

МИНОБРНАУКИ РОССИИ
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего профессионального 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 8

Рецензируемое издание

Тверь 2015

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. 8. Тверь: Тверской государственной технический университет, 2015. 112 с.

В сборник 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.

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

Подготовлен на кафедре прикладной физики Тверского государственного технического университета.

Редакционная коллегия:

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

ПРЕДИСЛОВИЕ

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

Статьи в сборнике расположены по тематическим разделам, в пределах раздела статьи размещены в порядке их поступления в редакцию.

Раздел «Механика и физика фрикционного контакта» включает статьи, посвященные актуальным научным и практическим вопросам теории контакта шероховатых поверхностей деталей технологического и энергетического оборудования.

В раздел «Триботехника и триботехнология» включены статьи, посвященные широкому кругу проблем трения и изнашивания. Представлены оригинальные результаты по повышению износостойкости конкретных триботехнических узлов различного назначения.

В разделе «Триботехническое материаловедение» рассмотрены материаловедческие аспекты создания конструкционных материалов с повышенными триботехническими свойствами для различных технических устройств.

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**О ФАКТИЧЕСКОЙ И ФИЗИЧЕСКОЙ ПЛОЩАДЯХ
ДИСКРЕТНОГО КОНТАКТА**

Рассмотрена двухуровневая модель дискретного контакта технических поверхностей, имеющих отклонения от идеальной формы в виде шероховатости (первый, микромасштабный уровень) и субшероховатости (второй, наномасштабный уровень). Получены расчетные формулы для относительных фактической и физической площадей контакта (первый и второй масштабные уровни соответственно).

Ключевые слова: дискретный контакт, шероховатость, субшероховатость, фактическая площадь контакта, физическая площадь контакта.

Two-level model of a discrete contact of engineering surfaces has been considered. Contact surfaces have irregularities of two scale levels: roughness (the first, microscale level) and subroughness (the second, nanoscale level). The formulae for dimensionless real (the first scale level) and physical (the second scale level) contact areas have been obtained.

Key words: discrete contact, roughness, subroughness, real contact area, physical contact area.

Дискретный контакт технических поверхностей обусловлен их отклонением от идеальной геометрической формы широкого диапазона размеров – от макро- до наномасштабных. Механические аспекты взаимодействия таких неидеальных поверхностей составляют предмет контактной механики [1–4]. Наличие отклонений от идеальной формы различного масштаба привело к созданию так называемых многоуровневых моделей дискретного контакта. Одной из первых таких моделей была модель Дж. Арчарда [5]. По сути, к многоуровневым можно отнести модель дискретного контакта Н.Б. Демкина и И.В. Крагельского [1, 6] с их концепцией трех площадей контакта – номинальной, контурной и фактической. Первая определяется геометрическими размерами контактирующих деталей; вторая – деформацией контактирующих волн и третья – деформацией контактирующих неровностей шероховатости. Последний масштабный уровень отклонений от идеальной формы – уровень шероховатости – в абсолютных единицах соответствует размерам неровностей от долей миллиметра до сотых долей микрометра (то есть до десятков нанометров) для поверхностей самых высоких классов шероховатости.

Отсутствие метрологического обеспечения определения параметров неровностей наномасштабного уровня (т.н. субшероховатости) не позволило включить их в модель Демкина – Крагельского. После создания атомного силового микроскопа такая возможность появилась (рис. 1) и появились соответствующие модели дискретного контакта [4]. Однако ре-

зультаты моделирования представлены в численном виде, что затрудняет анализ влияния параметров контактирующих поверхностей на характеристики контакта, в том числе на площади контакта. Расчет действительной площади контакта (физической площади по терминологии авторов работы [4]) важен для многих технических приложений контактной механики, так как в конечном счете именно на площадках физического контакта происходят процессы адгезионного и фрикционного взаимодействий; локальное разрушение поверхностей (изнашивание); перенос электрического заряда (контактная электропроводимость) и тепловой энергии (контактная теплопроводность).

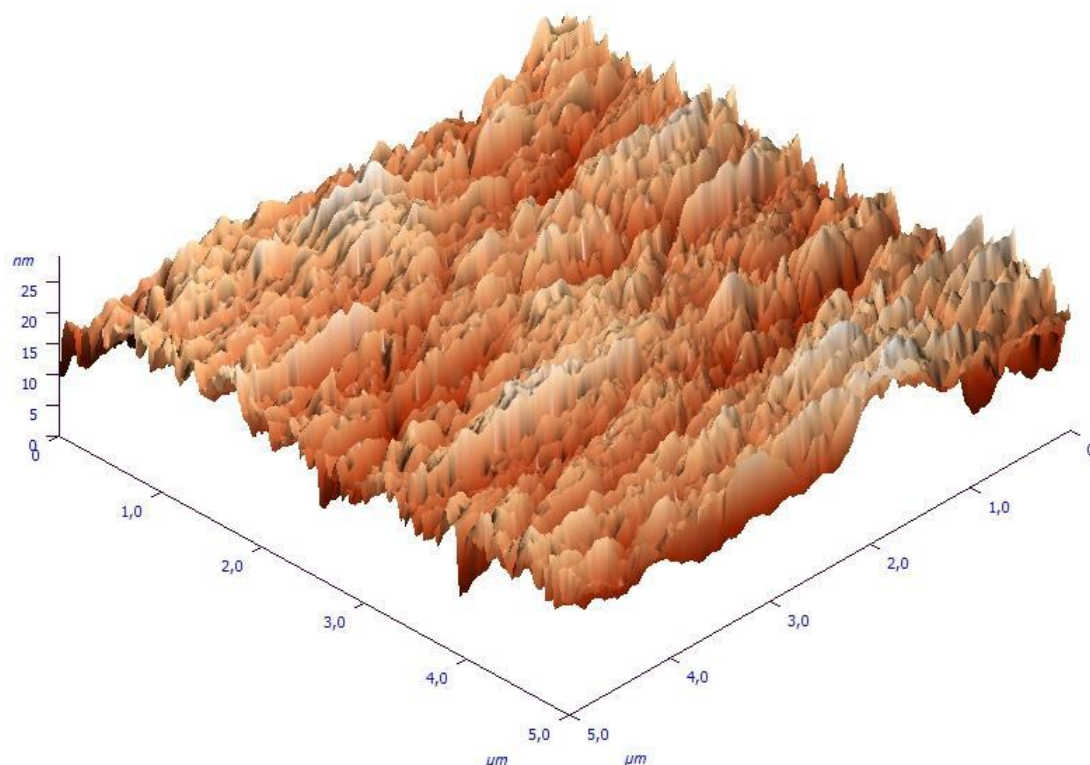


Рис. 1. 3D изображение рабочей поверхности концевой меры длины (плитки Йогансона), полученное с помощью атомного силового микроскопа

Воспользуемся концепцией Демкина – Крагельского для оценки величины физической площади контакта и влияния на нее параметров контактирующих поверхностей.

Исходные предпосылки. Рассматривается дискретный контакт поверхностей с неровностями двух масштабных уровней – шероховатость (первый масштабный уровень) и субшероховатость (второй масштабный уровень). Соответственно площадь контакта, образованную суммой отдельных площадок контакта неровностей первого уровня, будем называть по установившейся терминологии фактической площадью контакта A_f ; площадь контакта, образованную суммой отдельных площадок контакта неровностей второго уровня, – физической площадью контакта A_p (по терминологии авторов работы [4]).

