бомбардировкой ионами рабочего газа, генерируемыми плазменным источником «ПИНК», ток несамостоятельного сильноточного диффузионного разряда составлял 10 А. В качестве переходного слоя использовался слой титана.

Предлагаемая технология позволяет формировать покрытия как с микрометровыми, так и с нанометровыми слоями. Размер слоев и их количество задаются режимами напыления и расположением обрабатываемой поверхности относительно плазменного потока.

Рассмотренная технология позволяет наносить многослойные наноструктурированные покрытия, многослойные композиты, покрытия с микро-

метровыми слоями, предназначенные для защиты рабочих поверхностей лопаток компрессора ГТД от агрессивного воздействия внешней среды.

В качестве катода использовался технически чистый титан марки ВТ1.0. В процессе осаждения покрытий приспособление с закрепленными на нем обрабатываемыми деталями планетарно вращается, обеспечивая более равномерное распределение толщины формируемых покрытий.

Варьирование подаваемыми газами позволило формировать покрытия в едином операционном пространстве и цикле. Время осаждения покрытия – 30 мин. При осаждении многослойного покрытия время напыления слоя  $Ti$  составляет 5 мин, слоя  $TiN$  – 10 мин.

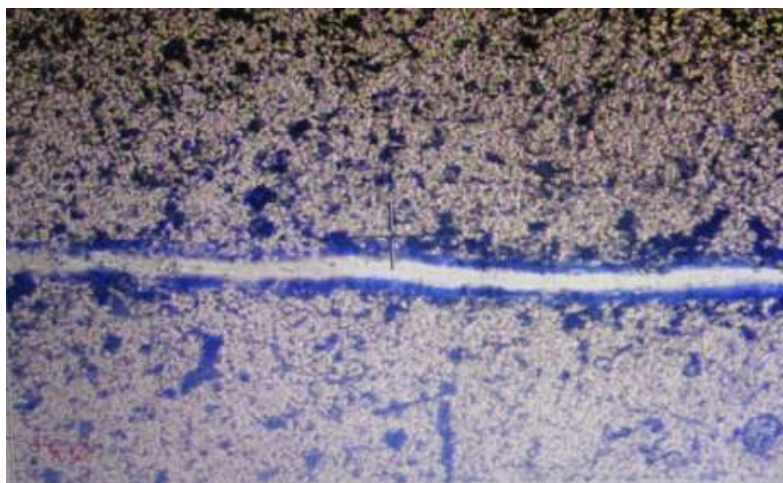
Установлено, что режимы – сила тока дуги  $J_d = 50$  А и напряжение на подложке  $U_{п} = 120$  В при давлении  $10^{-1}$  Па – являются оптимальными параметрами для формирования многослойного покрытия системы  $Ti - TiN$ .

Температура процесса формирования слоев на подложке составляет 400–450 °С. Приносимая осаждаемыми частицами энергия способствует нагреву обрабатываемой детали. Относительно невысокая температура, создаваемая потоком, особенно важна для осаждения покрытий на инструментальные материалы.

Предлагаемая в работе технология позволяет формировать многослойные покрытия с толщинами слоев до 100 нм и с микрометровыми слоями, содержащими в поверхностном слое нитриды титана. Количество слоев и их толщина задаются режимами напыления.

Исследования адгезионной прочности нанесенных покрытий системы  $Ti - TiN$  для различных материалов показали, что покрытия обладают высокой адгезией к основному материалу. Исследование отпечатка алмазной пирамидки при увеличении с помощью оптического микроскопа показало, что материал покрытия вблизи зоны воздействия не растрескивается, что косвенно свидетельствует о высокой адгезии покрытия.

На рисунке показано начало разрушения покрытия  $Ti - TiN$  при увеличении нагрузки на индентор в процессе царапания.



Оценка адгезионной прочности покрытия на образце с многослойным наноструктурированным покрытием  $Ti - TiN$  методом царапания

Исследование адгезионной прочности покрытий на приборе *CSM Scratch Test* методом царапания показало удовлетворительную адгезию.

Многочисленные исследования [1–7] показали, что с уменьшением толщины пленки до 100 нм ее поверхностные свойства начинают доминировать над объемными. При этом тонкие пленки имеют физические свойства, которые существенно отличаются от свойств объемных образцов из того же материала. Они зависят не столько от химического состава, сколько от формы и размеров наноструктур и во многих случаях на порядки превосходят характеристики монолитных материалов. Объясняется это более совершенной структурой сверхтонких пленок и более высокой внутренней энергией за счет перераспределения вклада в прочностные свойства материала поверхности по сравнению с объемом.

Толщина осажденных многослойных покрытий, согласно данным микроструктурного анализа, составила 5...7 мкм. Эти данные согласуются с результатами расчетов весовым методом.

Исследование остаточных напряжений осажденных многослойных покрытий по методике Давиденкова показало, что покрытия обладают низким уровнем остаточных напряжений.

При исследовании коррозионной стойкости покрытия установлено, что осаждение многослойного наноструктурированного покрытия  $Ti - TiN$  (толщина покрытия 5...7 мкм, толщина слоев 50 нм) приводит к повышению коррозионных свойств на 20–35 % по отношению к однослойным. Увеличение числа слоев приводит к дальнейшему повышению коррозионной стойкости и повышает эрозионную стойкость в 1,3 раза по сравнению с однослойными покрытиями.

Разработана технология ионно-плазменного осаждения покрытий  $Ti - TiN$  со сверхмелкокристаллической (СМК) структурой в условиях дополнительной ионной бомбардировки, обеспечивающая повышение качества поверхностного слоя инструментального материала и высокую адгезионную прочность покрытий.

#### Библиографический список

1. Будилов, В.В. Технология вакуумной ионно-плазменной обработки / В.В. Будилов, Р.М. Киреев, С.Р. Шехтман. М.: Издательство МАИ, 2007. 155 с.
2. Криони, Н.К. Покрытия и смазки для высокотемпературных трибосопряжений / Н.К. Криони, М.Ш. Мигранов. М.: Издательство «Инновационное машиностроение», 2016. 327 с.
3. Мигранов, М.Ш. Износостойкость композиционных покрытий для режущего инструмента / М.Ш. Мигранов, А.М. Мигранов, С.М. Минигалеев [и др.] // Вестник МГТУ «Станкин». 2017. № 4 (43). С. 38–42.
4. Migranov, M. Tool coatings with the effect of adaptation to cutting conditions / M. Migranov, R. Migranova // Key Engineering Materials. 2012. V. 496. P. 75–79.
5. Vereschaka, A.A. Study of wear resistance of sintered powder tool materials / A.A. Vereschaka, M.S.Migranov // Advanced Materials Research. 2014. V. 871. P. 159–163.

6. Vereschaka, A. Study of wear of tools made of pressed and sintered heterogeneous composite powder materials based on HSS with high melting point compounds / A. Vereschaka, M. Migranov, A. Vereschaka [et al.] // ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. 2015. V. 10. № 20. P. 9282–9286.

7. Гончаров, В.С. Методы получения защитных покрытий / В.С. Гончаров // Машиностроитель. 2001. № 5. С. 30–33.

УДК 621.735.016.2

М.Ш. Мигранов, А.М. Мигранов, С.Р. Шехтман  
Уфимский государственный авиационный технический университет

## **ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА МАТЕРИАЛОВ И ПОКРЫТИЙ ДЛЯ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА**

Представлены результаты экспериментальных исследований триботехнических характеристик спеченных инструментальных материалов, дополнительно легированных присадками, и многослойных композиционных износостойких покрытий, позволяющих за счет формирования вторичных структур при трении существенно повысить эксплуатационные свойства режущего инструмента для лезвийной обработки резанием.

*Ключевые слова:* режущий инструмент, износостойкие покрытия, спеченные порошковые инструментальные материалы, триботехнические характеристики, износ.

The results of experimental researches of tribological characteristics of sintered tool materials additionally alloyed by additives and multilayer composite wear-resistant coatings, which enable to improve significantly the operational properties of the cutting tool for cutting machining due to the formation of secondary structures at friction, are presented.

*Key words:* cutting tool, wear resistant coatings, sintered powder tool materials, tribotechnical characteristics, wear.

В системе мероприятий по совершенствованию процесса резания наиболее действенным звеном является режущий инструмент [1–3], так как именно инструмент в значительной мере определяет полноту использования технических возможностей современных мехатронных систем, оснащенных высокоскоростным оборудованием с дорогостоящим микропроцессорным управлением (ЧПУ и АдСУ), а также сроки их окупаемости. Поэтому проблема совершенствования режущего инструмента является актуальной. Вместе с тем в настоящее время в машиностроении еще не нашли широкого применения инструментальные материалы и покрытия с регулируемой адаптацией поверхностей трения (РАПТ), которые, с учетом условий резания (управляемой переменности элементов режима резания, смазочно – охлаждающих технологических средств (СОТС) и др.), позволяют повысить износостойкость инструмента за счет протекания неравновесных процессов при трении в процессе резания металлов [2–4]. Связано это с недостаточной изученностью вопросов структурно-фазовой адаптации приповерхностных

слоев в подвижном фрикционном контакте инструмент – деталь, что затрудняет практическое использование этого явления для решения конкретных технологических задач.

Для исследований были выбраны характерные представители обрабатываемых материалов, обладающих существенно различными физико-механическими свойствами, химическим и структурно-фазовым составами: конструкционные стали 45 ( $HB$  180–200) и 40Х ( $HB$  200–220); коррозионно-стойкие стали – 14Х17Н2, 07Х16Н6, 12Х18Н10Т, а также жаропрочные и жаростойкие стали и сплавы – 15Х18Н12С4ТЮ, ХН73МБТЮ-ВД.

Из инструментальных материалов были выбраны широко используемые в современном машиностроительном производстве быстрорежущие стали Р6М5, Р6М5К5, Р9К5; спеченные порошковые инструментальные материалы (СПИМ) на основе быстрорежущей стали Р6М5; твердые сплавы группы ВК – ВК8, ВК6-М, ВК10-ОМ, группы ТК – Т15К6 и группы ТТК – ТТ8К6. При натуральных испытаниях использовались четырехгранные пластины 12×12 мм и цельные резцы, фрезы и сверла. Цилиндрическое фрезерование осуществлялось концевыми фрезами как из быстрорежущей стали, так и из твердосплавного материала (диаметр фрезы  $d = 12$  и 13 мм; число зубьев  $z = 4$  и 5), а торцевое фрезерование – однорезцовыми фрезами ( $d = 90$  мм), оснащенными четырехгранными пластинами.

В работе рассматриваются принципы воздействия на условия трения при резании металлов дополнительным легированием СПИМ нового поколения на основе быстрорежущей стали. Первый принцип предполагает уменьшение коэффициента трения при рабочих температурах.

Установлено, что СПИМы на основе быстрорежущей стали, легированные карбидом титана, обладают высокой износостойкостью и их можно классифицировать как новый класс самоорганизующихся инструментальных материалов. В частности, к таковым можно отнести СПИМы, содержащие в качестве твердой основы карбид титана, а быстрорежущую сталь Р6М5 – как связующее (СПИМ + 20 %  $TiC$ ). При помощи Оже-электронной спектроскопии (ОЭС) и вторично ионной масс-спектроскопии (ВИМС) было обнаружено, что в процессе резания карбиды титана превращаются в тонкие поверхностные пленки в виде соединения титана с кислородом. Это значительно улучшает фрикционные свойства при рабочих температурах резания и повышает износостойкость режущего инструмента (рис. 1). Как показали исследования, износостойкость такого инструмента в 2–3,5 раза выше износостойкости обычных инструментов из быстрорежущей стали.

Суть второго принципа легирования состоит в повышении экранирующего эффекта с помощью устойчивой высокопрочной вторичной структуры (простых и сложных кислородосодержащих фаз на основе титана и бора), появляющейся на поверхности инструмента, что достигается, например, с помощью дополнительной присадки 2 %  $BN$ . Дополнительная присадка 5 %  $Al_2O_3$  практически не повлияла на состав вторичных структур. Легирование осуществлялось не добавлением того или иного элемен-

та, а добавлением соединений нужной плотности и неустойчивости при рабочих температурах, что позволило использовать соединения в относительно небольших количествах, с минимально возможным воздействием на качество объема. Применение обоих принципов дает возможность значительного увеличения износостойкости инструмента (например, с помощью присадки 20 %  $TiCN$ ) (рис. 2).

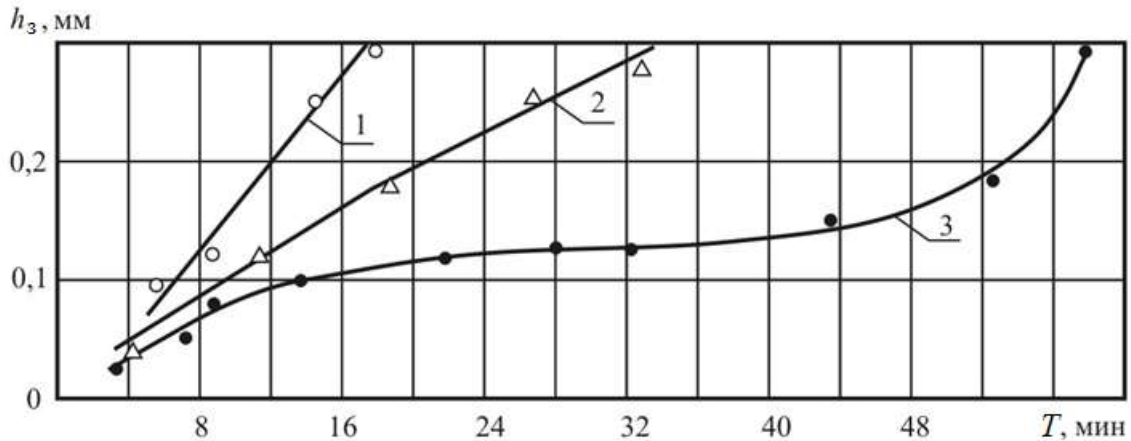


Рис. 1. Влияние времени обработки  $T$  на износ режущего инструмента  $h_3$  по задней поверхности инструмента при точении стали 45 ( $HB$  180–200) (скорость резания  $V = 60$  м/мин, глубина резания  $t = 0,5$  мм, подача  $S = 0,2$  мм/об):  
1 – Р6М5; 2 – Р12МЗФ2К5; 3 – СПИМ (Р6М5 + 20 %  $TiC$ )

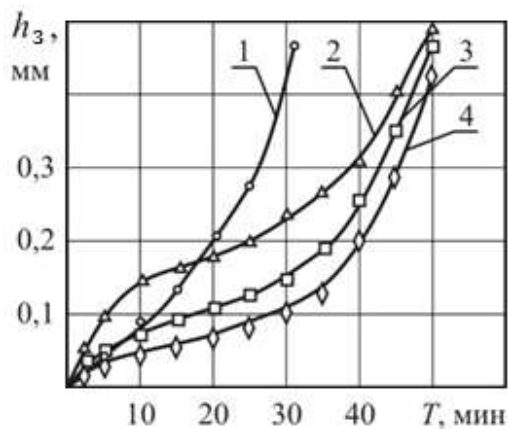


Рис. 2. Влияние времени обработки на износ концевой фрезы  $\varnothing 12$  мм по задней поверхности (обрабатываемый материал сталь 40X;  $V = 65$  м/мин;  $S = 63$  мм/мин; глубина  $t = 3$  мм; ширина  $b = 10$  мм):  
1 – СПИМ (Р6М5 + 20 %  $TiC$ );  
2 – СПИМ (Р6М5 + 20 %  $TiC$  + 2 %  $BN$ );  
3 – СПИМ (Р6М5 + 15 %  $TiC$  + 5 %  $Al_2O_3$ );  
4 – СПИМ (Р6М5 + 20 %  $TiCN$ )

Способом дальнейшего совершенствования режущих инструментов является нанесение на их рабочие поверхности многослойных износостойких покрытий. При этом каждый слой такого покрытия должен формироваться с учетом изменения механизма изнашивания в периоды приработочного, нормального (устойчивого) и катастрофического износа.

Состояние поверхности подложки перед нанесением твердых покрытий влияет на прохождение нормальной стадии износа инструмента и на прочность сцепления с подложкой. Исследовано влияние шестнадцати химических элементов и четырех антифрикционных материалов, имплантированных в подложку, на износостойкость резца из быстрорежущей стали с  $(Ti, Cr)N$ -покрытием поверхности.

Установлено, что компромисс между высокой износостойкостью и надежностью достигается в многослойном покрытии, нанесенном на подложку, обогащенную индием. Индий присутствует в нижнем слое покрытия как в металлическом, так и в связанном состояниях ( $In - N$ ). Положительное воздействие индия на износостойкость связано с двумя типами явлений, возникающих на трущейся поверхности. Индий при нагреве в процессе резания частично переходит в жидкое состояние и частично окисляется (о чем свидетельствуют данные металлографических исследований). Жидкая фаза как смазка ведет к уменьшению коэффициента трения. Кислородосодержащие фазы, защищающие поверхность, способствуют продлению стадии нормального износа, значительно повышая износостойкость инструментов.

В последнее время все большее применение в технике получают нанотехнологии, повышающие эксплуатационные качества изделий. Выявлено, что основное преимущество метода физического осаждения покрытия (ФОП) с магнитно-дуговой фильтрацией (МДФ) состоит в значительном измельчении зерна, которое ведет к формированию нанокристаллических структур покрытий (с размером зерна примерно 60–80 нм). Данный метод позволяет повысить износостойкость покрытий из композита нитрида титана и алюминия ( $TiAl$ ) $N$  в условиях высокоскоростной обработки (рис. 3), когда преобладает окислительный износ режущего инструмента [4–6].

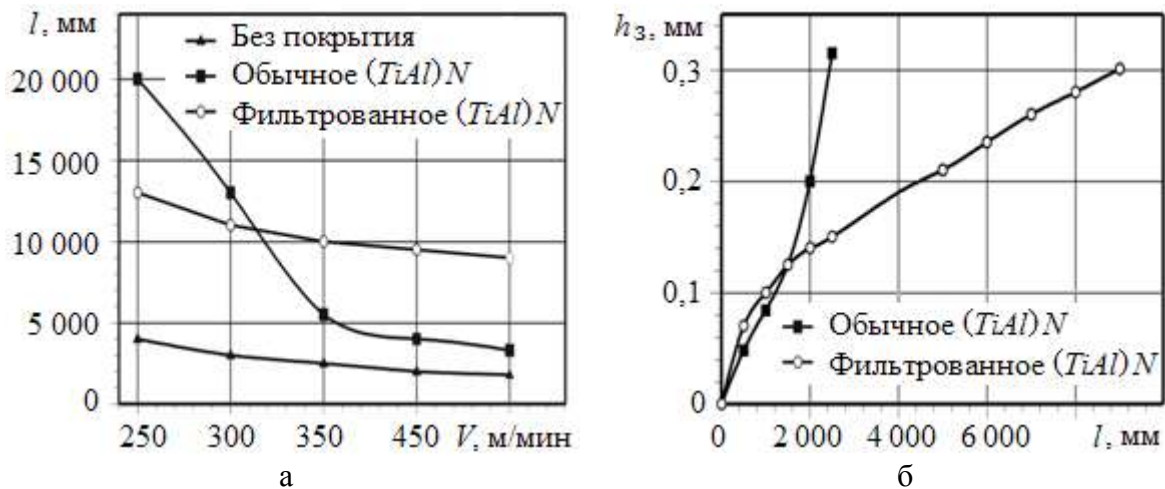


Рис. 3. Результаты стойкостных исследований при точении стали 40X резцами ТТ8К6 с различными покрытиями ( $S = 0,11$  мм/об;  $t = 0,5$  мм): а – влияние скорости резания  $V$  на путь резания  $l$  (при  $h_3 = 0,3$  мм); б – влияние пути резания  $l$  на износ инструмента  $h_3$  по задней поверхности (при  $V = 450$  м/мин)

Образование пленок оксида алюминия на поверхности резца значительно изменяет тепловые потоки и отвод тепла в стружку, что можно проиллюстрировать на изображении поперечных сечений стружек после сканирования на электронном микроскопе. На этих сечениях стружки можно выделить три различные зоны. Известно, что динамическая рекристаллизация контактной области стружки происходит во время резания.

Большая часть теплового потока, которая переходит в стружку, вызывает интенсивную рекристаллизацию материала в этой зоне, что находит свое выражение в укрупнении зерен стружки внутри приконтактной зоны.

**Выводы.** СПИМы на основе быстрорежущей стали, дополнительно легированные карбидом титана, обладают высокой износостойкостью и могут рассматриваться как новый класс самоорганизующихся инструментальных материалов.

Оптимальное сочетание прочности и надежности (характеризующихся высокой адгезией покрытия  $(TiCr)N$  к подложке) проявляется в многослойном покрытии с нижним слоем, обогащенным индием, имплантированным в поверхность подложки.

Основное преимущество магнитно-дуговой фильтрации при нанесении покрытия методом ФОП – значительное измельчение зерен  $(TiAl)N$ , которое приводит к образованию поверхностного слоя с размером зерен около 60–80 нм, то есть в наномасштабных пределах, и обеспечивает возможность использования режущего инструмента с таким покрытием в условиях высокоскоростной обработки резанием с увеличением износостойкости режущего инструмента в 3–4 раза. Оксидные слои, которые образуются на поверхности нанокристаллических фильтрованных  $(TiAl)N$  покрытий при высокоскоростном резании, в основном состоят из защитных тонких пленок, подобных оксиду алюминия и имеющих аморфно-кристаллические структуры.

#### Библиографический список

1. Верещака, А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака. М.: Машиностроение, 1993. 336 с.
2. Fox-Rabinovich, G.S. Characteristic features of alloying HSS – based deformed compound powder materials with consideration for tool self – organization at cutting / G.S. Fox-Rabinovich [et al.] // Wear. 1997. V. 206. P. 214.
3. Криони, Н.К. Покрытия и смазки для высокотемпературных трибосопряжений / Н.К. Криони, М.Ш. Мигранов. М.: Издательство «Инновационное машиностроение», 2016. 327 с.
4. Migranov, M. Tool coatings with the effect of adaptation to cutting conditions / M. Migranov, R. Migranova // Key Engineering Materials. 2012. V. 496. P. 75–79.
5. Vereschaka, A.A. Study of wear resistance of sintered powder tool materials / A.A. Vereschaka, M.S. Migranov // Advanced Materials Research. 2014. V. 871. P. 159–163.
6. Vereschaka, A. Study of wear of tools made of pressed and sintered heterogeneous composite powder materials based on HSS with high melting point compounds / A. Vereschaka, M. Migranov, A. Vereschaka [et al.] // ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. 2015. V. 10. № 20. P. 9282–9286.



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 6. Приборы для решения прикладных задач применения  
магнитных масел**

В работе продолжено описание оборудования для проведения испытаний на трение и износ трибосопряжений, имеющих в конструкции магнитные элементы. Приведены схемы установок для определения нормальной и радиальной силы взаимодействия упорных магнитных подшипников. Дана схема установки для исследования электромагнитного момента торможения, возникающего при работе магнитного подшипника вследствие неоднородности внешних магнитных полей.

*Ключевые слова:* магнитная разгрузка, магнитопассивные подшипники, трение, износ.

The paper continues the description of the friction and wear testing equipment for tribounits containing magnetic elements in a composition. The schemes of the installations for determination of normal and radial force of interaction in axial magnetic bearings are provided. The scheme of the installation for the research of the electromagnetic retarding torque arising during the operation of the magnetic bearing owing to heterogeneity of external magnetic fields is given.

*Key words:* magnetic unloading, passive magnetic bearings, friction, wear.

Одним из путей увеличения ресурса узлов трения современного машиностроения, приборостроения, авиационной и космической техники является применение магнитного поля для снижения фрикционного изнашивания трущихся поверхностей [1–4]. Для оптимизации еще на этапе проектирования конструкций трибосопряжений, использующих в составе намагниченные элементы: нанодисперсные смазочные среды, магнитные подшипники, направляющие, уплотнения и др., актуальна задача по созданию надежного оборудования и методик для проведения натурных триботехнических испытаний [5].

В предыдущих работах [6–10] большое внимание уделялось описанию разработанных конструкций оборудования и методик исследования основных физико-химических и триботехнических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред, в частности для изучения внешнего трения магнитной жидкости в узлах трения, моделирующих реальные подшипники и уплотнения. Данная работа посвящена разработке экспериментального оборудования, в котором реализованы инновационные конструкторские решения с применением сил магнитного взаимодействия для механической разгрузки зоны трения, и предназначенного для сбора базы данных по триботехническим характеристикам узлов трения с постоянными магнитами.

Применение магнитных подшипников в конструкции узлов трения способствует существенному снижению энергетических потерь, связанных с незапланированным изнашиванием фрикционных поверхностей деталей, что ведет к повышению надежности и долговечности трибосопряжений. Немаловажно, что магнитные подшипники не нуждаются в дополнительной смазке и могут устойчиво функционировать в специфических условиях: в вакууме, при воздействии агрессивных сред, при пониженных и высоких температурах и в широком диапазоне скоростей скольжения.

Из большого разнообразия узлов трения с деталями из магнитных материалов в данной работе рассмотрим магнитопассивные упорные подшипники на постоянных магнитах и конструкции экспериментальных установок для исследования их триботехнических характеристик.

В конструкции магнитных упорных подшипников системы магнит – магнит предусмотрен принцип взаимного отталкивания между аксиально расположенными магнитами. В таком случае вес подвижных узлов уравновешен взаимным отталкиванием между двумя одинаково намагниченными цилиндрическими или кольцевыми магнитами, из которых один зафиксирован, а второй закреплен на вращающемся валу. Используя данную конструкцию как основную и меняя направление намагничивания магнита (осевое или радиальное), количество магнитов, их соосность (единая ось вращения или установка с эксцентриситетом), размеры и форму, можно получить упорные магнитные подшипники с широкой областью применения. Также данная конструкция позволяет достаточно легко обеспечить температурную стабильность положения вращающейся детали, например вала электросчетчика. В данном случае неподвижный магнит, расположенный снизу, устанавливается на прокладке из материала с требуемым коэффициентом температурного расширения. При изменении температуры величина поддерживающей силы регулируется изменением зазора между магнитами.

С целью изучения магнитостатических сил, возникающих в магнитных упорных подшипниках, были сконструированы и изготовлены следующие экспериментальные установки.

**Установка МС-1 для определения нормальной силы взаимодействия упорных магнитных подшипников.** Схема установки приведена на рис. 1. Установка состоит из станины 1, на которой крепится платформа, передвигающаяся в горизонтальной плоскости. На платформе укреплен в специальной немагнитной оправке магнит 2. Вторым магнит 3 крепится к штоку 4 и располагается над первым. Верхний конец штока упирается в тензобалку 5. Перемещая в вертикальном направлении каретку 6 со связанным с ней верхним магнитом, можно регулировать зазор между магнитами. Величина зазора определяется с точностью до 10 мкм по индикатору перемещения 7. Тензобалка представляет собой специальную упругую стальную пластину с наклеенными на ней проволочными тензодатчиками.

При необходимости магниты могут нагреваться с помощью цилиндрического нагревательного элемента 8, размеры которого выбраны такими, что магниты всегда находятся в зоне с приблизительно однородной температурой. Неоднородность температурного поля в рабочей зоне по вертикали  $4 \cdot 10^2$  °С/м, по горизонтали  $11 \cdot 10^2$  °С/м. Чтобы избежать ошибки измерений, обусловленных некоторым нагревом тензобалки, перед каждым измерением магниты разводились на расстояние, при котором сила взаимодействия практически равна нулю, и производилась балансировка тензомоста. Кроме того, для уменьшения нагрева тензодатчиков, шток выполнен в виде достаточно длинной тонкостенной трубки из нержавеющей стали. Дополнительно тензодатчики охлаждались потоком воздуха. Ошибка, связанная с линейным расширением узлов установки, исключалась.

**Установка МС-2 для определения радиальных сил взаимодействия упорных магнитных подшипников.** Схема установки приведена на рис. 2. Нижний магнит 1 установлен жестко на неподвижном основании. Верхний магнит 2 крепится к концу вертикально расположенной упругой балки 3. Другой конец балки закреплен на подвижной платформе 4. На балке наклеены два тензодатчика, соединенные таким образом, что сигнал разбаланса тензомоста, в который они включены, регистрируемый тензоусилителем 5, зависит только от величины приложенной к балке тангенциальной силы и не зависит от точки приложения этой силы. Это позволяет проводить измерения для разных по высоте магнитов без дополнительной тарировки тензобалки. На установке имеются два индикатора перемещений часового типа. Индикатор 6 показывает зазор между магнитами, а индикатор 7 предназначен для контроля смещения магнитов за счет изгиба тензобалки.

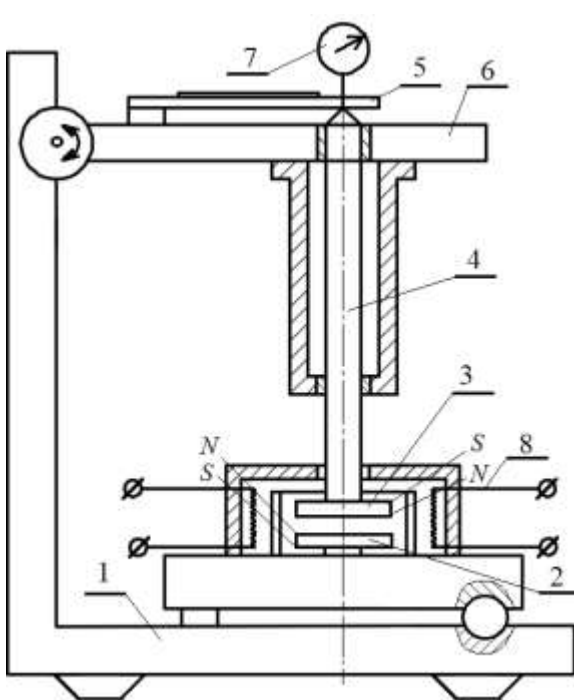


Рис. 1. Схема установки МС-1

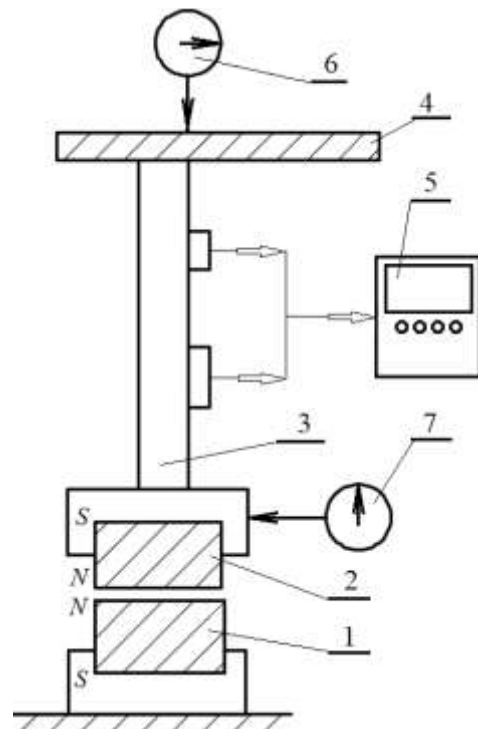


Рис. 2. Схема установки МС-2

**Установка МС-3 для измерения электромагнитного момента торможения.** При работе магнитного подшипника на вращающийся магнит вследствие неоднородности внешних магнитных полей действует момент торможения. Для изучения этого момента была разработана и изготовлена специальная установка МС-3, принципиальная схема которой приведена на рис. 3. Установка включает стальную рамку 1, подвешенную на упругих растяжках из бериллиевой бронзы 2. К рамке крепится ферромагнитный электропроводящий цилиндрический или кольцевой образец 3. Внутри рамки установлен высокоскоростной электродвигатель 4, передвигающийся в вертикальном направлении. На валу двигателя укреплен соосно цилиндрический постоянный магнит 5. Для устранения случайных колебаний рамки предусмотрен магнитный демпфер 6. Система измерения угла поворота рамки состоит из источника света 7, зеркала 8, закрепленного на одной из растяжек, и отсчетной шкалы 9. Зазор между магнитом и образцом 3 изменяется путем смещения электродвигателя вдоль вертикальной оси. Величина зазора измеряется с помощью катетометра 10.

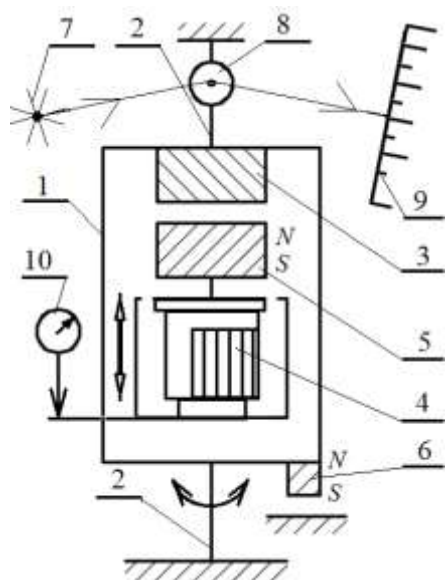


Рис. 3. Схема установки МС-3

Момент, действующий на образец при вращении магнита, включает не только электромагнитный момент, но и момент, обусловленный вязкостью воздуха. Для исключения последнего его определяют на образце 3 из диэлектрика с приблизительно такой же шероховатостью, как и у исследуемых образцов.

Момент, действующий на образец 3, рассчитывается по формуле

$$M = k\alpha,$$

где  $k = Q\omega_0^2$  – угловой коэффициент жесткости подвеса;  $Q$  – момент инерции рамки;  $\omega_0$  – собственная частота колебаний рамки;  $\alpha$  – угол поворота рамки. Частота колебаний рамки определяется экспериментально, а ее момент инерции находится расчетным способом. Конструкция установки обеспечивает чувствительность  $4,7 \cdot 10^{-5}$  Н·м/рад, и точность измерений момента сил  $4,1 \cdot 10^{-7}$  Н·м.

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 17-48-690826).*

#### Библиографический список

1. Болотов, А.Н. Исследование триботехнических свойств наноструктурных магнитных смазочных масел с различными дисперсионными средами / А.Н. Болотов, О.О. Новикова, В.В. Новиков // Трение и износ. 2017. Т. 38. № 2. С. 107–113.

2. Болотов, А.Н. Магнитные масла триботехнического назначения / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Физико-химические аспекты изучения кластеров, наноструктур и наноматериалов. 2009. № 1. С. 5–9.
3. Орлов, Д.В. Магнитные жидкости в машиностроении / Д.В. Орлов, Ю.О. Михалев, Н.К. Мышкин. М.: Машиностроение, 1993. 272 с.
4. Гаркунов, Д.Н. Триботехника / Д.Н. Гаркунов. М.: Машиностроение, 1985. 424 с.
5. 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.
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 [и др.] // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2013. Вып. 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 [и др.] // 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. 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. Вып. 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 [и др.] // 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. 102–107.
10. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред. Часть 5 / 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, 2017. Вып. 10. С. 50–55.

УДК 621.822

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

## **СНИЖЕНИЕ ЗАТРАТ НА ЭКСПЛУАТАЦИЮ И РЕМОНТ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН ЗА СЧЕТ ПРИМЕНЕНИЯ НОВЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ УЗЛОВ ТРЕНИЯ**

В статье изложены результаты исследования узла трения торфяной фрезы, в которой используется модифицированный антифрикционный материал, обеспечивающий снижение потерь времени на техническое обслуживание и ремонт при эксплуатации.

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

The article presents the results of the study of the friction unit of the peat cutter, which uses a modified antifriction material for reducing time loss for maintenance and repair during operation.

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

Проблема эффективности использования технологических машин всегда актуальна для производства, так как затраты на приобретение и эксплуатацию промышленного оборудования значительны. Особенно это важно в торфяной индустрии, в структуре себестоимости продукции которой эти затраты занимают значительную часть, следовательно, снижение затрат на эксплуатацию торфяных машин обеспечит повышение их эффективности [1].

Торфяная машина представляет собой многоуровневую систему, на нижнем уровне которой расположены трибоэлементы, свойства которых (периодичность обслуживания, ресурс, вероятность отказа, триботехнические характеристики и др.) определяют конкретные условия эксплуатации. Улучшая свойства узлов трения, можно значительно уменьшить затраты на обслуживание и ремонт [2, 3], что повысит эффективность использования торфяных машин.

К числу таких узлов трения относится, например, муфта фрезерующего устройства, которая представляет собой сопряжение цилиндрического отверстия фрезы и сферы диаметром 100 мм. Из-за неровностей на поверхности торфяной залежи рама вместе с фрезой может разворачиваться на угол до  $3^\circ$ , в результате чего при вращении начинается проскальзывание цилиндрической поверхности отверстия 1 муфты относительно сферы 2, установленной на шлицевой вал привода фрезы (рис. 1). Так как диаметр сферической поверхности муфты 100 мм, то при развороте корпуса фрезы на  $3^\circ$  происходит проскальзывание контактных поверхностей муфты на 5,2 мм за один оборот.