Контакт неровностей как первого, так и второго уровней считается упругим. Такой выбор связан с тем, что пластический контакт возможен при относительно больших нагрузках, когда роль субшероховатости не может быть существенной.

Неровности субшероховатости будем описывать геометрическими параметрами, аналогичными параметрам шероховатости, используемым для описания процессов контактного взаимодействия [1, 7].

Теоретический анализ. В соответствии с принятыми предпосылками для отношения физической площади контакта к фактической согласно [7] можно записать

$$\eta_s = \frac{A_p}{A_r} = \left(\frac{tm_s^{\frac{1}{2v_s}} p_{cs}}{2^{2v_s} \Omega_s K_{3s}} \right)^{\frac{2v_s}{2v_s+1}}, \quad (1)$$

где индекс s означает принадлежность данного параметра к субшероховатости; tm_s – относительная опорная длина профиля субшероховатости на уровне средней линии; v_s – параметр аппроксимации кривой опорной поверхности субшероховатости; p_{cs} – контурное давление для субшероховатости; $\Omega_s = \frac{4}{3\pi} E_s^* \sqrt{\frac{Rp_s}{r_s}}$; E_s^* – приведенный модуль упругости материалов контактирующих деталей на наноуровне; Rp_s – наибольшая высота неровностей субшероховатости над уровнем средней линии; r_s – средний радиус закругления вершин неровностей субшероховатости; K_{3s} – коэффициент, зависящий от величины параметра v_s (рис. 2).

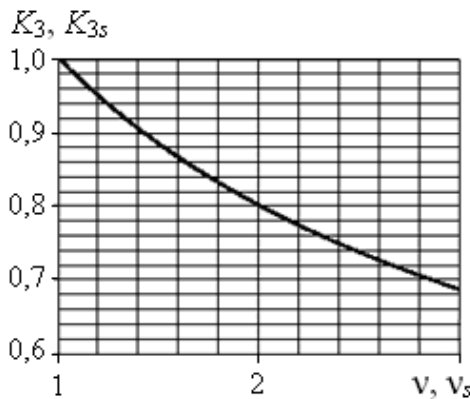


Рис. 2. Значения коэффициентов

где параметры Ω , v , K_3 , tm аналогичны соответствующим параметрам субшероховатости; $\Omega = \frac{4}{3\pi} E^* \sqrt{\frac{Rp}{r}}$; E^* – приведенный модуль упругости материалов контактирующих деталей на микроуровне; Rp – наибольшая высота неровностей шероховатости над уровнем средней линии; r – средний радиус закругления вершин неровностей шероховатости; $p_n = N/A_n$ – номинальное контактное давление; A_n – номинальная площадь контакта.

Заменяя величину p_{cs} в уравнении (1) величиной p_r из уравнения (2), получим:

В соответствии с принятой концепцией контурное давление для субшероховатости $p_{cs} = p_r$, где $p_r = N/A_r$ – фактическое давление для шероховатости; N – нормальная нагрузка на контакт. Для расчета фактического давления p_r согласно [7] справедлива формула

$$p_r = \left(\frac{2\Omega^{2v} K_3^{2v} p_n}{tm} \right)^{\frac{1}{2v+1}}, \quad (2)$$

$$\eta_s = \frac{A_p}{A_r} = \left(\frac{tm_s^{\frac{1}{2v_s}}}{\frac{1}{2^{2v_s} \Omega_s K_{3s}}} \right)^{\frac{2v_s}{2v_s+1}} \cdot \left(\frac{2\Omega^{2v} K_3^{2v} p_n}{tm} \right)^{\frac{2v_s}{(2v_s+1)(2v+1)}}. \quad (3)$$

С практической точки зрения более информативной является величина отношения физической площади контакта к номинальной площади:

$$\eta_p = \frac{A_p}{A_n} = \eta_s \cdot \eta_r, \quad (4)$$

где $\eta_r = A_r/A_n$ – относительная фактическая площадь контакта, вычисляемая согласно [1, 7] по формуле

$$\eta_r = \left(\frac{tm_s^{\frac{1}{2v_s}} p_n}{\frac{1}{2^{2v_s} \Omega K_3}} \right)^{\frac{2v}{2v+1}}. \quad (5)$$

Обсуждение результатов.

1. Влияние распределения неровностей по высоте на зависимость физической и фактической площадей контакта от номинального давления. Распределение неровностей различного масштабного уровня по высоте характеризуется параметром аппроксимации кривой опорной поверхности v или v_s для шероховатости и субшероховатости соответственно. Для анализа результатов выбраны две условные контактные пары, значения геометрических параметров которых приведены в таблице.

Параметры шероховатости и субшероховатости контактирующих поверхностей

Материалы контактирующих деталей	Шероховатость			Субшероховатость		
	Rp , мкм	r , мкм	v	Rp_s , нм	r_s , нм	v_s
Сталь – сталь	1	100	2	10	200	2
Сталь – сталь	1	100	3	10	200	3

Примечание: $tm = tm_s = 0,5$; $E^* = E_s^* = 10^{11}$ Па

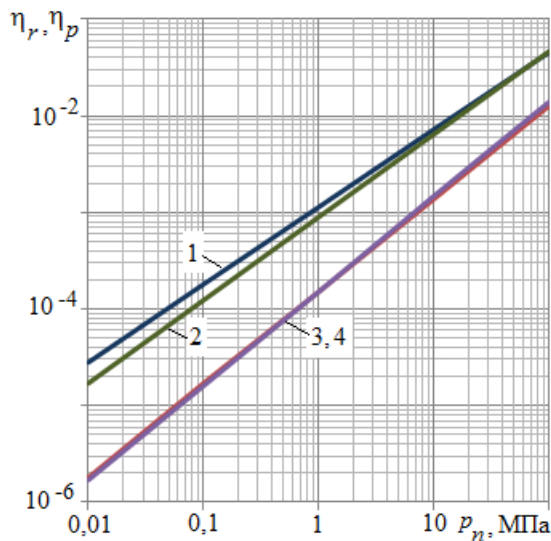


Рис. 3. Зависимости относительных фактической η_r (1, 2) и физической η_p (3, 4) площадей контакта от номинального давления. Линии 1, 3 – $v = 2$; линии 2, 4 – $v = 3$

Параметры шероховатости примерно соответствуют 8-му классу, обработка – полирование. Параметры субшероховатости примерно соответствуют поверхности, изображенной на рис. 1.

Сравнение зависимостей относительной фактической и физической площадей контакта от номинального давления для указанных контактных пар (см. табл.) показано на рис. 3.

Зависимости физической площади контакта от номинального давления для параметров $v = 2$ и $v = 3$ практически совпадают (линии 3 и 4

на рис. 3), аналогичные зависимости фактической площади контакта при малых номинальных давлениях слегка отличаются, при давлениях $p_n > 10$ МПа данные зависимости также практически совпадают.

Эти результаты говорят о том, что распределение неровностей субшероховатости по высоте слабо влияет на величину относительной физической площади контакта.

2. Влияние формы неровностей на зависимость физической и фактической площадей контакта от номинального давления (рис. 4).