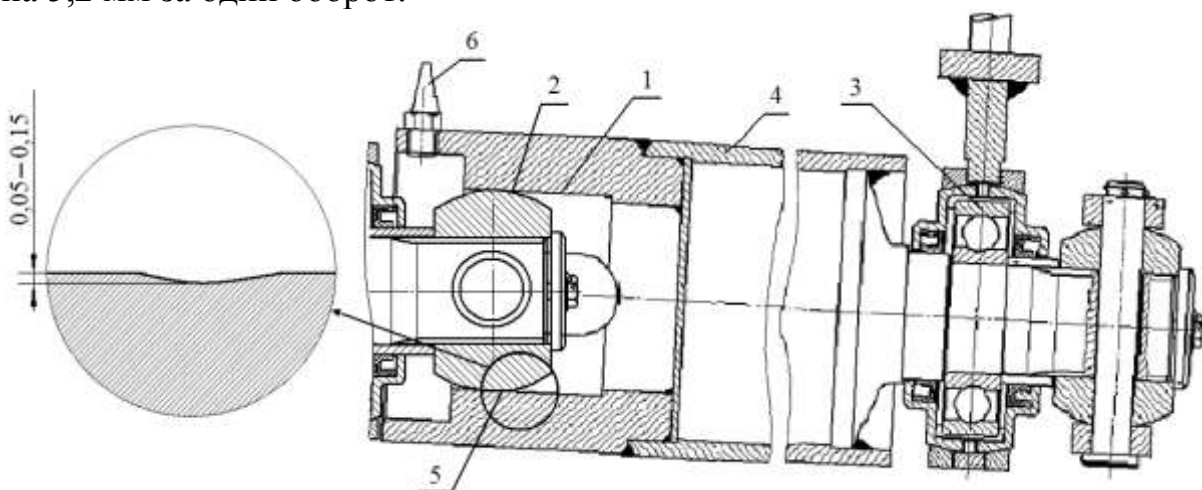


Рис. 1. Схема разворота фрезы из-за неровностей на поверхности торфяной залежи и расположения износа на контактной поверхности муфты:

- 1 – цилиндрическая поверхность отверстия; 2 – сферическая поверхность муфты;
- 3 – опорный подшипник фрезы; 4 – корпус фрезы;
- 5 – контактная поверхность муфты в корпусе фрезы; 6 – зуб фрезы

При частоте вращения 1 000 об/мин скорость скольжения составляет 0,087 м/с, что при контактном давлении около 4 МПа в паре корпуса фрезы из стали 17ГС и стали 45 сферической муфты без смазки приводит к существенному износу (см. рис. 1).

Из-за дисбаланса фрезы при вращении происходит смещение корпуса относительно сферической поверхности муфты в одну сторону, в результате происходит локальный контакт поверхностей, где происходит интенсивное изнашивание, и, как следствие, увеличение динамических сил. Уменьшить износ можно за счет модификации трибопары, если одну из деталей изготавливать из материала с улучшенными триботехническими параметрами. Для этих целей можно использовать полимерный самосмазывающийся материал – капролон-42, исследования которого показали его высокую эффективность в необслуживаемых узлах трения [4]. Из капролона-42 можно изготавливать сферическую часть муфты, которая устанавливается на шлицевой вал и по мере износа может быть легко заменена на новую.

Для изучения триботехнических характеристик модернизированного узла были проведены исследования на модели фрезерующего устройства (рис. 2). Так как у модели фрезерующего устройства диаметр сферической муфты 50 мм, то для получения необходимой скорости скольжения на контактных поверхностях рама 1 была развернута относительно основания 2 на угол  $6^\circ$ .

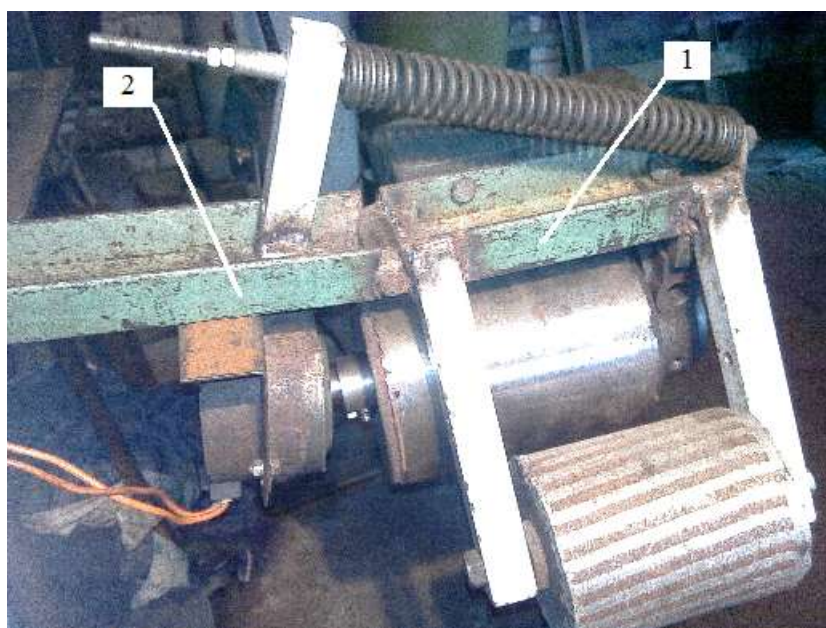


Рис. 2. Модель фрезерующего устройства при испытаниях кулачковой муфты на износ

Модель приводилась в движение от коллекторного электродвигателя (скорость вращения 1 000 об/мин). Эквивалентная нагрузка на муфту получалась из-за нормированного дисбаланса корпуса фрезы, что обеспечивало требуемое давление на контактные поверхности.

Испытания проводились в течение 24 часов, величина износа определялась взвешиванием цилиндрической части муфты до и после испыта-

ний. После исследований на стальной паре из соответствующих материалов были проведены испытания в паре сталь – капролон-42. На рис. 3 представлена фотография сферической части муфты, выполненной из капролона-42.

Перед испытаниями цилиндрическая часть муфты, выполненная из стали 17ГС, была взвешена на лабораторных весах, ее вес составил 125,093 г. После испытаний деталь весила 124,825 г, потеря веса составила 0,268 г. При испытаниях в паре сталь 17ГС и сталь 45 давление в контакте было около 4 МПа, скорость скольжения 0,087 м/с, интенсивность массового износа цилиндрической части муфты составила 36 мкг/м.



Рис. 3. Сферическая часть муфты, выполненная из капролона-42

После этого были проведены аналогичные исследования в паре сталь 17ГС и капролон-42 модифицированный, интенсивность массового износа цилиндрической части муфты составила 5,3 мкг/м, то есть уменьшилась почти на порядок. При этом интенсивность массового износа сферической части муфты составила 7,25 мкг/м (надо учитывать, что капролон весит в шесть раз меньше стали).

Использование предложенного материала для рассматриваемого узла трения позволит в несколько раз увеличить его ресурс, а снижение износа приведет к уменьшению дисбаланса фрезы и, как следствие, увеличению срока эксплуатации опорных подшипников. Снижение затрат на периодическое обслуживание и ремонт агрегата позволит снизить затраты на эксплуатацию и повысить эффективность добычи торфа [5].

#### 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: ТГТУ, 2002. С. 39–43.
3. Болотов, А.Н. Восстановление локально изношенных подшипников методом пластического деформирования по прилегающей поверхности / А.Н. Болотов, Н.Б. Демкин, И.В. Горлов // Трение, износ, смазка. 2005. Т. 7. № 2. С. 26–30.
4. 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.
5. 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 539.62

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

## **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ОКИСНЫХ ПЛЕНОК НА МЕТАЛЛАХ**

Описана методика и приведены результаты экспериментального исследования на микромасштабном уровне температурной зависимости статических коэффициентов трения поверхностных пленок, полученных окислением типичных металлических материалов для электрических контактов на воздухе при температурах от 20 до 150 °С.

*Ключевые слова:* коэффициент трения, температура, окисные пленки.

The technique is described and the experimental results are presented relating to the studies at the microscale level of the temperature dependence of the static friction coefficients of the surface films obtained by oxidation of typical metallic materials for electrical contacts in air at temperatures from 20 to 150 °С.

*Key words:* friction coefficient, temperature, oxide films.

Влиянию температуры на фрикционные характеристики металлов посвящено большое количество теоретических и экспериментальных исследований, однако этот вопрос остается актуальным. Анализ многочисленных публикаций показывает, что не существует однозначных представлений, в частности о температурной зависимости коэффициентов трения металлов, применяемых для скользящих электрических контактов. Температура сложным образом влияет на факторы и взаимосвязанные процессы, определяющие параметры контакта трущихся поверхностей: физико-механические свойства материалов, адгезионные характеристики поверхностей, процессы контактной ползучести, образования и разрушения поверхностных окисных пленок и адсорбированных слоев. В этой связи экспериментальные исследования в данной области имеют практическое значение для повышения надежности и эффективности работы электрических контактов.

Измерения коэффициента трения и контактного электрического сопротивления, выполненные при температурах от 20 до 150 °С на машине трения типа горизонтальная плоскость по схеме торцевого трения [1], показали, что при повышенных температурах определяющее влияние на эксплуатационные характеристики медных контактов оказывают поверхностные окисные пленки. В том числе снижение или рост коэффициентов трения может быть связан как с ростом толщины пленок, так и с процессами их разрушения при сдвиге.

Целью данной работы является экспериментальное исследование температурной зависимости максимальных коэффициентов статического трения в диапазоне малых нагрузок, не предполагающих развития пластической деформации и разрушения окисных пленок в контакте, то есть в

условиях, когда фрикционные характеристики определяются не столько свойствами самих металлов, сколько свойствами их оксидов.

Для проведения экспериментов применяли оригинальный микротрибометр, позволяющий проводить измерения на микромасштабном уровне. В основу методики определения коэффициента статического трения положен гравитационный принцип создания как нормальной, так и тангенциальной нагрузки на контакт, чем обеспечивается минимум косвенных измерений и достигается хорошая достоверность результатов. Схема трибометра и методика измерения силы трения подробно описаны в работах [2, 3].

Были исследованы фрикционные характеристики окисных пленок, образующихся на поверхности традиционных электроконтактных материалов: электротехнической меди марки М1 (99,9 % *Cu*), латуни ЛС 59-1 (60 % *Cu*, 18 % *Zn*, 2 % *Pb*) и технического алюминия (99,9 % *Al*) при температурах 20, 50, 100 и 150 °С. Верхний предел соответствует максимальной рабочей температуре, предусмотренной стандартами для электрических аппаратов.

Образцы были изготовлены в виде плоских брусков, поверхность которых предварительно подвергали механической обработке и доводили на мелкозернистой абразивной бумаге. При такой подготовке получается достаточно гладкая ( $R_a = 0,2-0,3$  мкм) ровная поверхность, не содержащая посторонних включений. Затем образцы промывали этиловым спиртом, насухо вытирали мягкой тканью и окисляли на воздухе в течение 5 часов при соответствующей температуре. Прямыми измерениями толщины окисных пленок [4] показано, что за это время прекращается интенсивный рост пленки окисла и далее ее толщина увеличивается незначительно. Однако конкретные значения толщины пленок на одном и том же металле могут существенно различаться. Поэтому были проведены измерения толщины поверхностных пленок на лазерном эллипсометре непосредственно на образцах, используемых в эксперименте. Результаты представлены в таблице.

Толщина окисной пленки на поверхности образцов, нм

| Материал             | Температура окисления, °С |     |     |     |
|----------------------|---------------------------|-----|-----|-----|
|                      | 20                        | 50  | 100 | 150 |
| Медь М1              | 2,0                       | 11  | 35  | 170 |
| Латунь ЛС 59-1       | 1,0                       | 1,3 | 5,4 | 7,0 |
| Алюминий технический | 73–90*                    |     |     |     |

Примечание: \* – при исследовании окисных пленок на алюминии получены дифрактограммы, свидетельствующие об аморфной структуре пленки.

Из-за большой хрупкости поверхностного окисного слоя на металлах исследование фрикционных характеристик непосредственно окисных пленок возможно лишь при малых нагрузках и локализации площади контакта в пределах одного пятна касания. В работах [5, 6] было показано, что для тонких пленок на меди и латуни нагрузка разрушения пленок соответству-

ет критической нагрузке начала пластической деформации материала под пленкой, а для толстых пленок на алюминии – значительно превосходит критическую. Поэтому в качестве второго элемента пары трения (контробразца) в микротрибометре использовали зонд из проволоки диаметром 0,9 мм, изогнутый петлей с внешним радиусом закругления 3,33 мм, что обеспечивало его контакт с единичной микронеровностью номинально плоской поверхности образца. Материал зонда – палладиево-вольфрамовый сплав ПдВ-20 – обладает достаточной твердостью для того, чтобы не деформироваться пластически при контактировании с образцом, и на его поверхности не образуются заметные окисные пленки, затрудняющие измерения. При одной и той же температуре выполняли несколько серий измерений при различных нормальных нагрузках от 0,5 до 5 мН. Выбранный диапазон малых нагрузок, в соответствии с поставленной целью, обеспечивал упругую деформацию контакта. Измерение коэффициента трения при одинаковых условиях повторяли 5–7 раз. Для оценки достоверности полученных результатов проводили статистическую обработку по методу малых выборок. Относительная случайная погрешность по всем сериям измерений составила в среднем 15–18 % при 95%-й доверительной вероятности. Погрешность, вносимая измерительными приборами, значительно меньше случайной.

Измерения показали, что для каждого из образцов во всем исследованном интервале температур и нагрузок коэффициент трения монотонно убывает с увеличением нормальной нагрузки, что подтверждает упругий характер контактирования. На рис. 1 в качестве примера представлены зависимости коэффициента трения  $f$  от нормальной нагрузки  $N$  для трех исследованных электроконтактных материалов при температуре 50 °С.

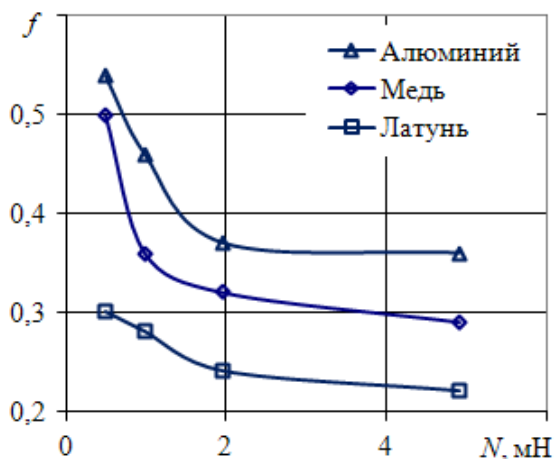


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения окисных пленок от нормальной нагрузки при температуре 50 °С

Экспериментально полученные зависимости коэффициентов трения от температуры для окисных пленок на меди, латуни и алюминии представлены на рис. 2.

Для всех исследованных материалов во всем исследованном диапазоне нормальных нагрузок 0,49–4,9 мН коэффициент трения с ростом температуры проходит через минимум. С повышением температуры от 20 до примерно 80–100 °С значения коэффициентов трения уменьшаются, при дальнейшем увеличении температуры коэффициент трения достаточно резко возрастает.

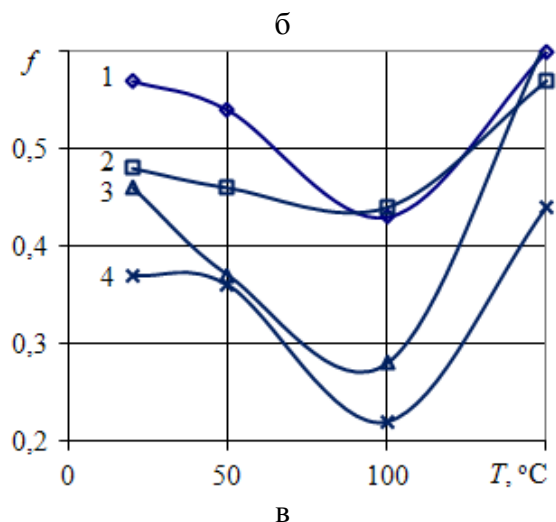
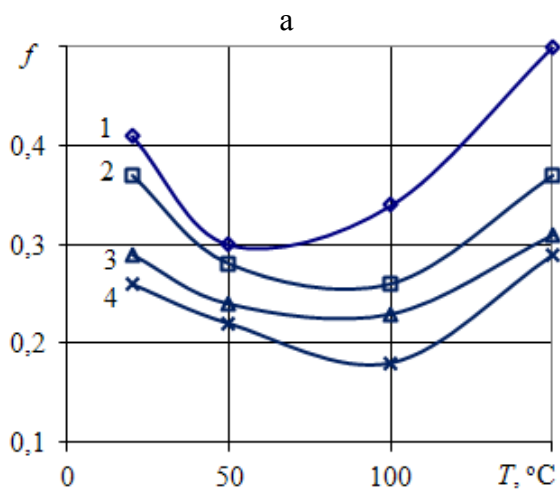
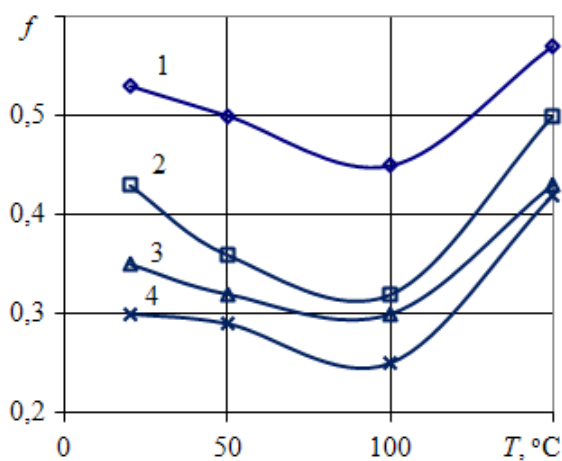


Рис. 2. Температурная зависимость коэффициента трения окисных пленок: а – на меди; б – латуни; в – алюминии. 1 – при  $N = 0,49$  мН; 2 –  $0,98$  мН; 3 –  $1,96$  мН; 4 –  $4,9$  мН

Очевидно, что в исследованном сравнительно узком интервале температур существенного изменения механических свойств материалов контактирующих тел не происходит. Поэтому объяснение температурной зависимости коэффициента трения в данном случае следует искать в изменении состояния поверхности контактирующих тел. Снижение коэффициента трения на начальном участке графика ( $T < 80-100$  °С), вероятнее всего, объясняется влиянием окисных пленок, конкретно – увеличением толщины пленки с ростом температуры. Известно, что поверхностные слои окислов уменьшают силу адгезионного взаимодействия металлических поверхностей, так как прочность адгезионной связи между ними обычно значительно меньше, чем между самими металлами. Согласно результатам измерений (см. таблицу), толщина пленки, например, на меди при увеличении температуры окисления поверхности от 20 до 150 °С возрастает почти в 80 раз. Основным фактором, приводящим к росту коэффициентов трения в диапазоне  $T > 80-100$  °С, практически одинаковым для всех исследованных материалов, является, на наш взгляд, освобождение при нагреве поверхности металлических образцов от физически адсорбированных слоев, удерживаемых на поверхности силами Ван-дер-Ваальса.

#### Библиографический список

1. Гусев, А.Ф. Экспериментальное исследование трения и электропроводности медных контактов при повышенных температурах / А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов,

М.В. Новоселова // Саморазвивающаяся среда технического университета: материалы Всерос. науч.-практ. конф. Тверь: ТвГТУ, 2017. Ч. 2. С. 8–13.