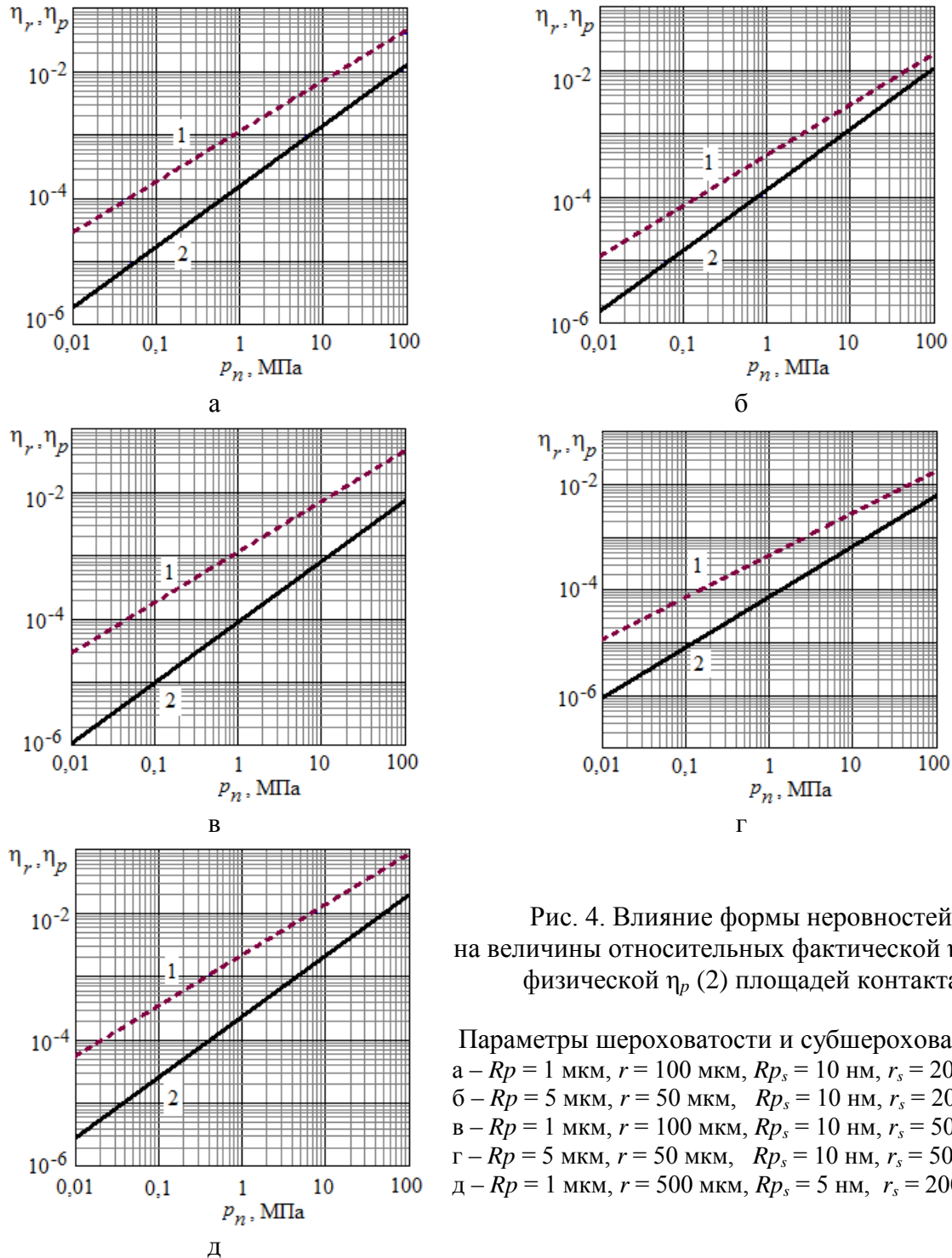


Рис. 4. Влияние формы неровностей на величины относительных фактической η_r (1) и физической η_p (2) площадей контакта

Параметры шероховатости и субшероховатости:
а – $Rp = 1$ мкм, $r = 100$ мкм, $Rp_s = 10$ нм, $r_s = 200$ нм;
б – $Rp = 5$ мкм, $r = 50$ мкм, $Rp_s = 10$ нм, $r_s = 200$ нм;
в – $Rp = 1$ мкм, $r = 100$ мкм, $Rp_s = 10$ нм, $r_s = 50$ нм;
г – $Rp = 5$ мкм, $r = 50$ мкм, $Rp_s = 10$ нм, $r_s = 50$ нм;
д – $Rp = 1$ мкм, $r = 500$ мкм, $Rp_s = 5$ нм, $r_s = 200$ нм

Как следует из уравнений (3) – (5), как фактическая, так и физическая площади контакта зависят от комплексных параметров Ω и Ω_s , которые включают в себя безразмерные комплексы Rp/r и Rp_s/r_s , характеризующие форму неровностей шероховатости и субшероховатости соответственно. Влияние формы неровностей на величину фактической и физической площадей контакта и их зависимость от номинального давления иллюстрируются рис. 4.

Различие фактической и физической площадей контакта может достигать полутора порядков при малых значениях номинального давления, уменьшаясь с ростом последних.

Малые значения площадей контакта, как фактической, так и физической, имеют поверхности с относительно «острыми» неровностями (большие значения отношения Rp/r или Rp_s/r_s). Поверхности с пологими неровностями (малые значения отношения Rp/r или Rp_s/r_s) имеют бóльшие значения площадей контакта (рис. 4д).

Набольшее различие фактической и физической площадей контакта наблюдается у поверхностей с различной формой неровностей шероховатости и субшероховатости (рис. 4в – пологие неровности шероховатости и «острые» неровности субшероховатости).

Заключение. Учет субшероховатости – неровностей наномасштабного уровня, присутствующих на поверхности контактирующих деталей машин наряду с шероховатостью – приводит к уточнению понятия «площадь контакта». Наряду с известным в механике контактного взаимодействия понятием «фактическая площадь контакта» вводится понятие «физической площади контакта» [4], под которой подразумевается суммарная площадь дискретных площадок контакта неровностей наномасштабного уровня. Расчеты, приведенные в данной статье, показывают, что физическая площадь контакта может составлять менее десятой доли фактической площади и менее 10^{-5} номинальной площади контакта.

Библиографический список

1. Демкин, Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 227 с.
2. Попов, В.Л. Механика контактного взаимодействия и физика трения. От нанотрибологии до динамики землетрясений / В.Л. Попов. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2013. 352 с.
3. Джонсон, К.Л. Механика контактного взаимодействия / К.Л. Джонсон. М.: Мир, 1989. 510 с.
4. Свириденко, А.И. Механика дискретного фрикционного контакта / А.И. Свириденко, С.А. Чижик, М.И. Петроковец. Мн.: Навука і тэхніка, 1990. 272 с.
5. Archard, J.F. Elastic deformation and the laws of friction / J.F. Archard // Proc. Roy. Soc. 1957. V. A243. № 1233. P. 190-205.
6. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
7. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 112 с.

УДК 621.891:531.43

Г.И. Рогозин, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян, В.Г. Прохоров
Тверской государственной технической университет

ОЦЕНКА ПРОЧНОСТИ СОЕДИНЕНИЙ С НАТЯГОМ С УЧЕТОМ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ МИКРОВЫСТУПОВ ШЕРОХОВАТОСТИ СОПРЯЖЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Приведены формулы для оценки прочности соединений с натягом, полученные с учетом упругопластического смятия выступов на сопряженных поверхностях.

Ключевые слова: соединения с натягом, модель выступов шероховатости, несущая способность соединений с натягом, коэффициент трения.

The formulae for the estimation of the strength of pressure couplings are presented. These formulae were obtained in view of elastoplastic surface asperity crumpling in contact.

Key words: pressure couplings, model of surface roughness asperities, bearing capacity of pressure couplings, friction coefficient.

В существующих методиках расчета [1] оценку прочности соединений с натягами ведут по формулам:
при нагружении осевой силой

$$N \geq \pi \cdot d \cdot l \cdot q \cdot \frac{f_1}{n_3}; \quad (1)$$

при нагружении крутящим моментом

$$M_{кр} \geq \pi \cdot d^2 \cdot l \cdot q \cdot \frac{f_2}{n_3}, \quad (2)$$

где d и l – диаметр и длина сопряженных деталей в соединениях с натягом; q – среднее контактное давление; n_3 – коэффициент запаса; f_1 и f_2 – коэффициенты трения в осевом и окружном направлениях.

В приведенных соотношениях для определения контактного давления q используется решение Ляме, справедливое лишь для контакта идеально гладких цилиндрических поверхностей. Так как реальные поверхности всегда являются шероховатыми, то контактное давление в формулах (1) и (2) имеет чисто условный смысл.

Коэффициенты трения f_1 и f_2 обычно выбирают по таблицам и для заданного сочетания материала деталей и способа сборки принимают постоянным. В действительности же коэффициент трения в соединениях с натягом даже для одной пары материалов зависит от давления на поверхности контакта и шероховатости сопрягаемых поверхностей [2]. В зависимости от перечисленных факторов коэффициент трения имеет величину 0,08...0,25, а в отдельных случаях выше. Столь значительные изменения коэффициента трения могут внести в расчет значительные погрешности. Более точно оценка прочности соединений с натягом может быть произведе-

дена на основе формул (1) и (2) с использованием соотношений [3], определяющих среднее номинальное давление q и коэффициент трения f в стыке цилиндрических деталей:

$$q = \frac{H \cdot b}{1 + k^{-\frac{1}{2}}} \cdot \left[\frac{\nu \cdot d_{\text{крп}}^2 \cdot (k + k^{1/2})}{16 \cdot r \cdot R_{\text{max}}} \right]^{\nu}, \quad (3)$$

$$f = 1,418 \cdot J \cdot H \cdot \sqrt{k + k^{\frac{1}{2}}} + \frac{\tau_0}{H} \cdot \left(1 + k^{-\frac{1}{2}}\right) + \beta, \quad (4)$$

где H – предельная твердость материала; b , ν , r , R_{max} – параметры шероховатости; $d_{\text{крп}}$ – характеристический пластический диаметр отпечатка, соответствующий критической нагрузке; J – упругая постоянная; τ_0 , β – фрикционные константы; k – степень нагружения, определяемая формулой

$$k = \left(\sqrt{0,25 + \frac{16 \cdot P \cdot R_{\text{max}}}{2 \bar{\nu} \cdot \nu \cdot d_{\text{крп}}^2} \cdot \varepsilon_{\text{кин}}} - 0,5 \right)^2, \quad (5)$$

где P – нормальная нагрузка; $\varepsilon_{\text{кин}}$ – сближение при движении.

Формула (4) учитывает совместное влияние основных факторов – давления (натяга) в стыке, параметров шероховатости контактирующих поверхностей, механических и адгезионных характеристик материала деталей – на коэффициент трения. Однако в виду того, что вывод формулы (4) основан на сферической модели выступов, она не позволяет учесть влияние на коэффициент трения расположения следов обработки на контактирующих поверхностях относительно направления сдвига.

Форма выступов реальной шероховатой поверхности ближе к эллипсоидальной, чем к сферической. Поэтому площади контактирующих выступов в сечениях, расположенных параллельно и перпендикулярно следам обработки, различны, что не учитывает сферическая модель неровностей.

Будем считать, что относительный осевой сдвиг деталей всегда происходит в направлении, перпендикулярном следам обработки, а их относительный поворот – вдоль этих следов. Обозначим через r_1 и r_2 радиусы вершин выступов в сечениях, расположенных параллельно и перпендикулярно следам обработки. При $r = \sqrt{r_1 \cdot r_2}$ [4] площади касания контактирующих поверхностей, воспринимающих нормальную нагрузку, для сферической и эллипсоидальной форм выступов при одном и том же внедрении будут равны. Следовательно, адгезионная составляющая коэффициента трения по своей величине при относительном сдвиге в осевом и окружном направлениях будет одной и той же.

Для деформационной составляющей с учетом формулы И.В. Крагельского [5] будем иметь:

при осевом относительном сдвиге деталей

$$f_1 = 0,47 \sqrt{\alpha \cdot \frac{r_1}{r^2}}, \quad (6)$$

при их относительном повороте

$$f_2 = 0,47 \sqrt{\alpha \cdot \frac{r_2}{r^2}}, \quad (7)$$

где α – величина деформации.

Подставляя соотношение (4) в формулы (1) и (2) с учетом выражений (6) и (7), для оценки несущей способности соединений с натягом получим: при нагружении осевой силой

$$N_{oc} \leq \frac{\pi d_n l q}{n_3} \left[\frac{\tau_0 \left(1+k^{-\frac{1}{2}}\right)}{H} + \beta + 1,418 \cdot J \cdot H \sqrt{K_{fg} \left(k+k^{\frac{1}{2}}\right)} \right]; \quad (8)$$

при нагружении крутящим моментом

$$M_{кр} \leq \frac{\pi d_n^2 l q}{2n_3} \left[\frac{\tau_0 \left(1+k^{-\frac{1}{2}}\right)}{H} + \beta + 1,418 \cdot J \cdot H \sqrt{\frac{k+k^{\frac{1}{2}}}{K_{fg}}} \right], \quad (9)$$

где d_n – диаметр сопряжения; q – среднее номинальное давление в стыке цилиндрических деталей, определяемое формулой (3); n_3 – коэффициент запаса прочности, вводимый с целью компенсации возможных погрешностей расчета ($n_3 = 1,2$); k – степень нагружения, определяемая по формуле (5); K_{fg} – коэффициент, учитывающий влияние расположения следов обработки относительно направления сдвига деталей на величину деформационной составляющей.

Экспериментальная проверка полученных зависимостей проведена на соединениях с натягом, собранных тепловым способом (нагревом втулки) и под прессом.

В результате проверки установлено:

1. Расхождение расчетных данных с экспериментом составляет не более 25 %, что вполне удовлетворительно.

2. Расчет по формулам (8) и (9) согласуется с выводом [1, 2] о том, что прочность соединений с натягом, собранных тепловым способом, выше, чем прочность соединений, полученных сборкой под прессом.

Таким образом, экспериментальная проверка полученных формул подтвердила их приемлемость для проведения инженерных расчетов.

Библиографический список

1. Якушев, А.И. Усилие сдвига деталей, соединенных с натягом / А.И. Якушев, Е.Ф. Бежелукова, Е.Е. Курносков // Известия вузов. М.: Машиностроение, 1976. № 1. С.187-189.

2. Бежелукова, Е.Ф. Влияние параметров микрогеометрии на прочность соединений с натягом / Е.Ф. Бежелукова, Е.Е. Курносков // Технология и автоматизация производственных процессов в машиностроении. Пенза, 1976. Вып. 5. С. 89-90.