2. Пат. № 2150688 Российская Федерация. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова, А.А. Иванова; заявл. 25.12.98; опубл. 10.06.2000, Бюл. № 16. 10 с.

3. Нестерова, И.Н. Микротрибометр – прибор для экспериментального исследования фрикционных параметров тонких поверхностных слоев и покрытий / И.Н. Нестерова, А.Ф. Гусев // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 6. С. 1152–1158.

4. Свиташева, С.Н. Исследования процессов образования пленки естественного окисла на поверхности меди методом эллипсометрии / С.Н. Свиташева, Р.И. Любинская, К.К. Свиташев // Поверхность. Физика, химия, механика. 1986. № 11. С. 80–85.

5. Гусев, А.Ф. Некоторые аспекты влияния температуры на работу электрических контактов / А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов // Известия вузов. Электромеханика. 1989. № 12. С. 72–76.

6. Борисов, П.А. Экспериментальное исследование разрушения окисных пленок на металлических гранулах / П.А. Борисов, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова // Механика и физика фрикционного контакта: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2000. Вып. 7. С. 45–49.

УДК 531.44: 53.096

В.В. Мешков, С.П. Рыков  
Тверской государственный технический университет

## **НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ И ИЗНОС ПОРШНЯ ИЗ ВОЛОКНИСТОАРМИРОВАННОГО ТЕРМОПЛАСТА ПРИ РАЗГОНЕ**

Численным методом описана кинетика изменения напряжений и износа поршня из волокнистоармированного конструкционного термопласта в режиме разгона в стальной трубе. Показано, что величина текущих и накопленных тангенциальных напряжений и износа в поверхностном слое поршня в значительной степени определяется прочностными свойствами термопласта.

*Ключевые слова:* сопряжение поршень-труба, моделирование, тангенциальные напряжения, износ.

Kinetics of stress and wear changes of a piston made of fiber reinforced structural thermoplastic at acceleration in a steel tube are described using a numerical method. The current and accumulated tangential stresses and wear in the piston surface layer are mainly defined by strength properties of thermoplastic.

*Key words:* piston-tube joint, modeling, tangential stresses, wear.

В ряде ответственных узлов трения технологического оборудования используется сопряжение поршень-втулка, работающее в режиме разгона. Нестационарное скольжение поршня во втулке под действием высоких удельных нагрузок приводит к возникновению и трансформации в поверхностных слоях поршня напряженного состояния, что сопровождается из-

носом слоев. Оценку этих параметров целесообразно производить методом конечных элементов [1, 2].

Цель данной работы – оценка влияния состава материала на напряженное состояние и износ поверхностного слоя поршня из волокнистоармированного термопласта.

**Постановка задачи и исходные параметры для расчета.** Торцевая поверхность цилиндрического поршня при разгоне подвергается динамическому воздействию. Принято, что фрикционное взаимодействие при движении поршня полностью преобразуется в механическую работу и концентрируется в тонком поверхностном слое поршня толщиной 100 мкм.

Состояние поршня из упругопластического материала подчиняется условиям теории пластического течения с изотропным линейным упрочнением (с учетом корректировки девиатора напряжений):

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

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:

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

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 Лямэ;  $\alpha$  – коэффициент линейного температурного расширения.

Начальные и граничные условия определялись аналогично, как описано в работе [2, 3]. 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  $W_{кр} = Y_k^{2/3}$ .

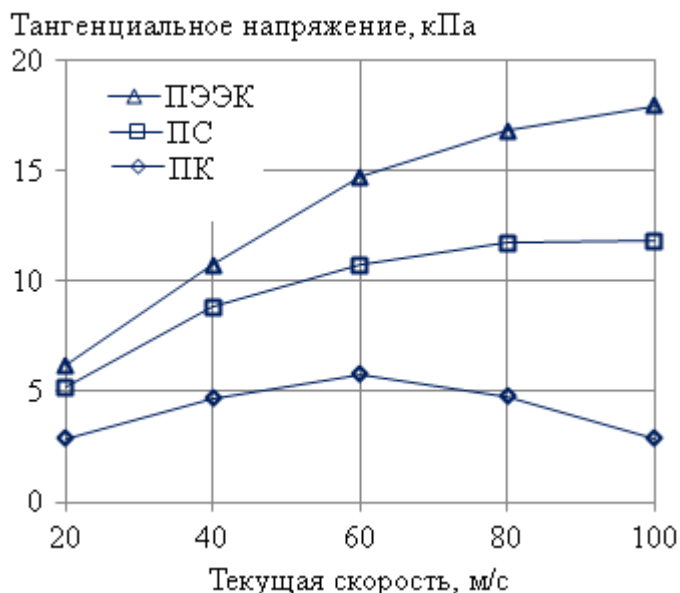
Квазиизотропная структура материала поршня учитывалась комплексным параметром  $Y_k = f(Y, E, \nu, \epsilon_d)$ , где  $E$  – модуль упругости;  $\nu$  – коэффициент Пуассона;  $\epsilon_d$  – скорость деформации. Расчет параметра  $Y_k$  про-

изводился на основе правила смесей, а затем сравнивался с экспериментальными данными, полученными при квазистатических испытаниях. Эффективные физико-механические и теплофизические характеристики определялись с помощью метода аппроксимации Фойгта [4].

Расчет напряженно-деформированного состояния поршня (диаметр 10 мм, длина 17 мм) в поверхностном слое толщиной 100 мкм производился при разгоне в трубе длиной 110 см от 0 до 100 м/с. Максимальное давление на торец поршня при разгоне поршня составляло  $P = 25$  МПа.

В качестве материала поршня использован волокнистоармированный композит на основе конструкционного термопласта (поликарбоната, полисульфона, полиэфирэфиркетона), армированного волокнами ароматического полиамида – фенилона (содержание 30 об.%, длина 5 мм) и содержащего антифрикционную добавку – коллоидный графит (содержание 5 об.%). Материал трубы – высокохромистая сталь (58...62 HRC).

**Результаты и их обсуждение.** На рисунке представлена кинетика изменения тангенциальных напряжений в поверхностном слое поршня из волокнистоармированного термопласта с матрицей из поликарбоната (ПК), полисульфона (ПС) и полиэфирэфиркетона (ПЭЭК) в зависимости от текущей скорости скольжения. Видно, что с увеличением текущей скорости поршня в режиме разгона величина и характер изменения тангенциальных напряжений в поверхностном слое имеют особенности в зависимости от материала матрицы.



Кинетика изменения тангенциальных напряжений в поверхностном слое поршня из волокнистоармированного термопласта с матрицей из ПК, ПС и ПЭЭК в зависимости от текущей скорости скольжения в режиме разгона существенно выше, чем для матрицы из поликарбоната. С увеличением текущей скорости при разгоне поршня величина этих напряжений возрастает

Для волокнистоармированного термопласта с матрицей из поликарбоната (см. рисунок) наибольшая величина тангенциальных напряжений  $\tau_{rz \max} = 5,8$  кПа достигает в поверхностном слое поршня при текущей скорости около 60 м/с, после чего несколько снижается. Это может быть связано с деформационной способностью поликарбоната и невысоким пределом текучести.

Величина тангенциальных напряжений в поверхностном слое поршня с матрицей из полисульфона и полиэфирэфиркетона суще-

вследствие их накопления. Однако их величины, в отличие от поршня с матрицей из поликарбоната, не хватает для деформирования и течения поверхностного слоя.

При фрикционном взаимодействии поршня с трубой в процессе разгона создаются условия для накопления напряжений и деформаций в поверхностном слое поршня, превышение критических значений которых сопровождается износом. В таблице представлены расчетные значения накопленного износа  $W$  поверхностного слоя поршня для текущих скоростей.

Расчетные значения накопленного износа  $W$  поверхностного слоя поршня, мкм

| Матрица материала поршня | Накопленный износ, мкм, при текущей скорости, м/с |    |    |    |     |
|--------------------------|---|----|----|----|-----|
|                          | 20  | 30 | 60 | 80 | 100 |
| Поликарбонат             | 7   | 12 | 22 | 39 | 74  |
| Полисульфон              | 5   | 7  | 12 | 17 | 24  |
| Полиэфирэфиркетон        | 3   | 5  | 7  | 9  | 12  |

Скольжение поршня в режиме разгона сопровождается износом, величина которого увеличивается с увеличением скорости, однако приращение скорости износа существенно различается для материалов поршней с различной матрицей. Наибольшая величина как текущего, так и накопленного износа наблюдается при скольжении поршня с поликарбонатной матрицей, что коррелирует с невысокой прочностью полимерной матрицы.

Наличие антифрикционного компонента – коллоидного графита – не оказывает существенного влияния на износ поверхностных слоев поршня в режиме разгона в исследованном диапазоне скоростей. Это, вероятно, связано с особенностью трения полимерного поршня в режиме разгона – кратковременностью фрикционного взаимодействия поверхностного слоя поршня с новыми участками поверхности металлической трубы. В этом случае антифрикционный компонент не образует смазочный разделительный слой в сопряжении.

Для поршня с матрицей из полисульфона или полиэфирэфиркетона величины как текущего, так и накопленного износа значительно меньше, чем для поршня с матрицей из поликарбоната. Вероятно, это обусловлено более высокими прочностными характеристиками полисульфона и полиэфирэфиркетона по сравнению с поликарбонатом, в частности пределом текучести, который для полисульфона и полиэфирэфиркетона соответственно в 1,4 и 1,9 раза выше.

**Заключение.** Численная оценка напряженно-деформированного состояния и износа поршня из волокнистоармированного конструкционного термопласта показала, что в режиме его разгона в стальной втулке величина текущих и накопленных напряжений и износа в поверхностном слое поршня в значительной степени определяется прочностными свойствами полимерной матрицы.



### Библиографический список

1. Зенкевич, О. Конечные элементы и аппроксимация / под ред. Н.С. Бахвалова. М.: Мир, 1986. 318 с.
2. 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.
3. Мешков, В.В. О влиянии циклов нагружения на напряженно-деформированное состояние и износ поверхностного слоя полимерного поршня / В.В. Мешков, С.П. Рыков // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. трудов. Тверь. ТвГТУ. 2017. Вып. 10. С. 46–50.
4. 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

О.В. Сутягин

ООО «Тверская механическая компания»,

М.В. Васильев

АО «Центральное конструкторское бюро транспортного машиностроения»

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЗАИМНОГО ВЛИЯНИЯ МИКРОКОНТАКТОВ ПРИ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЯХ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Рассмотрено влияние плотности микроконтактов взаимодействующих шероховатых поверхностей на критическую нагрузку, определяющую переход от упругой деформации микроконтактов к упругопластической.

*Ключевые слова:* микроконтакты, взаимное влияние, упругопластические деформации, критическая нагрузка, метод конечных элементов.

The influence of microcontacts density of the interacting rough surfaces on critical load, which determines the transition from elastic deformation of microcontacts to elastoplastic one has been considered.

*Key words:* microcontacts, interference, elastoplastic deformation, critical load, finite element method.

В условиях значительных контактных давлений, характерных для высоконагруженных узлов трения, герметизирующих устройств и теплопроводящих стыков, при расчетных оценках их характеристик необходимо учитывать взаимное влияние микроконтактов неровностей взаимодействующих поверхностей.

В случае упругого деформирования контактирующих неровностей эффект взаимного влияния рассматривался в работах [1, 2]. Показано, что с увеличением плотности микроконтактов их радиусы и распределение давления на них отличаются от теории Герца [3], причем существенное расхождение начинается при относительной площади фактического контакта более 0,25.

В работах [4, 5] установлено три стадии в пластической деформации ансамбля выступов. На первой стадии каждый выступ ведет себя так, как будто соседей не существует и эффект взаимного влияния не проявляет себя. Вторая и третья стадии характеризуются повышением предела текучести в процессе деформации рассматриваемого ансамбля выступов. При этом деформируемый материал не наклепывается, а причиной такого эффекта явилась интерференция зон пластических деформаций.

Исследования показали, что взаимное влияние микроконтактов приводит к замедлению роста относительной площади фактического контакта с увеличением нагрузки по сравнению с теорией [6] как при упругом, так и при пластическом контактном взаимодействии шероховатых тел. Однако в работе [7] установлено, что в большинстве случаев силового взаимодействия шероховатых поверхностей преобладают упругопластические деформации микроконтактов. Это и определило цель данной работы – исследование взаимного влияния микроконтактов при их упругопластической деформации.

При упругопластическом контакте области пластических деформаций распространяются непосредственно под микроконтактами [8], поэтому будем считать, что взаимное влияние микроконтактов определяется далекодействующими [3] упругими деформациями.

Переход от упругих деформаций единичного микроконтакта к упругопластическим деформациям определяется критической нагрузкой [7]. Обобщенно значения критических нагрузок для различных условий начала пластических деформаций [8] можно определить как:

$$N_{кр}^* = SR^2J^2\sigma_s^3, \quad (1)$$

где  $N_{кр}^*$  – критическая нагрузка, при которой начинается пластическая деформация в зоне контакта для упругопластического полупространства;  $S$  – безразмерный коэффициент, значения которого зависят от принятых условий начала пластических деформаций;  $R$  – радиус сферического индентора;  $J$  – упругая постоянная полупространства [3];  $\sigma_s$  – предел текучести полупространства.

Анализируя соотношение (1), можно сделать вывод, что при упругопластических деформациях взаимное влияние можно оценить через изменение упругой постоянной  $J$  в зависимости от плотности микроконтактов.

В работе [2] уравнение совместности деформаций в центре и на границе площадки контакта, сформировавшейся под произвольно выбранным сферическим сегментом радиуса  $R$ , моделирующим неровность шероховатого штампа, представлено в виде

$$(w_c(1) - w_c(0)) - (w_q(1) - w_q(0)) = \frac{\rho^2}{2R}, \quad (2)$$

где  $w_c(1)$  и  $w_c(0)$  – перемещения на границе и в центре площадки контакта от равномерного давления  $p_0$ , распределенного по основанию рассмат-

риваемого сферического сегмента радиуса  $r_*$ ;  $w_q(1)$  и  $w_q(0)$  – перемещения на границе и в центре площадки контакта от давления  $q(x)$ , сформированного в пределах площадки контакта радиуса  $\rho$  от действия на рассматриваемый сегмент сосредоточенной силы  $N = \pi r_*^2 p_0$ ;  $x$  – безразмерная координата.

Согласно [3], перемещения от равномерного давления, распределенного по круговой площадке, можно представить в виде:

$$\begin{aligned} w_c(0) &= 2Jp_0r_* , \\ w_c(1) &= \frac{4J}{\pi} p_0r_*E(\lambda_*), \end{aligned} \quad (3)$$

где  $\lambda_* = \frac{\rho}{r_*}$  – параметр, характеризующий плотность пятен контакта;  $E(\lambda_*)$  – полный эллиптический интеграл второго рода [9].

Перемещения от произвольного осесимметричного давления внутри радиуса пятна контакта  $\rho$ , согласно [3], можно записать как:

$$\begin{aligned} w_q(0) &= \frac{2Jp_0\rho}{\lambda_*^2} \int_0^1 q(x) dx, \\ w_q(1) &= \frac{4Jp_0\rho}{\pi\lambda_*^2} \int_0^1 q(x) \frac{x}{x+1} K\left(\frac{2\sqrt{x}}{x+1}\right) dx, \end{aligned} \quad (4)$$

где  $K\left(\frac{2\sqrt{x}}{x+1}\right)$  – полный эллиптический интеграл первого рода [9].

Подставив в уравнение (2) соотношения (3) и (4), после преобразований получим:

$$2Jp_0r_* \left( \frac{2}{\pi} E(\lambda_*) - 1 \right) - \frac{2Jp_0\rho}{\lambda_*^2} \left( \frac{2}{\pi} \int_0^1 q(x) \frac{x}{x+1} K\left(\frac{2\sqrt{x}}{x+1}\right) dx - \int_0^1 q(x) dx \right) = \frac{\rho^2}{2R}. \quad (5)$$

Выражая входящие в (5) интегральные выражения через комплексы  $C1$ ,  $C2$  и  $C3$ , принятые в работе [2], после преобразований запишем:

$$2Jp_0r_* \left( \frac{2}{\pi} E(\lambda_*) - 1 \right) + \frac{4Jp_0\rho}{\pi\lambda_*^2} C1C2 = \frac{\rho^2}{2R}, \quad (6)$$

где  $C1 = \frac{\pi}{2} \int_0^1 q(x) dx$ ;  $C2 = 1 - \frac{C3}{C1}$ ;  $C3 = \int_0^1 q(x) \frac{x}{x+1} K\left(\frac{2\sqrt{x}}{x+1}\right) dx$ .

Далее, производя преобразования, выражение (6) можно переписать в виде

$$\rho = \frac{4RJp_0}{\lambda_*} \left( \frac{2}{\pi} E(\lambda_*) + \frac{2C1C2}{\pi\lambda_*} - 1 \right). \quad (7)$$

Учитывая, что радиус пятна контакта сферического индентора с упругим полупространством по Герцу, согласно [3], можно представить в виде  $\rho_H = \left( \frac{3}{4} JRN \right)^{1/3}$  и принимая  $N = \pi r_*^2 p_0$ , можно показать, что

$$\rho^3 = \frac{32}{3\pi^2} \rho_H^3 \left( \lambda_* E(\lambda_*) + C1C2 - \lambda_* \frac{\pi}{2} \right). \quad (8)$$

Принимая  $\rho^3 = \frac{3}{4} J_F R N$ , для фиктивного значения упругой постоянной  $J_F$ , учитывающей взаимное влияние микроконтактов, можно записать:

$$J_F = \frac{32}{3\pi^2} J \left( \lambda_* E(\lambda_*) + C1C2 - \lambda_* \frac{\pi}{2} \right). \quad (9)$$

Подставляя (9) в соотношение (1), можно выразить критическую нагрузку для ансамбля неровностей с учетом их взаимного влияния  $N_{кр.вз}^*$  в виде

$$N_{кр.вз}^* = N_{кр}^* D(\lambda_*), \quad (10)$$

где  $D(\lambda_*) = 1,17 \left( \lambda_* E(\lambda_*) + C1C2 - \lambda_* \frac{\pi}{2} \right)^2$  – функция, учитывающая влияние плотности пятен контакта  $\lambda_*$  на критическую нагрузку.

На основании численного решения в работе [2] получены функции распределения давлений  $q(x)$  при различных значениях  $\lambda_*$  и вычислены соответствующие значения  $C1$  и  $C2$ . Это позволило произвести расчеты значений функции  $D(\lambda_*)$ , представленных в таблице.

Значения функции  $D(\lambda_*)$

|                |      |      |       |       |       |       |       |       |       |       |       |       |
|----------------|------|------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| $\lambda_*$    | 0    | 0,1  | 0,2   | 0,3   | 0,4   | 0,5   | 0,6   | 0,7   | 0,8   | 0,9   | 0,999 | 1,0   |
| $D(\lambda_*)$ | 0,89 | 0,88 | 0,866 | 0,847 | 0,815 | 0,762 | 0,683 | 0,581 | 0,445 | 0,339 | 0,026 | 0,002 |

Как видно из таблицы, функция  $D(\lambda_*)$  монотонно убывает во всем диапазоне изменения  $\lambda_*$ . Однако, как следует из [1], при невысокой плотности пятен контакта взаимным влиянием можно пренебречь и при  $\lambda_* \rightarrow 0$ ,  $D(\lambda_*) \rightarrow 1$ . Различие с этим значением данных таблицы связано, с одной стороны, с погрешностями численного решения интегрального уравнения [2], а с другой стороны, с погрешностью модели шероховатого штампа, в которой сегмент с основанием  $r_*$  вписывается в квадрат со стороной  $2r_*$ .

Достоверность полученных результатов была проверена с помощью метода конечных элементов (МКЭ). Внедрение ансамбля сферических инденторов в упругопластическое полупространство является трехмерной задачей. Однако предварительные расчеты с помощью МКЭ показали, что производительность и точность такой трехмерной модели очень низки. Поэтому для проведения исследования взаимного влияния с помощью МКЭ была применена двухмерная модель, состоящая из набора абсолютно жестких цилиндрических сегментов одинакового радиуса и высоты.

При расчетах группа сегментов внедрялась пошагово на определенную глубину. Для каждого шага внедрения фиксировались нагрузка, ширина площадки контакта, напряжения и контактные давления. Такие серии расчетов проводилась для моделей, имеющих различные расстояния между центрами сегментов, и для таких материалов, как сталь 60С2, бронза БрБ2 и фторопласт 4Д.

Целью расчетов была проверка функции  $D(\lambda_*)$  для критической нагрузки 1-го рода [8], определяемой из условия, когда контактные давления достигнут значения твердости материала полупространства. На рис. 1 представлена картина упругопластических деформаций для этого случая, полученная с помощью МКЭ.

Обработанные результаты расчетов функции  $D(\lambda_*)$  по данным таблицы и с помощью МКЭ приведены на рис. 2.

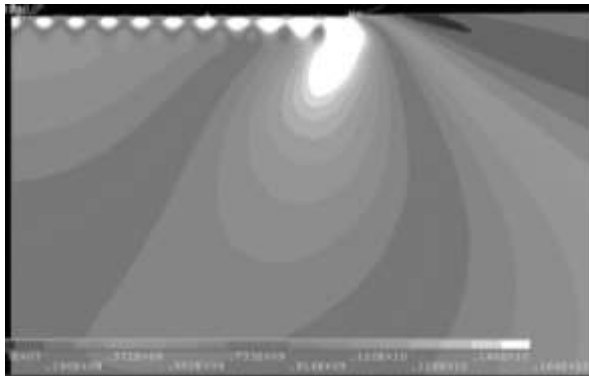


Рис. 1. Зарождение зон контактных пластических деформаций (белый цвет) для симметричной модели, имеющей 21 цилиндрический сегмент

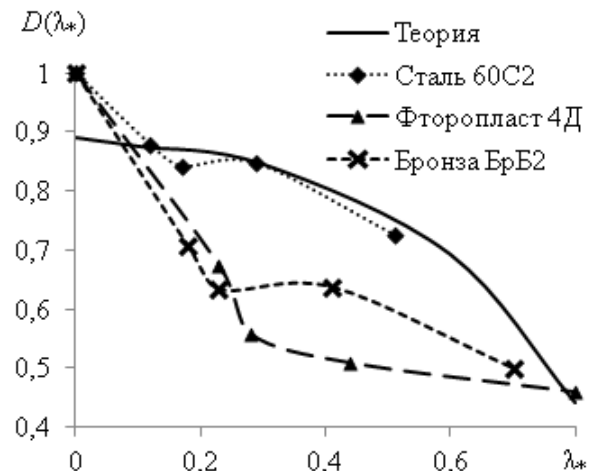


Рис. 2. Влияние плотности пятен контакта на критическую нагрузку 1-го рода

Как видно из представленных результатов, наилучшее совпадение с теорией имеют расчеты, проведенные МКЭ для стали 60С2. Предположительно, это связано с тем, что коэффициент Пуассона  $\mu$  у бронзы БрБ2 ( $\mu = 0,35$ ) и фторопласта 4Д ( $\mu = 0,43$ ) существенно выше, чем у стали 60С2 ( $\mu = 0,29$ ). Данные материалы при упругих деформациях проявляют себя как более несжимаемые [3], поэтому интерференция упругих деформаций в них более интенсивна.

Тем не менее предложенная теория может быть использована для оценочных расчетов критической нагрузки 1-го рода в условиях взаимного влияния микроконтактов. Данная величина позволяет рассчитать степень нагружения  $k = N/N_{кр.вз}^*$  и на ее основе уточнить характеристики контактного взаимодействия любой неровности шероховатой поверхности, введя соответствующие корректировки в расчет характеристик контакта шероховатых поверхностей в условиях упругопластических деформаций взаимодействующих неровностей [10].

#### Библиографический список

1. Горячева, И.Г. Механика фрикционного взаимодействия / И.Г. Горячева. М.: Наука, 2001. 478 с.
2. Алексеев, В.М. Влияние плотности пятен касания на характеристики упругого контакта шероховатых тел / В.М. Алексеев, О.В. Сутягин // Теоретические и прикладные вопросы контактного взаимодействия: сб. науч. тр. Калинин: КГУ, 1987. С. 16–28.

3. Тимошенко, С.П. Теория упругости / С.П. Тимошенко, Дж. Гудьер. М.: Наука, 1979. 560 с.
4. Uppal, A.H. Mean separation and real contact area between surfaces pressed together at high static load / A.H. Uppal, S.D. Proberts // *Wear*. 1973. V. 23. № 1. P. 39–53.
5. Uppal, A.H. The plastic contact between a rough and a flat surface / A.H. Uppal, S.D. Proberts // *Wear*. 1973. V. 23. № 2. P. 173–184.
6. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 224 с.
7. Ланков, А.А. Вероятность упругих и пластических деформаций при сжатии металлических шероховатых поверхностей / А.А. Ланков // *Трение и смазка в машинах и механизмах*. 2009. № 3. С. 3–5.
8. 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.
9. Корн, Г. Справочник по математике / Г. Корн, Т. Корн. М.: Наука, 1984. 831 с.
10. Миронов, В.А. Расчет сил трения сопряженных деталей в соединениях с натягом / В.А. Миронов, А.А. Ланков, Г.И. Рогозин. Тверь: ТГТУ, 2004. 120 с.

УДК 537.39

К.Б. Корнеев, Раймонд Осеи-Овусу  
Тверской государственный технический университет

## **ОСОБЕННОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО СОЕДИНЕНИЯ В СРЕДЕ ABAQUS FEA**

Система расчета методом конечных элементов ABAQUS FEA предоставляет возможность расчета сложных электро-механических взаимодействий токоведущих частей энергетического оборудования. Вместе с тем расчет в данной системе сопряжен с трудностью ввода исходных данных, что может сказаться на корректности получаемых результатов.

*Ключевые слова:* моделирование, электрический контакт, анализ, прогнозирование.

The finite element calculation system ABAQUS FEA provides the ability to calculate complex electro-mechanical interactions of current-carrying parts of power equipment. At the same time, the calculation in this system is limited by the difficulty of entering the initial data, which can affect the correctness of obtained results.

*Key words:* modeling, electrical contact, analysis, forecasting.

Силовые разъемные и неразъемные электрические контакты играют значительную роль в общей надежности систем электроснабжения. Несмотря на статичность взаимного расположения контакт-деталей, каждая контактная пара испытывает значительное воздействие таких факторов, как протекающий электрический ток, температурное воздействие окружающей среды, эффекты температурной и временной коррозии. Таким образом, электроконтактное взаимодействие не является детерминированной величиной, а общее сопротивление каждой контакт-детали может варьироваться в достаточно широких пределах.

Неподвижные разъемные электрические контакты, выполненные из одинаковых металлов, составляют основу большинства силовых коммутационных аппаратов, а также систем электроснабжения на напряжении 6–750 кВ. Надежность и долговечность эксплуатации таких контактов напрямую зависят от качества исполнения контакта, качества сборки и монтажа, а также условий эксплуатации. Оценить качество контактного взаимодействия существующей пары элементов можно как методом прямого измерения сопротивления (на номинальном или испытательном напряжении), так и косвенным методом – с помощью средств тепловизионной диагностики. Тем не менее прогнозирование свойств контактной пары можно провести и в среде компьютерного моделирования. Одной из таких сред является *ABAQUS FEA* – программный комплекс для расчета методом конечных элементов, реализующий связанный термоэлектрический структурный анализ.

Полностью связанный термоэлектрический структурный анализ применяется тогда, когда требуется получить решение для контакт-деталей со взаимным смещением, распределением температуры и поля электрического потенциала. При этом в расчет могут быть включены также термические взаимодействия, изменение контактной проводимости и образование тепла в зазоре между поверхностями. Важно, что в расчете не учитываются инерционные эффекты, что для больших контакт-деталей, характерных для высоких и сверхвысоких напряжений, может привести к значительной погрешности итоговых значений температуры нагрева [1].

Примером моделирования, которое требует полностью связанного термоэлектрического структурного анализа, является явление так называемого сваривания контактов при медленном их разведении в случае протекания по ним аварийных токов короткого замыкания или же при медленном вжатии одного контакта в другой при загорании электрической дуги. Между элементами контактов проходит большой ток, который расплавляет металл между ними и образует сварной шов или площадку (в зависимости от области контактирования).

Благодаря возможности настраивать временную шкалу в программе *ABAQUS* можно выполнять несколько видов анализа:

тепловой анализ установившегося состояния, предполагающий, что изменения температуры по времени не происходит. С точки зрения электрических величин рассматривается только постоянный ток и предполагается, что система имеет незначительную емкость. Электрические переходные эффекты настолько быстры, что ими можно пренебречь;

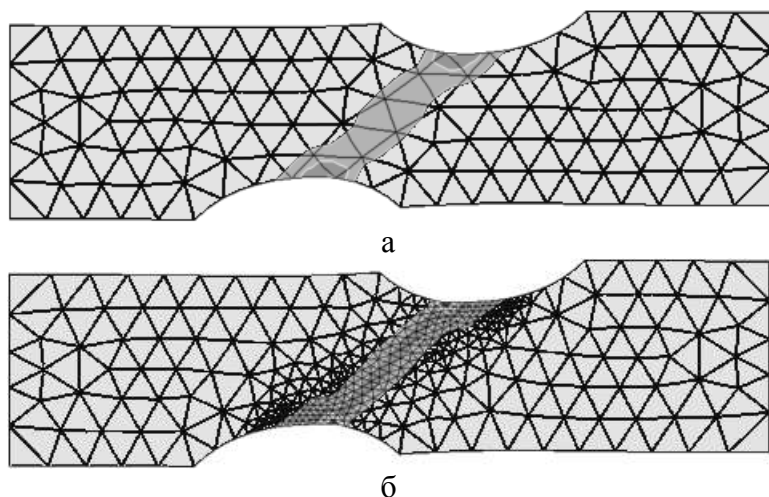
динамический анализ, позволяющий настроить период времени расчета, а также временной шаг. Такая шкала времени удобна для изменяющихся нагрузок (как электрических, так и механических), для определения граничных условий (изменений состояний), а также для получения решений для сильно нелинейных (но стационарных) случаев, так как динамический анализ часто представляет собой наиболее удобный способ справиться с нелинейностью;

учет тепловыделения при фрикционном скольжении. При решении стационарных задач обычно пренебрегают тепловой энергией, выделяющейся при трении. Тем не менее для решения задач с высокими скоростями перемещения деталей (плоскопараллельное перемещение, движение по касательной или взаимное относительное вращение) можно использовать пользовательские подпрограммы для описания относительного смещения.

Главным преимуществом расчета переходных процессов в электроконтактных соединениях, выполняющимся в системе *ABAQUS*, является возможность установить шаг времени, зависящий от приращения (или просто изменения) температуры на определенное значение. Для определения размеров элементов существует связь между минимальным используемым приращением времени и размером элемента, описываемая неравенством

$$\Delta t > \frac{\rho \cdot c}{Fo \cdot k} \Delta l^2,$$

где  $\Delta t$  – приращение времени;  $\rho$  – плотность вещества;  $c$  – удельная теплоемкость;  $Fo$  – критерий Фурье (один из критериев подобия нестационарных тепловых процессов, характеризующий соотношение между скоростью изменения тепловых условий в окружающей среде и скоростью перестройки поля температуры внутри рассматриваемой системы);  $k$  – теплопроводность;  $\Delta l$  – размер расчетного элемента (например, длина стороны элемента). При слишком малом интервале времени в решении могут появиться паразитные расчетные колебания, в частности вблизи границ с быстрыми изменениями температуры. Если требуются меньшие временные приращения, должна использоваться более мелкая сетка в областях, где температура быстро изменяется. Сравнение результатов, получаемых в модели с динамическим шагом сетки, с результатами, полученными для модели с постоянными расчетными ячейками [2], показывает, что использование динамического шага повышает точность расчета. Результат представления расчета нагрева представлен на рисунке.



Статический и динамический шаг решетки расчетов:  
 а – расчетные элементы одинакового размера;  
 б – динамический шаг размера расчетных элементов.  
 Для динамического шага расчетов характерна более высокая точность передачи картины распределения тепла в зоне контактного взаимодействия



При некоторых расчетах, особенно связанных с использованием в расчетах материалов со значительной пластической деформацией, могут возникать локальные неустойчивости, такие как поверхностное сморщивание или локальный изгиб. Для таких задач применяется демпфирование по всей модели таким образом, что введенные вязкие силы достаточно велики, чтобы предотвратить мгновенные изгибы или разрушение, но достаточно малы, чтобы не влиять на расчет поведения контакт-детали в каждый расчетный период.

При моделировании высокоскоростных процессов с участием неупругой деформации, когда нагревание материала, вызванное его деформацией, существенно влияет на температурно-зависимые свойства материала, используется метод расчета системы, состоящей из неэластичных тепловых элементов малой площади (объема). В этом случае сгенерированное тепло рассматривается как источник объемного теплового потока в уравнении теплового баланса. Данное тепло может быть указано для материалов с пластическим поведением, которые используют поверхность выхода Мизеса или Хилла [3].

Ввод пользовательских данных о поведении материала, то есть задание механических свойств, а также коэффициентов температурного расширения, ползучести, вязкости материала при околокритических температурах, величины электрического сопротивления, для металлов, являющихся сплавами, а также многослойных конструкций, включая материалы с напылением, является сложной задачей. Далеко не для всех сложных и композитных материалов имеется достаточная справочная база, позволяющая достоверно представить эти данные. Поэтому достаточно часто используется ввод свойств сходных материалов, что и приводит к значительным отклонениям результатов экспериментов относительно предварительных расчетов. В первую очередь это связано с наличием легирующих примесей и покрытий, оказывающих значительное влияние на значение вязкости материала и, как следствие, на расчетную картину в целом.

Решение подобных краевых задач при внешних механических и тепловых воздействиях подробно рассмотрено в [4]. В книге получены общие вариационные условия устойчивости и единственности процессов конечного равновесного деформирования; однако имеются определенные сложности с переносом полученных уравнений в среду *ABAQUS*, так как это сопряжено с переходом от аналитической модели к дискретно-расчетному методу.

Для большинства расчетных и аналитических задач, связанных с поведением контактирующих элементов, величина тепла, генерируемого в результате неупругой деформации, невелика, поэтому допускается ее не учитывать. Как показывает практика, погрешность расчета от недоучета этого тепла составляет не более 3 %.

Для задач электроэнергетики наибольшее влияние на поведение контактирующих элементов оказывает электрический ток, протекающий по

ним. Для среды *ABAQUS* характерна ламинарная картина распределения электрического тока по материалу контактов, при этом картина для постоянного тока эквивалентна картине для тока переменного. Для учета токов на напряжении до 35 кВ этого вполне достаточно, однако с увеличением величины напряжения, а также с ростом частоты электрического тока, то есть в условиях возникновения скин-эффекта, эти допущения вносят значительные погрешности в расчетную модель.

Закон Джоуля, лежащий в основе расчета, описывает количество электрической энергии, рассеиваемой током, протекающим через расчетный элемент, формулой

$$P_{ec} = J \cdot E = \left( \frac{\partial \varphi}{\partial x} \cdot \sigma^E \right) \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial x},$$

где  $P_{ec}$  – мощность, рассеиваемая в единице объема;  $J$  – плотность электрического тока;  $E$  – напряженность электрического поля;  $\sigma^E$  – матрица электрической проводимости среды;  $\varphi$  – потенциал расчетного элемента;  $x$  – расчетная координата по оси распределения тока. Количество энергии, выделяемой в качестве внутреннего тепла внутри расчетного объема, равно  $P_{ec} \cdot \eta_0$ , где  $\eta_0$  – коэффициент преобразования энергии. Величина, рассеиваемая в объеме контакт-детали, определяется объемным сопротивлением, указываемым в определении материала. Предполагается, что вся электрическая энергия преобразуется в тепло; таким образом,  $\eta_0$  принимается равным 1,0.

Для решения поставленной задачи используется встроенная функция *Thermal Joule* расчетной среды *ABAQUS*. В этом случае используются сопряженные теплоэлектроструктурные элементы, которые имеют смещения, температуры и электрические потенциалы в виде узловых переменных. Одновременное решение системы с переменными температуры, электрического потенциала, смещения возможно благодаря использованию связанных элементов; при полностью связанном термоэлектрическом структурном анализе в части модели могут использоваться элементы, описывающие только смещение или одновременно температуру и смещения, но чисто теплопередающие элементы использоваться не могут.

Расчетная модель строится из узлов решетки и соединительных элементов – связей. Так как теплопередача будет описываться дифференциальным уравнением второго порядка, то используются разные типы связей, описываемых двумя разными множествами первого и второго порядков. В этом случае для расчета теплового расширения принимают постоянную температуру элементов и подмножество соединительных теплоэлектроструктурных элементов первого порядка. Взаимодействующие теплоэлектроструктурные элементы второго порядка в *ABAQUS* используют интерполяцию более низкого порядка для температуры по сравнению с порядком элементов для смещения (параболическое изменение смещений и линейное изменение температуры), чтобы получить совместимое изменение тепловой и механической деформации.