3. 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.

4. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 240 с.

5. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 52 с.

УДК 621.891

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

ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЕДИНОЙ КРИВОЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ КОНТАКТА ТЕЛ СОИЗМЕРИМОЙ ТВЕРДОСТИ

Исследована возможность использования деформационной теории пластичности для определения остаточной деформации в контакте деталей с соизмеримой твердостью материала. Экспериментально показано, что непосредственное использование деформационной теории пластичности для определения параметров упругопластического контакта тел соизмеримой твердости оказывается затруднительным, поскольку при достижении определенных значений интенсивности деформаций в центре контакта давление на поверхности контакта и интенсивность напряжений в центре упругопластического контакта уменьшаются.

Ключевые слова: единая кривая деформирования, контактная жесткость, интенсивность напряжений, интенсивность деформаций.

The possibility of the deformation theory of plasticity use for the determination of the residual strain in the contact of parts with commensurable material hardness is investigated. It is shown experimentally that the deformation theory of plasticity use for the determination of the parameters of elastic-plastic contact of parts with commensurable hardness is difficult. The reason is that after the achievement of certain values of deformation intensity in the center of the contact the contact pressure and the stress intensity in the center of the elastic-plastic contact decrease.

Key words: general curve deformation, the contact stiffness, stress intensity, deformation intensity.

Параметры контактного взаимодействия при первоначально точечном контакте шара и плиты определяют с использованием упругой осесимметричной задачи о сжатии двух тел. При этом следует отметить, что аналогичная задача в условиях упругопластической контактной деформации в настоящее время полностью не решена.

При контакте тел соизмеримой твердости (отличающихся менее чем в 2 раза) поверхность шара упругопластически сплющивается, а на поверхности плиты одновременно образуется остаточный отпечаток. Для расчетного определения суммарного остаточного сближения в настоящей работе была исследована возможность использования деформационной теории пластичности [1], согласно которой при неизменных внешних условиях независимо от вида напряженно-деформированного состояния для данного материала справедлива единая кривая деформирования, описывающая связь интенсивности напряженного состояния σ_i материала с интенсивность его деформированного состояния ε_i :

$$\sigma_i = \varphi(\varepsilon_i).$$

На этой основе функциональную связь σ_i и ε_i можно получить, например, как при растяжении образцов, так и при контакте деталей. Подобная задача применительно к случаю внедрения упругого сферического индентора в плоскую поверхность плиты, материал которой упругопластически деформируется в контакте, была решена в работах [2, 3]. При этом следует отметить, что в указанных работах экспериментально было установлено, что при одинаковых величинах ε_i значения интенсивности напряжений $\sigma_{i,0}$ в центре контакта несколько ниже значений истинных напряжений $S = \sigma_i$, определенных по результатам испытания образцов на растяжение. Эта разница снижается с ростом прочности и твердости материала и составляет, например, при твердости НД = 1 200 МПа около 20 %, а при НД = 4 800 МПа – 5 %. Установлен также поправочный коэффициент, зависящий от механических свойств, в частности от твердости НД, на который необходимо умножить $\sigma_{i,0}$ для совпадения с величиной S .

Оценка возможности использования такого подхода для случая упругопластического контакта деталей соизмеримой твердости была выполнена в данной работе. Предварительно выполнили экспериментальное исследование для случая «чистого» сплющивания шариков с помощью плитки высокой твердости (*HRC* 64). Радиусы испытанных шариков и твердость их материалов приведены в табл. 1.

Таблица 1. Характеристики шариков

Характеристика	Номер образца			
	1	2	3	4
Радиус шарика, мм	10,3	10,3	12,7	12,7
Пластическая твердость НД, МПа	2 158	2 845	2 354	3 561

Диаметры отпечатков на поверхности шарика после сплющивания (с помощью программно-технического комплекса для испытания металлов) измеряли на инструментальном микроскопе ММИ-2. Результаты (средние значения из 5 испытаний) представлены в табл. 2.

Таблица 2. Диаметры отпечатков на поверхности шариков

Контактная нагрузка F , кН	Номер образца в табл. 1			
	1	2	3	4
	Диаметр отпечатка d_0 , мм			
5	2,20	1,95	2,33	1,47
10	2,93	2,60	3,06	2,40
20	4,07	3,60	4,27	3,35
30	4,93	4,40	5,47	4,00
40	5,86	5,00	6,73	4,60
50	6,77	5,80	7,93	5,20

Кривую деформирования аппроксимировали, как это обычно принято [4], степенной зависимостью

$$\sigma_i = A\varepsilon_i^n, \quad (1)$$

где A и n – параметры диаграммы деформирования (кривой упрочнения) материала шарика:

$$A = S_b / \varepsilon_p^n, \quad (2)$$

$$n = \frac{\lg(S_b / \sigma_{0,2})}{\lg(\varepsilon_p / \varepsilon_T)} = \frac{\lg(S_b / \sigma_{0,2})}{\lg(500\varepsilon_p)}, \quad (3)$$

где S_b и $\sigma_{0,2}$ – соответственно истинный предел прочности и условный предел текучести материала шарика; ε_p и ε_T – соответственно предельная равномерная деформация материала шарика и допуск на остаточную деформацию (равный 0,002), отвечающий условному пределу текучести.

Механические свойства материала, входящие в формулы (2) и (3), можно определить как испытанием на растяжение образцов, изготовленных из материала шарика, так и по результатам измерения пластической твердости НД. Согласно данным работы [5] предельная равномерная деформация

$$\varepsilon_p = \frac{245}{\text{НД}},$$

условный предел текучести

$$\sigma_{0,2} = (0,2...0,22)\text{НД}. \quad (4)$$

В формуле (4) меньшие значения коэффициента для углеродистых сталей, а большие – для легированных.

При $\text{НД} < 3\ 000$ МПа $S_b = 0,46\text{НД} (1 - 1,3 \cdot 10^{-4} \text{НД})$.

При $\text{НД} \geq 3\ 000$ МПа $S_b = 0,154 \text{НД} + 380$.

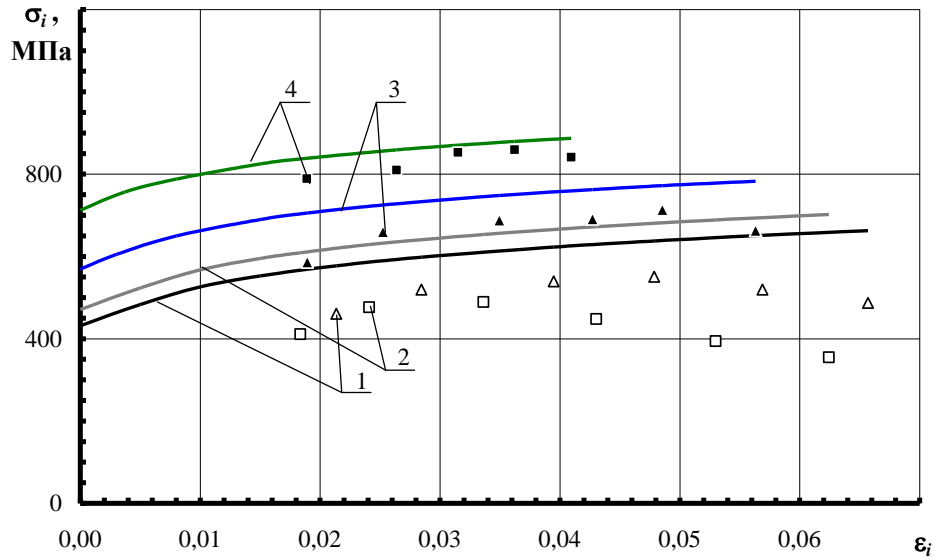
Значения интенсивности напряжений $\sigma_{i,0}$ и деформаций $\varepsilon_{i,0}$ в центре контакта упругой плиты с упругопластически деформируемым материалом шарика определяли по формулам Д. Тейбора [6]:

$$\sigma_{i,0} = \frac{4F}{2,8\pi d_0^2}, \quad (5)$$

$$\varepsilon_{i,0} = \frac{d_0}{10R}. \quad (6)$$

На рисунке показаны графики зависимостей интенсивности напряжений от интенсивности деформаций для случая сплющивания шариков (см. табл. 1) плитой высокой твердости. Линии построены по формулам (1) – (3), а значки – по формулам (5) и (6). Как видно из рисунка, с ростом интенсивности деформаций ε_i интенсивность напряжений σ_i , вычисленная по формуле (1), постоянно возрастает, что соответствует диаграмме деформирования материала со степенным упрочнением. При этом интенсив-

ность напряжений $\sigma_{i,0}$ в центре контакта упругой плиты с упругопластически деформируемым материалом шара, вычисленная по формуле (5), с увеличением интенсивности деформаций $\varepsilon_{i,0}$ вначале также возрастает, а затем уменьшается.



Зависимость интенсивности напряжений σ_i от интенсивности деформаций ε_i при сплющивании: линии построены по формулам (1) – (3); значки – по формулам (5) и (6); 1 – 4 соответствуют номерам образцов в табл. 1

Такое положение связано с тем, что в отличие от процесса внедрения упругого шара в плоскую поверхность плиты, материал которой деформируется упругопластически (при этом вмятина на поверхности плиты окружена упругим материалом), при смятии шара его поверхность вне зоны контакта свободно деформируется. Это приводит к тому, что в условиях упругопластической контактной деформации при одинаковых значениях нагрузки размеры отпечатка при сплющивании оказываются существенно больше, чем при внедрении. В результате контактные напряжения, а следовательно, и интенсивность напряжений $\sigma_{i,0}$ в центре контакта при сплющивании снижаются. Аналогичные явления наблюдаются и при контакте тел соизмеримой твердости. Как следствие, непосредственное использование деформационной теории пластичности в таких условиях оказывается затруднительным.

В связи с этим для практической реализации поставленной задачи (расчетного определения суммарной остаточной контактной деформации h_{Σ} в упругопластическом контакте тел соизмеримой твердости) в настоящее время можно использовать решение [7], базирующееся на методе теории размерности:

$$h_{\Sigma} = a \cdot R \cdot \left(\frac{F - F_0}{H_{Днп} \cdot R^2} \right)^b,$$

где R – радиус индентора; F – рабочая контактная нагрузка; F_0 – контактная нагрузка, соответствующая появлению остаточной деформации в центре контакта; a и b – коэффициенты, зависящие от соотношения пластических твердостей материала шара и плиты $H_{Dш}/H_D$; $H_{Dпр}$ – приведенная твердость материалов контактирующих тел:

$$H_{Dпр} = \frac{1,5 \cdot H_{Dш} \cdot H_D}{H_{Dш} + H_D}.$$

Коэффициенты a и b однозначно определяются соотношением пластических твердостей $H_{Dш}/H_D$ контактирующих тел:

$$a = \frac{0,057}{(H_{Dш}/H_D)^{1,72}} + 0,142; \quad b = 1,306 - 0,153 \cdot \left(\frac{H_{Dш}}{H_D} \right).$$

Таким образом, в работе экспериментально показано, что непосредственное использование деформационной теории пластичности для определения параметров упругопластического контакта тел соизмеримой твердости оказывается затруднительным. В то же время применение метода теории размерности позволяет расчетным путем определить суммарную остаточную контактную деформацию h_{Σ} в упругопластическом контакте тел соизмеримой твердости с использованием новой характеристики – приведенной пластической твердости материалов контактирующих тел.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 14-08-00131/14 и Минобрнауки России в рамках госзадания № 2014/16 (проект № 2986).

Библиографический список

1. Малинин, Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н.Н. Малинин. М.: Машиностроение, 1975. 399 с.
2. Матлин, М.М. Определение параметров первоначально точечного упругопластического контакта по физико-механическим свойствам контактирующих тел / М.М. Матлин // Проблемы машиностроения и автоматизации. 1993. № 5. С.11-20.
3. Патент № 2027984 РФ. Способ определения коэффициента нормальной контактной жесткости упругопластического контакта детали и индентора двойкой кривизны / М.М. Матлин; опубл. 27.01.95. Бюл. № 3.
4. Смирнов-Аляев, Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию / Г.А. Смирнов-Аляев. Л.: Машиностроение, 1978. 368 с.
5. Дрозд, М.С. Определение механических свойств металла без разрушения / М.С. Дрозд. М.: Металлург, 1965. 171 с.
6. Tabor, D. The Hardness of Metals / D. Tabor. Clarendon Press. Oxford, 1951. 175 p.
7. Матлин, М.М. Оценка влияния соотношения твердостей деталей на контактную жесткость / М.М. Матлин, А.И. Мозгунова, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ. № 6. 2013. С. 14-18.

УДК 621.82

М.М. Матлин, С.Л. Лебский, А.И. Мозгунова, Е.Н. Казанкина,
В.А. Казанкин, Ал.И. Сотникова
Волгоградский государственный технический университет

ЕДИНАЯ РАСЧЕТНАЯ ЗАВИСИМОСТЬ ДЛЯ СБЛИЖЕНИЯ В КОНТАКТЕ ТВЕРДЫХ ТЕЛ ПРИ СОИЗМЕРИМОЙ ТВЕРДОСТИ ИХ МАТЕРИАЛОВ

На основе закономерностей упругопластического контакта тел соизмеримой твердости обоснована единая расчетная зависимость, позволяющая исключить использование критериев перехода от упругой к упругопластической области контактного силового взаимодействия. Рассмотрение основных параметров контакта выполнено для схемы взаимодействия шара с плоской поверхностью плиты. В статье приведены данные экспериментального исследования, подтверждающие достоверность предложенной расчетной зависимости.

Ключевые слова: упругопластический контакт, упругая деформация, упругопластическая деформация, пластическая твердость, сближение.

Unified computational dependency was substantiated on the basis of regularities of elastoplastic contact of deformable bodies with comparable hardness. This dependency avoids the use of criteria for the transition from elastic to elastoplastic mode of contact deformation. The consideration of the basic parameters of the contact was made for the interaction scheme of the ball with a flat surface of the plate. The article presents the results of experimental research confirming the accuracy of the proposed theoretical expression.

Key words: elastoplastic contact, elastic deformation, elastoplastic deformation, plastic hardness, approach.

Параметры первоначально точечного упругопластического контакта тел двоякой кривизны широко используются в инженерной практике и научных исследованиях для расчета силового взаимодействия шероховатых поверхностей, контактной жесткости, трения и износа, герметичности стыков, назначения режимов поверхностного пластического деформирования и т.д.