В стационарном связанном термоэлектрическом структурном анализе электрическая энергия, рассеиваемая из-за потока электрического тока в точке интегрирования (выходная переменная *JENER*), рассчитывается с использованием соотношения

$$E_{ec} = P_{ec} \cdot t_{step},$$

где  $E_{ec}$  обозначает электрическую энергию, рассеиваемую из-за протекания электрического тока, а  $t_{step}$  – расчетный временной шаг отсчетов изменения тока. В приведенном выше соотношении предполагается, что величина электрической мощности  $P_{ec}$ , рассеиваемой в виде тепловой, имеет постоянное значение на каждом расчетном шаге. Выходная переменная *JENER* и производные выходные переменные *ELJD* и *ALLJD* содержат значения электрических энергий, рассеиваемых только на текущем шаге.

Величина переменной *JENER* используется затем для составления карты распределения температуры на поверхности контакт-деталей. При малых размерах расчетных поверхностей, а также при динамически изменяемом размере расчетных областей для контакт-деталей простой формы расчетная картина в достаточной степени совпадает с результатами тепловизионной диагностики [5]. В то же время для сложной формы, а также в случае, когда имеется многокомпонентное соединение, получить достоверную расчетную картину бывает достаточно сложно из-за необходимости ввода слишком большого количества влияющих факторов.

Таким образом, среда расчетов методом конечных элементов *ABAQUS* позволяет решать многие задачи моделирования силовых электрических контактов. При этом такие расчеты часто сопряжены с необходимостью ввода большого количества исходных данных относительно физических свойств материалов, составляющих контактную пару, что требует большого объема подготовительной работы. В целом применение программной среды *ABAQUS* целесообразно при проектировании новых контактов, при значительном изменении формы и габаритных характеристик контактов из металлов известных свойств, а также для структурного анализа деформирующихся контакт-деталей.

#### Библиографический список

1. Abaqus 6.12. Analysis User's Manual. URL: [https://things.maths.cam.ac.uk/computing/software/abaqus\\_docs/docs/v6.12/pdf\\_books/ANALYSIS\\_5.pdf](https://things.maths.cam.ac.uk/computing/software/abaqus_docs/docs/v6.12/pdf_books/ANALYSIS_5.pdf).
2. Корнеев, К.Б. Система контроля и прогнозирования состояния контактных соединений электрических сетей: дис. ... канд. техн. наук / Корнеев К.Б. Тверь, 2004. 162 с.
3. Кривошеина, М.Н. Применение критерия Мизеса-Хилла для моделирования динамического нагружения сильно анизотропных материалов / М.Н. Кривошеина, Е.В. Туч, Ю.А. Хон // Известия РАН. Серия физическая. 2012. Т. 76. № 1. С. 91–96.
4. Маркин, А.А. Термомеханика упругопластического деформирования / А.А. Маркин, М.Ю. Соколова. М.: Физматлит, 2013. 319 с.
5. Енин, А.С. Специфические аспекты тепловизионного контроля электроконтактных соединений / А.С. Енин, К.Б. Корнеев, Т.И. Узикова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. Вып. 7. С. 145–148.

УДК 669.14.018.254

А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев  
Тверской государственный технический университет,  
А.В. Цыгвинцев  
Центр технического аудита ОАО «РЖД»

## СТРУКТУРА ИЗНОСОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ ДЛЯ ШТАМПОВОГО ИНСТРУМЕНТА

Рассмотрена износостойкость рабочих частей штампового инструмента для холодного деформирования, выполненных из различных инструментальных материалов. Проведен анализ влияния структуры инструментальных материалов на эксплуатационные характеристики штампов.

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

The wear resistance of working parts of the punching tools for cold deformation, made of different tool materials, has been considered. The analysis of the influence of the structure of tool materials on punch running quality has been carried out.

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

Штамповый инструмент достаточно широко распространен в машиностроительном производстве. В настоящее время разделительная листовая штамповка во многих случаях может быть заменена резкой: лазерной, плазменной или гидроабразивной. Однако не существует рациональных методов замены формообразующих операций листовой штамповки. Стойкость штамповой оснастки в большой степени определяет затраты при производстве изделий. Повышение износостойкости рабочих поверхностей увеличивает ресурс инструмента и сокращает расходы, связанные с ремонтом и заменой штамповой оснастки.

Цель данной работы: на основе анализа опубликованных работ, с учетом условий работы штампов для холодной листовой формообразующей штамповки, предложить методику получения инструментального материала со структурой, обеспечивающей увеличение ресурса штампа без существенного повышения стоимости производства.

В работе В.Н. Гадалова [1] рассмотрены виды износа штампового инструмента, используемого для холодного деформирования стальных заготовок.

Износостойкость является важнейшим свойством, определяющим ресурс штампов. При формоизменяющих операциях холодного деформирования наиболее часто происходит абразивный износ, усталостное микрорывкрашивание, скалывание, схватывание первого рода [2].

Для эффективного противодействия износу материал должен обладать высокой твердостью. В инструментальных материалах обладают высокой твердостью такие структурные составляющие, как карбиды, нитриды, бориды различных металлов. Изготовление инструмента, целиком со-

стоящего из таких соединений, нецелесообразно. Твердые структурные составляющие эффективно противостоят износу, однако не могут обеспечить самостоятельно высокой ударной вязкости и усталостной прочности инструмента. Содержание высокотвердых дисперсных частиц создает существенные проблемы при чистовой обработке инструмента.

Эффективным способом повышения ресурса штампов для холодной штамповки является использование твердого сплава в качестве материала рабочих частей. Однако это приводит 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. [3]. Применение твердых сплавов позволяет повысить стойкость в 20–100 раз. Низкая ударная вязкость ( $0,28–0,65 \text{ кгс}\cdot\text{м}/\text{см}^2$ ) увеличивает риск появления сколов и трещин в инструменте [4].

Л.А. Позняк [2] разделил стали для холодного деформирования на три группы:

1. Стали повышенной (высокой) износостойкости. По мере возрастания износостойкости авторы распределили эти стали следующим образом: 8Х6НФТ; 9Х5ВФ; Х6ВФ; Х12М; Х12Ф1; Х12; Х12ВМ; Х12Ф4М; Х6Ф4М. Стали имеют твердость  $HRC$  55–63 и ударную вязкость  $a_n = 2–8 \text{ кгс}\cdot\text{м}/\text{см}^2$ . Структура этих сталей состоит из мартенсита с содержанием от 12 до 24 % карбидов различного состава ( $M_7C_6$ ;  $M_{23}C_6$ ;  $MC$ ). Большое количество карбидной фазы обеспечивает высокую износостойкость, но при наличии сетки карбидов снижается ударная вязкость, в результате происходит выкрашивание рабочих кромок.

2. Вторичнотвердеющие стали с высоким сопротивлением смятию (8Х4В2С2МФ; 11Х4В2С2Ф3М; Х5С4В2Ф2НМ; 8Х4В3М3Ф2). Такая схема легирования обеспечивает уменьшение количества карбидов и повышает дисперсность. Твердость до 64 единиц  $HRC$  получают после выполнения отпуска за счет дисперсионного твердения. Однако для устранения избыточных крупных карбидов необходимаковка с большой степенью деформации. Инструменты из этих сталей могут эксплуатироваться при давлении до 2 500 МПа, ударная вязкость  $a_n = 2,5–6 \text{ кгс}\cdot\text{м}/\text{см}^2$ .

3. Высокопрочные стали с повышенной ударной вязкостью (7ХГ2ВМ; 7ХГНМ; 6Х6В3МФС; 6Х4М2ФС). Твердость этих сталей находится на уровне  $HRC$  57–59. В таких сталях сохраняется до 20 % остаточного аустенита, ударная вязкость  $a_n = 6–20 \text{ кгс}\cdot\text{м}/\text{см}^2$ .

В работах ряда авторов рекомендуется использовать быстрорежущие стали для изготовления штампового инструмента [1, 5]. В этой связи интересна работа И.Н. Степанкина и др. [6] по исследованию контактной выносливости стали Р6М5. Структура металла, претерпевшего наклеп, характеризуется равномерным распределением карбидной фазы в матрице. Кинетика процесса контактного изнашивания поверхности образцов из стали

Р6М5 зависит от режимов термической обработки материала. Наиболее высокую способность сопротивления развитию контактной усталости показывают образцы, структура которых отличается высоколегированным мартенситом с карбидными частицами. Наивысшей сопротивляемостью контактной усталости обладает сплав с высокой степенью завершения структурообразования в процессе термической обработки и мартенситной матрицей, не склонной к динамическому старению, в которой распределены избыточные карбидные частицы. Проведение дополнительных высокотемпературных отпусков приводит к коагуляции карбидной фазы за счет выделения вторичных карбидных частиц из мартенсита и уменьшает его тетрагональность. В итоге снижается твердость, а соответственно, жесткость мартенсита как матричного материала, окружающего карбидные включения. Это в свою очередь вносит рассогласования в реакции компонентов композиционного материала на внешнюю нагрузку и, как следствие, создает более благоприятные условия для зарождения трещин, вызывающих появление питтингов [6].

В работе А.С. Чауса проведена оценка износостойкости литых и деформированных быстрорежущих сталей [7]. Установлено, что литая быстрорежущая сталь обладает более высокой износостойкостью за счет присутствия в металле сетки эвтектических карбидов, которые защищают матрицу мартенсита от истирания более эффективно, чем дисперсные карбиды деформированной стали. Ударная вязкость литого металла существенно ниже по сравнению с деформированным [7]. Дополнительно повысить износостойкость литой быстрорежущей стали предлагается модифицированием [7].

Обеспечить снижение стоимости штампов возможно за счет изготовления матриц и пуансонов из биметаллических заготовок [5, 8]. В этом случае возможно изготовить рабочую часть из наиболее износостойких материалов, а крепежную часть – из более прочной и вязкой стали. Изготовление заготовок пуансонов по такой схеме предложено в работе И.В. Качанова и др. [9]. Авторы с помощью скоростного горячего выдавливания получили биметалл 40Х + 5ХНМ и 40Х + ДИ23. По мнению исследователей, наличие более пластичной области в плоскости соединения сталей способствует снижению остаточных напряжений вследствие релаксации [9].

Дополнительно повысить стойкость штампов возможно за счет химико-термической обработки (ХТО). В работе В.И. Колмыкова и др. [10] приводятся результаты исследований износостойкости наплавленных слоев, подвергнутых нитроцементации. Образцы были изготовлены из стали 30Г6 (наплавка электродом ЦН-4) и стали 20ХГСМ (наплавка электродом ОЗШ-1). Существенное повышение износостойкости сталей объясняется сплошной коркой карбонитридного слоя [10]. В работе [11] экспериментально подтверждено, что стали, содержащие хром, обладают большей износостойкостью после нитроцементации.

В работе А.В. Корниловой предлагается осуществлять выбор сталей для штампов на основе износоусталостных испытаний. Результаты исследований показывают низкое сопротивление стали X12МФ усталостному разрушению, а также склонность стали к хрупкому разрушению. Структура стали после термической обработки – мартенсит, остаточный аустенит и различные карбиды [12].

На основе анализа вышеприведенных работ можно сделать вывод о целесообразности изготовления инструмента для холодного деформирования из биметаллических заготовок. Эффективным методом получения биметалла является наплавка. Наличие эвтектических карбидов обеспечит повышение износостойкости. Корпус инструмента, изготовленный из конструкционной стали, будет обладать достаточной прочностью и вязкостью. Для повышения износостойкости поверхности необходимо выполнять дополнительное упрочнение поверхностного слоя. При этом эффективным окажется поверхностный слой, исключая адгезионное взаимодействие с обрабатываемым материалом. Необходимо разработать методику проведения износоусталостных испытаний биметаллических инструментальных материалов.

#### Библиографический список

1. Гадалов, В.Н. Изучение процессов износа и разрушения штамповой оснастки / В.Н. Гадалов, С.Г. Емельянов, Н.А. Корневский [и др.] // Известия Юго-Западного государственного университета. 2014. № 3 (54). С. 98–104.
2. Позняк, Л.А. Штамповые стали / Л.А. Позняк, Ю.М. Скрынченко, С.И. Тишаев. М.: Металлургия, 1980. 244 с.
3. Никитенко, В.М. Штампы листовой штамповки. Технология изготовления штамповой оснастки / В.М. Никитенко, Ю.А. Курганова. Ульяновск: УлГТУ, 2010. С. 8–15.
4. Зубцов, М.Е. Стойкость штампов / М.Е. Зубцов, В.Д. Корсаков. Л.: Машиностроение, 1971. 200 с.
5. Дожделев, А.М. Применение быстрорежущих сталей для изготовления металлорежущего инструмента / А.М. Дожделев // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. Вып. 7. С. 124–128.
6. Степанкин, И.Н. К вопросу исследования контактной выносливости быстрорежущей стали Р6М5 / И.Н. Степанкин, В.М. Кенько, Е.П. Поздняков [и др.] // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В: Промышленность. Прикладные науки. 2012. № 3. С. 39–45.
7. Чаус, А.С. К вопросу износостойкости быстрорежущих сталей / А.С. Чаус // Трение и износ. 2008. № 1. С. 33–45.
8. Дожделев, А.М. Обеспечение износостойкости рабочих частей штампового инструмента / А.М. Дожделев, А.Ю. Лаврентьев, Д.А. Барчуков // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2017. Вып. 10. С. 37–41.
9. Качанов, И.В. Скоростное горячее выдавливание в режиме высокотемпературной механической обработки биметаллических стержневых деталей штампов / И.В. Качанов, В.Н. Шарий, В.В. Власов // Литье и металлургия. 2016. № 2 (83). С. 93–98.
10. Колмыков, В.И. Закономерности изнашивания нитроцементованных покрытий ЦР-4 и ОЗШ-1, используемых для реставрации штампового инструмента / В.И. Колмыков, Н.А. Костин, Е.В. Трусова [и др.] // Известия Юго-Западного государственного университета. 2013. № 4. С. 92–96.

11. Костин, И.А. Износостойкость нитроцементированных наплавов штамповых сталей при различных температурных режимах / И.А. Костин, Е.В. Трусова, В.И. Колмыков // Ученые записки. Электронный научный журнал Курского государственного университета. 2011. № 4. С. 12–15.

12. Корнилова, А.В. Новые подходы к выбору инструментальных сталей для холодной листовой штамповки / А.В. Корнилова // Вестник МГТУ «СТАНКИН». 2010. № 1 (9). С. 61–65.

УДК 621.892

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

## **ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ СИНТЕЗА МАГНИТНЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ.**

### **Часть 1. Трибологический анализ перспективных жидкостей для дисперсионной среды магнитных масел**

Выполнен комплексный анализ триботехнических и физико-химических свойств различных по химической природе жидкостей, представляющих интерес для создания магнитных масел на их основе. Предложен ряд жидкостей, на основе которых можно синтезировать магнитные масла с широким диапазоном вязкости.

*Ключевые слова:* магнитная жидкость, магнитное масло, дисперсионная среда, трение, износ.

The complex analysis of tribotechnical and physicochemical properties of liquids of various chemical character, which are of interest as a base of magnetic oils, has been carried out. The set of liquids have been proposed for the magnetic oils of wide range of viscosity synthesis on their base.

*Key words:* magnetic liquid, magnetic oil, dispersing medium, friction, wear.

Магнитные жидкости, относящиеся к классу гибридных наноматериалов, созданы более тридцати лет назад, но научный и практический интерес к ним остается очень высокий. Большое внимание уделяется проблемам применения магнитных жидкостей для смазывания триботехнических узлов [1].

Принципиальной отличительной особенностью магнитных масел (ММ), обуславливающей их уникальные триботехнические свойства, является высокая намагниченность насыщения. Но область применения ММ ограничивается экономическими причинами – достаточно высокой стоимостью масла, магнитной системы и т. д. В связи с этим наиболее востребованы ММ в космической и авиационной технике; робототехнике и химическом машиностроении; для смазки трибоузлов, работающих при граничном или смешанном трении, смазываемых дискретно через значительные промежутки времени, причем ограниченным объемом масла [2–4].

Представление о магнитных смазочных материалах (маслах) как об адаптированных к условиям граничного трения (например, с помощью



присадок) традиционных трехкомпонентных магнитных жидкостях является совершенно неверным. Именно потому, что в магнитожидкостных трибоузлах пытались использовать стандартные магнитные жидкости, а не специально созданные магнитные смазочные масла, эти узлы не показали убедительных преимуществ и научный интерес к ним стал угасать. Стало очевидным, что магнитные смазочные масла изначально должны синтезироваться с учетом специфических требований, предъявляемых к их структуре и свойствам на основе обширного технологического опыта получения магнитных жидкостей [5].

Основным компонентом любого смазочного масла является дисперсионная среда, содержание которой доходит до 80 об.%. Именно от ее свойств в значительной мере зависят физико-химические и смазочные свойства конечного продукта. Цель данной работы – на основе трибоиспытаний и анализа функциональных свойств выбрать наиболее перспективные жидкости для получения магнитных смазочных масел.

Исходя из требований к магнитным маслам для узлов трения, дисперсионная среда (жидкость – носитель) должна обладать следующими характеристиками: низкой испаряемостью; оптимальными вязкостно-температурными свойствами; хорошими смазочными свойствами при граничной смазке; высокой устойчивостью к окислению в присутствии мелкодисперсного магнетита; стабильностью магнитных и реологических свойств; невысокой стоимостью. Выбор дисперсионной среды для магнитного масла определяется требованиями к вязкостно-температурным характеристикам и испаряемости, которые достаточно высоки. В частности, высокая температура застывания препятствует широкому применению углеводородных масел и  $\alpha$ -олефинов, которые традиционно используются в качестве основы смазочных материалов.

Достаточно условно магнитные смазочные масла можно разделить на три группы – высоковязкие (вязкость  $\geq 1$  Па·с), средневязкие (вязкость  $1 \div 0,4$  Па·с) и низковязкие (вязкость  $\leq 0,4$  Па·с). Для получения магнитных масел первой и второй группы наиболее подходят некоторые марки кремнийорганических жидкостей (олигоорганосилоксанов). Смазочную способность олигоорганосилоксанов определяли для олигомеров различной структуры, которые представляют основные группы кремнийорганических жидкостей: олигодиметилсилоксаны (ПМС-100); олигодиетилсилоксаны (ПЭС-5); олигометилтиенилсилоксаны (ФМ-6); олигометил(хлорфенил)силоксаны (ХС-2-1ВВ); олигометилтиенилсилоксаны (ПМТС-5); олигометилфторорганосилоксаны (ФС-56). Все указанные жидкости работоспособны в широком интервале температур, имеют низкую испаряемость и не вызывают коррозию конструкционных материалов. Результаты трибоиспытаний рассматриваемых олигоорганосилоксанов сведены в табл. 1. Все испытания проводились на машинах трения, описанных в работе [6]. Материалы пары трения: сталь – сталь.

Химическая активность смазочных материалов определяется наличием реакционноактивных групп типа - Cl; - S-S;  $\mu < \frac{0}{00}$  и др., их способностью к триботехническим реакциям и образованию устойчивых к износу слоев или сплавов, снижающих силу трения и предотвращающих заедание. Особенно сильно проявляют такие свойства олигометил(хлорфенил)силоксаны (ХС-2-1ВВ) и олигометилтиенилсилоксаны (ПМТС-5).

Таблица 1. Смазочные свойства дисперсионных сред высоко- и средневязких магнитных масел

| Марка смазочной жидкости | Машина трения МТП |                  | Машина трения МТШ |          |
|--------------------------|-------------------|------------------|-------------------|----------|
|                          | $f$               | $I_h \cdot 10^9$ | $f$               | $d$ , мм |
| 1. ПМС-100р              | -                 | -                | 0,25              | 0,89     |
| 2. ПЭС-5                 | 0,12              | 9                | 0,21              | 0,47     |
| 3. ФМ-6                  | 0,15              | 5,9              | 0,30              | 1,20     |
| 4. ХС-2-1ВВ              | 0,03              | 0,5              | 0,21              | 0,68     |
| 5. ПМТС-5                | 0,18              | 25               | 0,11              | 0,60     |
| 6. ФС-56                 | -                 | -                | 0,13              | 0,42     |
| 7. ВМ-4                  | 0,16              | 15,4             | 0,13              | 0,42     |

Обозначения:  $f$  – коэффициент трения;  $I_h$  – интенсивность линейного износа;  $d$  – диаметр пятна износа.

активного хлора фенильного ядра, способного вступать в химическую реакцию с металлом. Однако при высоком контактном давлении (шариковая машина трения МТШ) и соответственно ярко выраженном граничном трении противоизносные свойства ХС-2-1ВВ существенно хуже других жидкостей.

При высоких контактных нагрузках низкий износ имеет жидкость ПЭС-5. Но если хорошая смазочная способность ХС-2-1ВВ объясняется прежде всего химическим взаимодействием материалов пары трения и магнитного масла, то низкий износ при использовании ПЭС-5 обусловлен образованием прочных адсорбционных слоев, защищающих поверхность от металлического контакта. Также фактором, влияющим на уменьшение износа в условиях граничного трения, является давление затвердевания (стеклования), у ПЭС-5 оно наиболее высокое – около 2 000 МПа. Большинство чистых кремнийорганических жидкостей, включая ПЭС-5, не подходят для эластогидродинамической смазки из-за низкого пьезокоэффициента вязкости и (или) высокого давления стеклования.

Жидкость ПМТС-5 показала низкий коэффициент трения (~0,11) при испытаниях на машине МТШ. Характерно, что наблюдается резкое снижение коэффициента трения сразу после начала испытаний. Это вызвано химическими процессами в зоне трибоконтакта, связанными с образованием

Из результатов триботехнических испытаний (табл. 1) видно, что смазочные характеристики некоторых жидкостей меняются в зависимости от величины контактного давления. Так, масло ХС-2-1ВВ обеспечивает низкую интенсивность линейного износа и коэффициент трения (~0,03) при давлении 4,2 МПа (пальчиковая машина трения МТП). Такие хорошие фрикционные характеристики могут быть объяснены образованием хлоридов железа, предотвращающих задиры, за счет наличия ак-

сульфидных слоев, обладающих противозадирными свойствами, за счет вступления в реакцию с металлом на поверхности серы олигосилоксана.

Для фторсодержащих соединений (ФС-56) характерны хорошие противоизносные и фрикционные характеристики. Это обуславливается спецификой адсорбции олигометилфторсилоксанов на поверхности металлов, а также образованием прочных фторсодержащих соединений.

В табл. 1 также показаны результаты испытаний углеводородного вакуумного масла ВМ-4. Сравнение его смазочной способности и трибосвойств синтетических жидкостей показало, что почти все олигосилоксаны (кроме ФС-56) уступают по фрикционным показателям углеводородному маслу при высоких контактных давлениях. Но при средних давлениях свойства магнитных масел сопоставимы или значительно превосходят трибохарактеристики масла ВМ-4.

На основе вакуумного масла ВМ-4 создано магнитное масло с высокой намагниченностью (около 30 кА/м), не слишком высокой вязкостью, но оно достаточно интенсивно испаряется, недостаточно хорошо смазывает металлические поверхности и застывает уже при  $-15\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Как видно из результатов триботехнических испытаний (см. табл. 1), для создания магнитных смазочных масел, работающих в реальном трибосопряжении на материалах пары трения сталь – сталь (в режиме граничной смазки и при высоких контактных давлениях в качестве дисперсионных сред) наиболее целесообразно использовать синтетические жидкости ПЭС-5, ФС-55. Недостатком жидкости ФС-56 является ограниченная растворимость углеводородных ПАВ-стабилизаторов.

В качестве основы высоковязких магнитных масел может быть выбрана синтетическая кремнийорганическая жидкость ПЭС-5, имеющая низкую испаряемость (табл. 2), хорошие реологические показатели при низких и высоких температурах и удовлетворительные смазочные свойства.

Таблица 2. Физико-химические свойства жидкостей ПЭС-5 и ХС-2-1ВВ

| Марка жидкости<br>и структурная формула  | $\rho$ ,<br>г/см <sup>3</sup> | Вязкость<br>при различных<br>температурах |                         | $T_k$ , $^{\circ}\text{C}$<br>( $P$ около<br>1 мм<br>рт. ст.) | $T_z$ ,<br>$^{\circ}\text{C}$ | $P_z$ ,<br>МПа |
|--|-------------------------------|---|-------------------------|---|-------------------------------|----------------|
|  |                               | $T$ , $^{\circ}\text{C}$                  | $\nu$ , сСт             |   |                               |                |
| ПЭС-5<br>$(C_2H_5)_3SiO - \left[ \begin{array}{c} C_2H_5 \\   \\ -SiO- \\   \\ C_2H_5 \end{array} \right]_n - Si(C_2H_5)_3$  | 0,99–1,02                     | 60<br>20<br>–60                           | 87<br>200–500<br>23 400 | 250   | Не<br>выше<br>–60             | 1 716          |
| ХС-2-1ВВ<br>$(CH_3)SiO - \left[ \begin{array}{c} CH_3 \\   \\ -SiO- \\   \\ CH_3 \end{array} \right]_n - \left[ \begin{array}{c} CH_3 \\   \\ -SiO- \\   \\ C_6H_5Cl \end{array} \right]_m - Si(CH_3)_3$ | 1,03–1,04                     | 100<br>20<br>–60                          | 9<br>40–45<br>3 000     | 200   | Не<br>выше<br>–90             | -              |

Обозначения:  $\rho$  – плотность;  $T$  – температура;  $\nu$  – кинематическая вязкость;  $T_k$  – температура кипения;  $P$  – давление;  $T_z$  – температура застывания;  $P_z$  – давление затвердевания.

На основании результатов фрикционных испытаний и анализа физико-химических свойств (см. табл. 2) в качестве основы умеренно вязких магнитных масел может быть выбрана синтетическая кремнийорганическая жидкость ХС-2-1ВВ. Она обладает малой испаряемостью, хорошими реологическими характеристиками при низких температурах, а также высокими смазочными свойствами при различных нагрузках.

В табл. 3 представлены свойства жидкостей, перспективных для создания на их основе магнитных масел с низкой вязкостью. По совокупности физических и смазочных свойств преимущество имеет диоктиловый эфир себаценовой кислоты ДОС (диоктилсебацат), на основе которого магнитные жидкости долгое время не синтезировались. Низкий износ поверхностей, смазанных ДОС при различных режимах трения, объясняется формированием прочных адсорбционных слоев, которые защищают поверхности от металлического контакта. Известные магнитные жидкости на основе маловязкого полиэтилсилоксана (ПЭС-В-2) по сравнению с аналогичными жидкостями на основе ДОС слабо испаряются, но имеют в 2–3 раза более высокую вязкость и склонны к полимеризации в условиях трения даже при нормальной температуре.

Таблица 3. Смазочные и физико-химические показатели дисперсионных сред для маловязких магнитных масел

| Жидкости | Машина трения МТП |                  | Машина трения МТШ |          | $T_z$ , °С | $P$ пара, Па (20 °С) | $\eta$ , Па·с (20 °С) |
|----------|-------------------|------------------|-------------------|----------|------------|----------------------|-----------------------|
|          | $f$               | $I_h \cdot 10^9$ | $f$               | $d$ , мм |            |                      |                       |
| ДОС      | 0,07              | 0,6              | 0,17              | 0,40     | -60        | $10^{-4}$            | 0,02                  |
| ДБС      | 0,08              | 2,3              | 0,17              | 0,42     | -12        | $10^{-3}$            | 0,01                  |
| ДОФ      | 0,18              | 3,1              | 0,18              | 0,54     | -50        | $10^{-3}$            | 0,08                  |
| ПЭС-В-2  | 0,12              | 9                | -                 | -        | -70        | $10^{-5}$            | 0,015                 |
| ТКФ      | 0,10              | 0,7              | -                 | -        | -36        | $10^{-3}$            | 0,11                  |
| ПОМ      | 0,10              | 6,1              | 0,10              | 0,48     | -135       | $10^{-7}$            | 0,03                  |

Обозначения:  $P$  – давление насыщенного пара;  $T_z$  – температура застывания жидкости;  $\eta$  – динамическая вязкость.

Рассматривалась возможность применения других синтетических жидкостей для создания магнитных масел. Так, например, хорошие антифрикционные характеристики показал также трикрезилфосфат (ТКФ), однако продукты окисления этого масла (фосфорная кислота, неполные эфиры фосфорной кислоты), образующиеся при термомеханических воздействиях, проявляют сильную коррозионную активность, что ограничивает применение фосфатов в качестве основы смазочных материалов. Смазочные свойства перфторэфира ПОМ далеко не лучшие, но эти свойства у магнитного масла на его основе становятся уникально высокими [7]. Однако для широкого применения магнитное масло на основе ПОМ не подходит из-за высокой стоимости.

Таким образом, универсальной маловязкой смазочной жидкостью при различных контактных давлениях является ДОС. Диоктилсебацинат имеет более высокие противоизносные свойства по сравнению с олигоорганосилоксанами, но уступает в низкотемпературных характеристиках и имеет более высокую испаряемость. Магнитные масла на основе ДОС могут широко использоваться в атмосферных узлах трения, работающих при граничной и гидродинамической смазке, при не слишком низких температурах.

Для получения магнитных масел с низкой вязкостью кроме диоктилсебацината (ДОС) могут использоваться другие диэфиры (см. табл. 3): дибутилсебацинат (ДБС), диоктилфталат (ДОФ). Жидкость ДОС выделяется наиболее низкими значениями давления насыщенного пара и температуры застывания (см. табл. 3). У жидкостей ДОС и ДБС вязкость приблизительно одинаковая, а у жидкости ДОФ – в несколько раз выше.

Таким образом, на основании выполненных комплексных исследований различных по химической природе жидкостей показано, что в качестве основы (дисперсионной фазы) для получения магнитных смазочных масел могут хорошо подойти некоторые кремнийорганические жидкости и ряд диэфиров карбоновой кислоты.

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 17-08-00614)*

#### **Библиографический список**

1. Орлов, Д.В. Магнитные жидкости в машиностроении / Д.В. Орлов, Ю.О. Михалев, Н.К. Мышкин. М.: Машиностроение, 1993. 272 с.
2. Болотов, А.Н. Триботехника магнитопассивных опор скольжения: монография / А.Н. Болотов, В.Л. Хренов. Тверь: ТГТУ, 2008. 124 с.
3. 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.
4. 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: ТГТУ, 2002. Вып. 9. С. 39–43.
5. Болотов, А.Н. О зависимости коллоидной устойчивости магнитных жидкостей от диэлектрической проницаемости стабилизатора и дисперсионной среды / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Известия высших учебных заведений. Серия: Химия и химическая технология. 2017. Т. 60. № 4. С. 75–81.
6. Болотов, А.Н. Исследование триботехнических свойств наноструктурных магнитных смазочных масел с различными дисперсионными средами / А.Н. Болотов, О.О. Новикова, В.В. Новиков // Трение и износ. 2017. Т. 38. № 2. С. 107–113.
7. Курапов, П.А. Трение и работоспособность сопряжений в условиях использования микрогетерогенных смазочных композиций: автореф. дис. ... д-ра техн. наук / Курапов П.А. М., 2011. 39 с.

УДК 621.891

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

## **ИНТЕНСИВНОСТЬ ИЗНАШИВАНИЯ КЕРАМИКИ В ПАРЕ ТРЕНИЯ С КОМПОЗИЦИОННЫМ МАТЕРИАЛОМ НА ОСНОВЕ АЛМАЗА**

Приведены результаты сравнительных испытаний на изнашивание керамики при использовании в качестве инструментального материала алмазосодержащих кругов на полиимидно-графитовой и традиционной органической связке. Показано преимущество алмазосодержащих кругов на полиимидно-графитовой связке. Подобрана оптимальная концентрация алмазов в полиимидно-графитовой матрице.

*Ключевые слова:* композиционные алмазосодержащие материалы, полиимидная матрица, трение, износ.

The results of comparison tests of wear intensity of ceramics under a friction opposite diamond-containing grinding wheel on a polyimide-graphite and traditional organic binder as a tool material are presented. The advantage of diamond-containing diamond grinding wheel on a polyimide-graphite binder as a tool material is shown. Optimum concentration of diamonds in polyimide-graphite matrix is picked up.

*Key words:* composite diamond-containing materials, polyimide matrix, friction, wear.

В настоящее время композиционные материалы на основе сверхтвердых материалов – алмазов, нашли широкое применение в промышленности в качестве инструментальных. Наиболее актуально их применение для изготовления сверхтвердых режущих инструментов или их частей, применяемых для обработки изделий из инструментальных углеродистых и легированных сталей, быстрорежущих сталей, твердых сплавов, естественных и искусственных твердых минералов [1, 2].

Основным фактором, обуславливающим износ контробразца и производительность шлифования, является величина зерен алмаза. Увеличение размера зерен (зернистости) ведет также к росту шероховатости поверхности обрабатываемого изделия и снижению его качества [1–3].

Следующим по важности фактором, влияющим на работоспособность композиционных алмазосодержащих материалов, является вид связующего вещества (основы), удерживающего сверхтвердый компонент. Материал связки должен отвечать достаточно большому комплексу требований, а именно – обладать высокой прочностью, износостойкостью, теплостойкостью, ударной вязкостью и циклической прочностью, термодинамической прочностью, теплопроводностью, малым сродством к обрабатываемому материалу, хорошо обрабатываться [1–3]. Также связка, с одной стороны, должна хорошо удерживать алмазные зерна, с другой – позволять им удаляться, когда они затупились [4, 5]. В настоящее время в машиностроении традиционно применяются алмазосодержащие круги на органической связ-

ке, которые обладают свойством самозатачивания. Однако стандартные материалы на органической связке обладают высоким износом, низкой удерживающей способностью, высоким коэффициентом трения.

Вследствие этого представляется интересным подобрать в качестве связующего материала полимер, более полно отвечающий требованиям, предъявляемым к режущим инструментам. В качестве материала связки матрицы был выбран полиимид – как самый термостойкий полимер, обладающий достаточно высокой прочностью, твердостью и износостойкостью. Также он стабильно функционирует в больших температурных интервалах, не подвержен воздействию химических веществ, в том числе агрессивных, коррозионноустойчив. Материал имеет высокую температурную стабильность размеров и может эксплуатироваться в условиях вакуума.

Так как полиимид имеет низкую теплопроводность, а в процессе абразивного изнашивания тепловыделение очень велико, было решено добавить в структуру материала мелкодисперсный графит, имеющий хорошую теплопроводность и являющийся традиционным твердосмазочным материалом.

Для оценки работоспособности полученного материала были проведены сравнительные испытания на изнашивание с определением интенсивности изнашивания контртела из керамического материала при использовании в качестве инструментального материала кругов на полиимидно-графитовой и традиционной органической связке. Характеристики испытываемых материалов приведены в таблице.

Состав исследуемых алмазосодержащих композиционных материалов

| № | Связующее вещество        | Концентрация связующего | Концентрация алмаза     | Зернистость алмаза | Концентрация графита |
|---|---------------------------|-------------------------|-------------------------|--------------------|----------------------|
| 1 | Полиимид                  | 73 об.%                 | 25 об. %<br>(45 масс.%) | 60/40              | 2 об.%               |
| 2 | Органическая связка В2-01 | 75 об.%                 | 25 об. %<br>(45 масс.%) | 60/40              | -                    |

В качестве контртела была выбрана керамика состава  $BaO-SiO_2-Al_2O_3$  с микротвердостью 16 ГПа.

Триботехнические испытания были проведены на машине трения МТ-2 [6]. Конструкция данной установки позволяет моделировать процессы трения в большом диапазоне нагрузочно-скоростных параметров. При испытаниях была реализована схема трения «кольцо (композиционный алмазосодержащий материал) – палец (керамика)». Давление в зоне трения – 0,519 МПа; линейная скорость скольжения – 20,13 м/с; смазочная жидкость – вода. Износ контробразца и исследуемого образца, а также износостойкость исследуемого композиционного материала, определяемая как отношение массы алмазов, содержащихся в изношенном алмазосодержащем слое, к массе сошлифованного материала, изме-

рялись согласно методике, приведенной в работе [7]. Результаты сравнительных испытаний представлены на рис. 1.

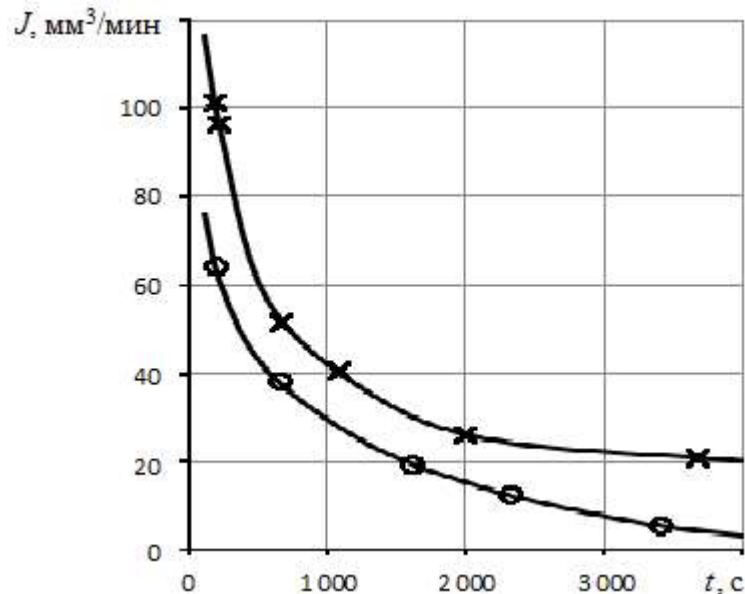


Рис. 1. Зависимость объемной интенсивности изнашивания керамики от времени испытания: x – образец композиционного алмазо-содержащего материала на основе полиимида и графита; o – образец композиционного алмазо-содержащего материала на стандартной органической связке B2-01

Показано, что у обоих образцов интенсивность изнашивания керамического контробразца в процессе трения постепенно снижается и затем стабилизируется. В установившемся режиме интенсивность изнашивания контртела в паре трения с композиционным алмазосодержащим материалом на основе полиимида и графита более чем в два раза выше, чем в паре трения с композиционным алмазосодержащим материалом на органической связке B2-01. Также установлено, что в среднем за время испытаний расход алмаза в композиционных материалах в первом случае – 2,8 мг/г керамики, во втором – 4 мг/г. Это, несомненно, свидетельствует о преимуществе материала на полиимидно-графитовой основе ввиду существенной экономии дорогого составляющего.