Подчеркнем, что в настоящее время нет четких критериев, определяющих переход от упругой к упругопластической контактной деформации при первоначально-точечном взаимодействии тел двоякой кривизны (например, шар и полупространство). Как правило, рассматривают отдельно две стадии: упругую и упругопластическую. Для каждой из них используют свои расчетные зависимости. Однако предлагаемые разными авторами величины критических нагрузок, характеризующие переход от одной стадии к другой, отличаются в десятки раз [1]. В этих условиях установить четкую границу перехода от упругой деформации к упругопластической практически невозможно.

Отметим, что попытки разграничения чисто упругой и упругопластической контактной деформации наталкиваются и на принципиальные трудности. Дело в том, что при заданном диаметре сферы значение крити-

ческой нагрузки пропорционально кубу предела текучести материала того из контактирующих тел, в котором впервые возникает пластическая деформация. Часто в качестве предела текучести принимают условную величину $\sigma_{0,2}$, иногда в 1,5...2 раза превышающую истинный предел текучести (упругости). Экспериментальное определение предела упругости осложняется неоднородностью деформации в контакте и приводит к тому, что граница перехода от упругой области к упругопластической является весьма размытой и, следовательно, условной. Такое положение объективно диктует необходимость рассматривать процесс деформации в контакте как непрерывно упругопластический.

В зависимости от сочетания механических характеристик материалов взаимодействующих тел могут быть реализованы три различных случая контакта [2]:

1) материал сферы (шара) деформируется чисто упруго, а материал полупространства (плиты) – упругопластически (то есть происходит внедрение шара в поверхность плиты; при этом твердость материала шара не менее чем в два раза превышает твердость материала плиты);

2) материал шара деформируется упругопластически, а материал плиты – упруго (то есть происходит сплющивание шара; при этом твердость материала шара не менее чем в два раза меньше твердости материала плиты);

3) материалы шара и плиты деформируются упругопластически одновременно (при этом твердости материалов шара и плиты соизмеримы, то есть отличаются менее чем в два раза).

В настоящей работе на основе закономерностей упругопластического контакта обоснована единая расчетная зависимость для определения размеров остаточного отпечатка в контакте шара и плиты, материалы которых имеют соизмеримые твердости, справедливая как в условиях упругопластической, так и упругой деформации контакта. Это позволит исключить использование критериев перехода от упругой к упругопластической области деформации материала контактирующих тел.

При контакте тел соизмеримой твердости поверхность шара упругопластически сплющивается, а на поверхности плиты одновременно образуется остаточный отпечаток. Полное сближение контактирующих тел определяется по формуле

$$\alpha_{\Sigma} = \alpha_{y\Sigma} + h_{\phi} + h_{c,\phi}, \quad (1)$$

где $\alpha_{y\Sigma}$ – обратимое упругое сближение деталей; h_{ϕ} – фактическая глубина остаточного отпечатка на поверхности плиты; $h_{c,\phi}$ – фактическая величина остаточного сплющивания сферы. Очевидно, что в условиях одновременного возникновения контактной пластической деформации шара и плиты величины h_{ϕ} и $h_{c,\phi}$ оказываются меньше, чем соответственно h и h_c в условиях либо внедрения шара (случай 1), либо сплющивания шара (случай 2).

Обратимая упругая часть $\alpha_{y,\Sigma}$ полного сближения, входящая в формулу (1), в рассматриваемом случае может быть вычислена по формуле Г. Герца, с поправкой $\left(1 + \frac{2h_\phi + 2h_{c,\phi}}{\alpha_{y,\Sigma}}\right)$ [2], учитывающей пластическую деформацию в контакте

$$\alpha_{y,\Sigma} = \sqrt[3]{\frac{9\pi^2 F^2 (k_1 + k_2)^2}{16R \left(1 + \frac{2h_\phi + 2h_{c,\phi}}{\alpha_{y,\Sigma}}\right)}}, \quad (2)$$

где F – контактная нагрузка; k_1, k_2 – упругие постоянные материалов контактирующих тел, $k = \frac{1-\mu^2}{\pi E}$; μ – коэффициент Пуассона, E – модуль Юнга; R – радиус шара.

Как видно из формулы (2), если сплющивание сферы полностью отсутствует, то есть $h_{c,\phi} = 0$, а $h_\phi = h$, то формула (2) преобразуется в известную формулу, отвечающую внедрению шара; если остаточный отпечаток на поверхности плиты не возникает, то есть $h_\phi = 0$, а $h_{c,\phi} = h_c$, то формула (2) преобразуется в формулу, определяющую упругую составляющую сближения при сплющивании шара. Фактические величины остаточных контактных деформаций описываются уравнениями:

$$h_\phi/h = \sqrt{(\text{НД}_\text{ш}/\text{НД})^{0,89} - 0,6 - 0,074}, \quad (3)$$

$$h_{c,\phi}/h_c = 0,926(\text{НД}_\text{ш}/\text{НД})^{-0,89} - 0,528. \quad (4)$$

Значения h и h_c в уравнениях (3) и (4) вычисляются согласно [3, 4] по формулам:

$$h = \frac{F - F_0}{2\pi \cdot \text{НД} \cdot R}, \quad (5)$$

$$h_c = 0,33R \left(\frac{F - F_0}{\text{НД} \cdot R^2} \right)^{1,23}, \quad (6)$$

где F и F_0 – контактная нагрузка и ее значение, соответствующее отрезку, отсекаемому на оси F линией $F(h)$.

Формулы (3) и (4) определяют фактические величины остаточных сближений h_ϕ и $h_{c,\phi}$ при контакте тел близкой твердости. В указанные зависимости входят соответственно величины h и h_c , формулы (5) и (6) для расчета которых содержат величину F_0 . Отметим, что величины F_0 при внедрении и сплющивании оказались практически одинаковыми. Такой результат вполне закономерен, поскольку в обоих случаях значения F_0 вычисляются по тем же зависимостям теории упругости и близки к нагрузке, при которой в центре контакта возникает пластическая деформация.