Для улучшения триботехнических характеристик композиционного алмазосодержащего материала на основе полиимида и графита был проведен анализ влияния концентрации дисперсного алмаза на его фрикционные характеристики. Оценивался износ алмазосодержащего слоя в зависимости от концентрации алмазов. За эталонную концентрацию принято содержание 4,4 карата алмаза в  $1\text{ см}^3$ , что составляет 25 % по объему. Для исследования были взяты композиционные материалы на полиимидной связке с концентрацией алмазов 75–125 % от эталона. Схема трения, материал контртела, давление и линейная скорость трения были аналогичны предыдущим испытаниям. Результаты представлены на рис. 2.



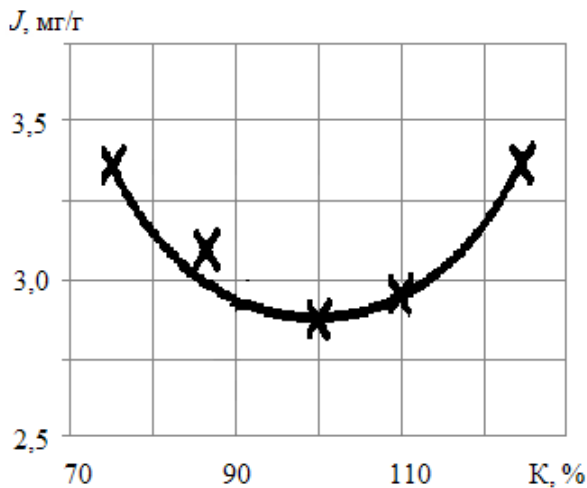


Рис. 2. Зависимость отношения износа алмазосодержащего слоя к массе изношенного материала контрольного образца от концентрации алмазов в образце из композиционного материала на основе полиимида и графита

Результаты исследований показали, что минимальный расход алмазов алмазосодержащего слоя приходится на образцы с концентрацией алмазов 90–110 %. В этом случае связка наиболее прочно удерживает в себе зерна сверхтвёрдого материала, не позволяя им выпадать из основы.

Таким образом, можно рекомендовать для высокопроизводительной обработки твёрдых керамических материалов композиционные материалы на основе алмазов с полиимидной связкой и графитовым наполнителем.

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 17-48-690826).*

#### Библиографический список

1. Жедь, В.П. Режущие инструменты, оснащенные сверхтвёрдыми и керамическими материалами, и их применение: справочник / В.П. Жедь, Я.А. Боровский. М.: Машиностроение, 1987. 320 с.
2. Болотов, А.Н. Повышение надежности трибосопряжений за счет композиционных алмазосодержащих покрытий / А.Н. Болотов [и др.] // Приоритетные направления развития науки и технологии: док. X Всерос. науч.-техн. конф. 2011. С. 237–238.
3. Ваксер, Д.В. Алмазная обработка технической керамики / Д.В. Ваксер, В.А. Иванов, Н.В. Никитков [и др.]. Л.: Машиностроение. Ленингр. отделение, 1976. 160 с.
4. 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. 279–284.
5. Болотов, А.Н. Оценка работоспособности композиционного алмазосодержащего инструмента на керамической связке при обработке сверхтвёрдых материалов / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Туманова // Механика и физика фрикционного контакта: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2000. Вып. 7. С. 86–88.
6. Болотов, А.Н. Зависимость износа пары трения композиционный алмазосодержащий материал – керамика / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твёрдых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2017. Вып. 10. С. 153–157.
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 твёрдых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2008. Вып. 1. С. 70–73.

УДК 625.855.32

Д.Г. Масленников, Ю.Н. Павлов, С.М. Кочканян, А.В. Кондратьев  
Тверской государственной технической университет

## **ОСОБЕННОСТИ ПРОИЗВОДСТВА И ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СУХОЙ АСФАЛЬТОБЕТОННОЙ СМЕСИ**

Рассмотрены технологические особенности производства и использования сухой асфальтобетонной смеси для строительства и ремонта автомобильных дорог. Представлены результаты исследований по обоснованию параметров устройства для брикетирования сухой асфальтобетонной смеси.

*Ключевые слова:* технология, строительство, каменные материалы, песок, сухая асфальтобетонная смесь, брикетирование, ямочный ремонт.

The technological features of the production and use of dry asphalt-concrete mixture for construction and repair of highways have been considered. The results of investigations seeking to justify the parameters of the device for briquetting of dry asphalt-concrete mixture have been presented.

*Key words:* technique, construction, stone materials, sand, dry asphalt-concrete mixture, briquetting, patching.

Предлагаемая технология приготовления сухой асфальтобетонной смеси (САБС) представляет собой перемешивание каменных материалов и битума в определенных пропорциях. Данная смесь может длительно храниться, не слеживаясь, производиться и транспортироваться в любое время года на любые расстояния и укладываться в дорожное покрытие после разогрева, сохраняя при этом качественные характеристики горячих асфальтобетонных смесей [1].

Технология приготовления САБС и получения из нее горячей асфальтобетонной (а/б) смеси состоит из ряда последовательных операций, осуществляемых на типовом оборудовании асфальтобетонных заводов (АБЗ). Песок со склада подается пневмотранспортом в расходный бункер. При транспортировании песка происходит его сушка воздухом до влажности не более 1,5 %. Одновременно в соответствующий бункер АБЗ поступает щебень, предварительно подсушенный до влажности, не превышающей 0,5 %. Сушка щебня происходит в сушильном барабане, работающем при включенном вентиляторе-дымососе и отключенной форсунке подачи горячих газов. В сушильный барабан щебень поступает с крытого склада и после сушки элеватором подается на грохот и далее в расходный бункер.

Минеральный порошок со склада транспортируется сразу к дозатору с помощью стандартного оборудования АБЗ.

Из расходных бункеров песок и щебень поступают в дозаторы, после чего песок, щебень и минеральный порошок подаются в смеситель, в кото-

рый синхронно подается битум, нагретый до температуры 160°. Дозировка и подача битума осуществляется штатным оборудованием завода.

В результате перемешивания вышеназванных компонентов в мешалке получается сыпучая смесь – САБС. Затем готовая смесь может поступать в специальный бункер-накопитель либо в приемные емкости прессов для последующего брикетирования. Брикетирование, в свою очередь, позволяет исключить возможное расслоение ингредиентов смеси и обеспечивает качество и длительное хранение. Брикеты САБС могут складироваться в бурты как на территории завода, так и на месте производства дорожно-строительных работ.

Для превращения в горячую асфальтобетонную смесь САБС в виде сыпучей массы или в виде брикетов подается в специальное разогревающее устройство. Разогревающее устройство может быть стационарным или передвижным. Стационарное устройство может размещаться на территории АБЗ или в зоне укладки асфальтобетонного покрытия строящихся дорог. Передвижное устройство, как правило, предназначено для разогрева САБС непосредственно на месте ее укладки. Независимо от исполнения любой тип разогревающего устройства должен обеспечивать щадящий режим нагрева смеси при ее перемешивании для предотвращения выгорания битума. После разогрева и перемешивания САБС на выходе из разогревающего устройства получается качественная горячая а/б смесь с температурой 120°...160° в зависимости от технологических требований. Укладка горячей а/б смеси ведется традиционным способом. При этом следует отметить, что накопление САБС на заводе в виде брикетов более предпочтительно, поскольку при необходимости их можно доставлять на значительные расстояния в любое время года к месту производства дорожно-строительных работ без опасения расслоения компонентов смеси.

Сухую асфальтобетонную смесь можно также использовать для проведения круглогодичных ремонтных работ дорожного покрытия, в том числе и в зимних условиях. Технологический процесс проведения работ в этом случае будет состоять из следующих операций.

Сначала на ремонтируемом участке при наличии в выбоинах воды необходимо ее отвести посредством применения пневматического диафрагменного насоса (производительность 0,206 м<sup>3</sup>/мин), который связан с передвижным силовым агрегатом. Насос устанавливается над ямкой и после откачки воды переносится в другое место. После удаления воды приступают к скалыванию льда (при наличии) и вырубке обрушившихся кромок ям и трещин. Эту работу осуществляет дорожный рабочий с помощью ручного пневматического отбойного молотка, приводимого в действие от компрессора силового агрегата.

Очистку ям и трещин от кусков льда рекомендуется проводить с помощью ручной пневмощетki. Пневмощетка смонтирована на передвижной тележке. Работу проводит тот же рабочий. Расстояние, на которое может

передвигаться пневмошестка, зависит от длины шлангов. В транспортном положении тележка с пневмошесткой закрепляется на силовом агрегате.

После очистки ям и трещин производят их продувку воздухом из шланга от компрессорной установки силового агрегата для удаления мелких кусочков и крошек асфальтобетона и капель воды.

В ходе завершающей подготовительной операции производится нагрев ремонтируемого участка с помощью комплекта переносных зонтов, снабженных керосиновыми горелками. Зонты устанавливаются на ямки и трещины. Время нагрева поверхности ямки до температуры  $170^{\circ}\dots 180^{\circ}$  составляет в среднем 15 минут.

Одновременно с подготовкой ямок и трещин производится приготовление горячей а/б смеси из САБС непосредственно на дороге. В качестве установки для получения горячей смеси предлагается использовать дорожный пескоразбрасыватель КДМ-130 со специальным оборудованием – смесителем, который ставится на место пескоразбрасывающего диска.

Технологический процесс приготовления горячей смеси происходит следующим образом. Из бункера пескоразбрасывателя САБС имеющимся транспортером подается в смеситель. Смеситель представляет собой вал с лопатками, вращающийся в цилиндрическом корпусе. Привод вала смесителя осуществляется от раздаточного редуктора через карданный вал и червячный редуктор. Корпус смесителя посредством жаровой трубы связан с топкой, которая также установлена на шасси машины. В жаровой трубе установлена заслонка, которая в зависимости от своего положения может направлять горячие газы в смеситель или в переносной зонт. Переносной зонт предназначен для дополнительного разогрева ямок и трещин в период разогрева САБС в смесителе, что способствует дополнительному подогреву смеси, положенной в ямку после выгрузки из мешалки.

Ремонтные работы завершаются уплотнением уложенной в выбоину смеси пневматическим вибрационным катком или переносной виброплитой, которые должны входить в комплект дополнительного оборудования. Для выполнения ремонтных работ применение САБС в виде брикетов также более предпочтительно по сравнению с САБС россыпью, поэтому было принято решение продолжить исследования по совершенствованию процесса брикетирования сухой асфальтобетонной смеси.

Предварительные исследования позволили определить длину и прочностные характеристики брикетов в зависимости от влажности и процентного содержания песка в САБС [2]. Поэтому для окончательной оптимизации установки для брикетирования были продолжены эксперименты по определению наиболее рационального диаметра и длины мундштука. При формировании брикетов использовалась сухая асфальтобетонная смесь со следующими характеристиками состава: песок – 52 %; щебень – 40,3 %; минеральный порошок – 14,9 %; битум – 6,5 %; влажность песка – 1,5...2 %; влажность щебня – 0,5 %; влажность минерального порошка – 1 %.

Для определения влияния диаметра мундштука на прочностные характеристики брикетов использовались мундштуки диаметром 80 мм и 60 мм и длиной 180 мм. Результаты исследований представлены в таблице, на основании которых можно заключить, что уменьшение диаметра мундштука с 80 до 60 мм приводит к значительному снижению (в среднем в два раза) усилия разрушения брикета при сжатии. Увеличение же диаметра мундштука более 80 мм приводило к значительному повышению энергоёмкости формирования брикетов и, как правило, сопровождалось остановкой пуансона пресса. Поэтому мундштук пресса с внутренним диаметром 80 мм был принят как наиболее рациональный для приготовления САБС и для проведения дальнейших исследований.

Зависимость прочности брикета от диаметра мундштука

| Диаметр брикета<br>(мундштука) | Усилие разрушения брикета при сжатии, Н |       |       |       |       |       |       |       |       |
|--------------------------------|---|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
|                                | 80 мм                                   | 1 562 | 1 804 | 1 518 | 2 053 | 1 791 | 1 460 | 1 900 | 2 017 |
| 60 мм                          | 953                                     | 656   | 508   | 586   | 625   | 772   | 961   | 894   | 719   |

Далее проводили исследования по обоснованию длины мундштука в зависимости от производительности установки для брикетирования САБС. При этом наиболее высокие показатели производительности брикетирования должны сопровождаться достаточно высокими прочностными свойствами получаемых брикетов.



Зависимость производительности пресса от длины мундштука

Результаты исследований представлены на рисунке, где отображена линейная зависимость снижения производительности пресса от длины мундштука. Наибольшая производительность 0,41 т/ч была получена при длине мундштука 100 мм. Однако в этом случае брикеты получались малопрочными и разрушались даже при падении после выхода из мундштука. Брикет, полученный на самом длинном мундштуке, обладал наибольшей прочностью, но производительность процесса была слишком мала. На прессе с длиной мундштука 150 мм получались достаточно прочные брикеты, незначительно уступающие брикетам, полученным из мундштука длиной 200 мм. Поэтому мундштук длиной 150 мм с внутренним диаметром 80 мм можно считать наиболее рациональным для данного пресса, обеспечивающего производительность брикетирования САБС около 0,3 т/ч.

Таким образом, применение сухой асфальтобетонной смеси как для возведения дорожного покрытия, так и для его ремонта в любое время года позволит существенно повысить производительность строительных потоков и загрузить АБЗ круглогодичной работой. Кроме того, перенос разогрева асфальтобетонной смеси непосредственно на дорожное полотно приведет к ощутимому улучшению экологической обстановки в зоне работы асфальтобетонного завода.

#### **Библиографический список**

1. Гезенцевей, Л.Б. Дорожный асфальтобетон / Л.Б. Гезенцевей. М.: Транспорт, 1985. 350 с.
2. Масленников, Д.Г. Исследование прочностных характеристик брикетов из сухой асфальтобетонной смеси / Д.Г. Масленников, А.В. Кондратьев, Ю.Н. Павлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. С. 103–106.

## СОДЕРЖАНИЕ

|  |    |
|--|----|
| В.В. Измайлов, М.В. Новоселова<br>Опорная кривая и бета-распределение высот и радиусов вершин выступов шероховатой поверхности               | 4  |
| П.Г. Пыриков<br>К вопросу упрочнения режущих инструментов для обработки древесины и материалов на ее основе                                  | 10 |
| В.В. Измайлов, М.В. Новоселова<br>Кривая опорной поверхности, статистические распределения и жесткость контакта шероховатых поверхностей     | 17 |
| П.М. Огар, А.С. Кожевников<br>Контактирование жесткой шероховатой поверхности через слой полимерного покрытия                                | 27 |
| П.М. Огар, Д.Б. Горохов, В.К. Елсуков<br>Критерии появления пластических деформаций при контактировании шероховатых поверхностей             | 34 |
| А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова<br>Измерение параметров удельной силы трения электроконтактных материалов на основе меди          | 40 |
| Е.А. Памфилов, Е.В. Шевелева<br>Закономерности изнашивания цепных пильных аппаратов лесозаготовительного оборудования                        | 44 |
| Г.В. Раткевич, Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова<br>Износостойкость конструкционной стали упрочненной многоканальным лазером                  | 49 |
| Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова, Г.В. Раткевич<br>Лазерная наплавка быстрорежущей стали   | 53 |
| М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, А.И. Мозгунова, В.А. Казанкин<br>К вопросу о влиянии смазки на параметры контакта                               | 57 |
| Г.А. Пилюшина, Е.А. Памфилов<br>Формирование промежуточных покрытий в условно неподвижных соединениях  | 60 |
| А.В. Кондратьев, С.М. Кочканян, М.И. Вересов, Е.А. Корнеев<br>Испытание стендового оборудования для моделирования работы сепарирующего ковша | 65 |
| А.М. Мигранов<br>Диагностика тяжело нагруженных узлов трения   | 70 |
| М.Ш. Мигранов, А.М. Мигранов, С.Р. Шехтман<br>Триботехнические свойства композиционных покрытий для режущего инструмента                     | 73 |
| В.В. Измайлов<br>О методиках определения радиусов кривизны вершин неровностей технических поверхностей                                       | 78 |
| М.Ш. Мигранов, Р.Г. Ахмаров, А.М. Мигранов<br>Распределение температурных полей в зоне резания   | 83 |
| Ю.Д. Афанасьева, М.Ш. Мигранов, С.Р. Шехтман<br>Синтезирование многослойных покрытий системы Ti – TiN на режущем инструменте                 | 87 |
| М.Ш. Мигранов, А.М. Мигранов, С.Р. Шехтман<br>Эксплуатационные свойства материалов и покрытий для металлорежущего инструмента                | 92 |

|   |     |
|---|-----|
| А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова<br>Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред. Часть 6. Приборы для решения прикладных задач применения магнитных масел | 97  |
| И.В. Горлов, А.Н. Болотов, М.Г. Рахутин<br>Снижение затрат на эксплуатацию и ремонт технологических машин за счет применения новых материалов для узлов трения  | 101 |
| А.Ф. Гусев, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова<br>Экспериментальное исследование температурной зависимости коэффициента трения окисных пленок на металлах   | 105 |
| В.В. Мешков, С.П. Рыков<br>Напряженно-деформированное состояние и износ поршня из волокнистоармированного термопласта при разгоне   | 109 |
| О.В. Сутягин, М.В. Васильев<br>Исследование взаимного влияния микроконтактов при упругопластических деформациях шероховатых поверхностей  | 113 |
| К.Б. Корнеев, Раймонд Осей-Овусу<br>Особенности моделирования электроконтактного соединения в среде ABAQUS FEA  | 118 |
| А.Ю. Лаврентьев, А.М. Дожделев, А.В. Цыгвинцев<br>Структура износостойких сталей для штампового инструмента   | 124 |
| А.Н. Болотов, О.О. Новикова, А.В. Новиков<br>Технологические основы синтеза магнитных смазочных материалов. Часть 1. Трибологический анализ перспективных жидкостей для дисперсионной среды магнитных масел                     | 128 |
| А.Н. Болотов, А.В. Новиков<br>Интенсивность изнашивания керамики в паре трения с композиционным материалом на основе алмаза   | 134 |
| Д.Г. Масленников, Ю.Н. Павлов, С.М. Кочканян, А.В. Кондратьев<br>Особенности производства и использования сухой асфальтобетонной смеси  | 138 |

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

Межвузовский сборник научных трудов  
Выпуск 11

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