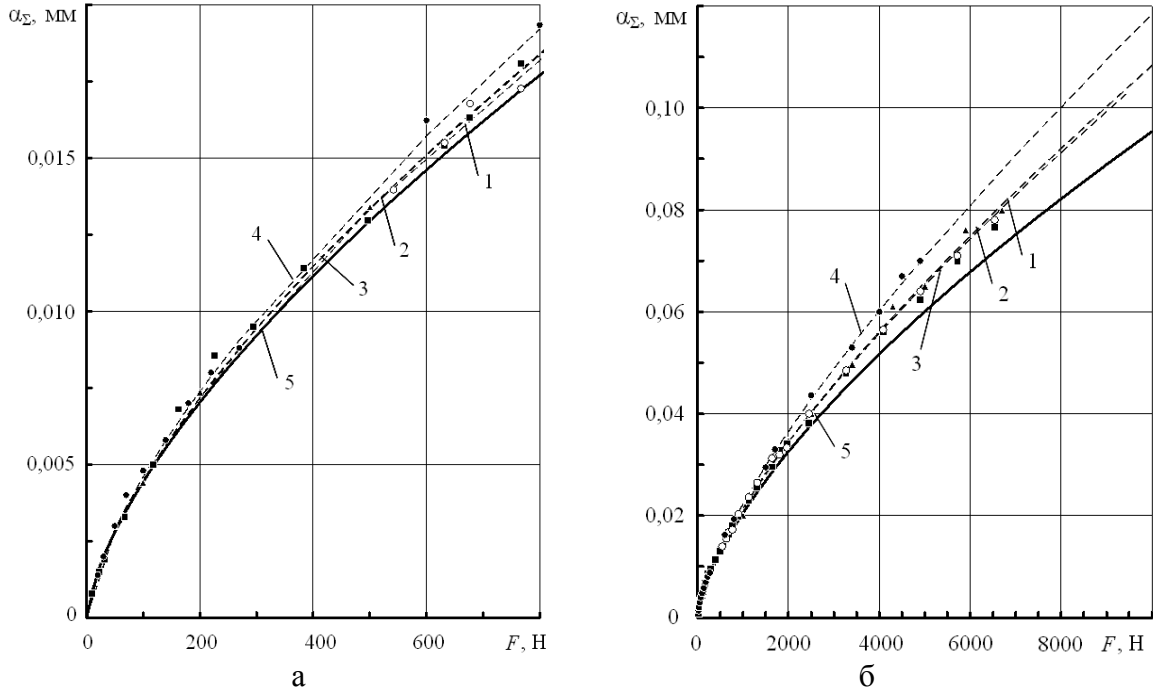
Очевидно, что при значениях F , существенно больших F_0 , пренебрежение величиной F_0 в формулах (5) и (6) не вносит заметных погрешностей в определение полного сближения и его составляющих. Совершенно иначе обстоит дело при относительно малых нагрузках, когда F_0 сравнимо с F . Нами установлено, что в области малых нагрузок (близких к критической нагрузке перехода от упругой к упругопластической деформации) расчеты по формулам (5) и (6) дают результаты, заметно отличающиеся от экспериментальных значений, а F_0 не соответствует моменту появления остаточной контактной деформации.

Следует отметить, что известные экспериментальные исследования для определения упругой части полного сближения $\alpha_{y,\Sigma}$, а также фактических глубин остаточного отпечатка h_ϕ и остаточного сплющивания сферы $h_{c,\phi}$ были выполнены при нагрузках и величинах внедрения (или сплющивания), значительно превышающих область появления пластических деформаций. В связи с этим нами было выполнено специальное экспериментальное исследование при относительно малых контактных нагрузках, в котором определяли величины полного сближения и его составляющих (упругой и остаточной) в контакте сферических сегментов (с радиусом $R = 5$ мм) с плоской поверхностью детали при различных сочетаниях твердости их материалов. Сближение измеряли с помощью оптического индикатора с ценой деления 0,2 мкм или индикатора часового типа с ценой деления 1 мкм на специально изготовленной установке для измерения контактных деформаций.

Для эксперимента использовали стальные сферические сегменты с высотой, равной радиусу шарика ($R = 5$ мм, $HRC\ 62\dots65$), а также плитки с плоской поверхностью, изготовленные из сталей марок: 30ХГСА (НД = 11 400 МПа); 30ХГСА (НД = 10 915 МПа); ШХ15 (НД = 11 380 МПа); 30ХГСА (НД = 6 500 МПа).

Экспериментальное исследование выполняли в два этапа. Первый этап был посвящен исследованию области малых контактных нагрузок до 700...1 000 Н. Для регистрации нагрузки $F_{кр}$, отвечающей появлению остаточной вмятины глубиной $h \leq 0,2$ мкм, нагружение до $F_{кр}$ вели ступенями с шагом 10 Н (рис. а). Второй этап – область более высоких нагрузок, $F > 700$ Н (рис. б).

Экспериментально установлено, что если в формулах (5) и (6) принять $F_0 = 0$, то расчетные значения $h_\Sigma = h_\phi + h_{c,\phi}$ возрастают до величин, несколько превосходящих экспериментальные, но при этом значения $\alpha_{y,\Sigma}$, вычисленные по формуле (2) с учетом указанного значения h_Σ , завышенной в результате пренебрежения величиной F_0 , становятся меньше экспериментальных.



Полное сближение α_{Σ} в зависимости от нагрузки F в контакте стальных шара ($R = 5$ мм, $HRC\ 63\dots 64$, $H_{Dш}\ 10\ 250\dots 11\ 200$ МПа) и плиты, твердости материалов которых соизмеримы; 1, \blacktriangle – сталь 30ХГСА, $H_{Dш}/H_D = 0,91$; 2, \blacksquare – сталь 30ХГСА, $H_{Dш}/H_D = 0,94$; 3, \circ – сталь ШХ15, $H_{Dш}/H_D = 0,99$; 4, \bullet – сталь 30ХГСА, $H_{Dш}/H_D = 1,57$; линии 1 – 4 – расчет по формуле (7); линия 5 – расчет по формуле Герца; значки – опыт

В результате суммарные величины полного сближения α_{Σ} , рассчитанные по формуле

$$\alpha_{\Sigma} = \sqrt[3]{\frac{9\pi^2 F^2 (k_1 + k_2)^2}{16R \left(1 + \frac{2h_{\phi} + 2h_{c,\phi}}{\alpha_{y,\Sigma}}\right)}} + \frac{F}{2\pi H_D R} \left(\sqrt{(H_{Dш}/H_D)^{0,89} - 0,6 - 0,074} \right) + 0,331R \left(\frac{F}{H_D \cdot R^2} \right)^{1,23} \left(0,926(H_{Dш}/H_D)^{-0,89} - 0,528 \right) \quad (7)$$

без учета F_0 , оказываются весьма близкими к экспериментальным значениям для всех испытанных сталей. Наибольшая разница расчетных и опытных значений полного сближения с вероятностью 95 % не превышает 6 %.

Мы попытались применить формулу (7) также для случая чисто упругого контакта. Очевидно, что поскольку в этом случае остаточная контактная деформация полностью отсутствует, слагаемые в формуле (7) теряют присущий им физический смысл и становятся величинами условными. В то же время нами установлено, что их сумма дает значения полного сближения α , близкие к рассчитанным по «упругой» формуле Г. Герца (см. рис.). Такое положение объясняется тем, что учет слагаемых h_{ϕ} и $h_{c,\phi}$ компенсируется уменьшением величины первого слагаемого (то есть $\alpha_{y,\Sigma}$),

вычисляемого по формуле (2); так что значения α не более чем на 7 % отличаются от рассчитанных по формуле Г. Герца для чисто упругого контакта.

Таким образом, формула (7) дает достоверные значения полного сближения в контакте тел с соизмеримой твердостью их материалов как в случае чисто упругой, так и упругопластической деформации в контакте, независимо от соотношения нагрузок F_0 и F .

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 14-08-00131/14 и Минобрнауки России в рамках госзадания № 2014/16 (проект № 2986).

Библиографический список

1. Измайлов, В.В. Упругопластический контакт шероховатых поверхностей / В.В. Измайлов // Известие вузов. Машиностроение. 1974. № 7. С. 12-16.
2. Матлин, М.М. Закономерности упругопластического контакта в задачах поверхностного пластического деформирования / М.М. Матлин, С.Л. Лебский, А.И. Мозгунова. М.: Машиностроение-1, 2007. 218 с.
3. Дрозд, М.С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М.С. Дрозд, М.М. Матлин, Ю.И. Сидякин. М.: Машиностроение, 1986. 224 с.
4. Дрозд, М.С. Закономерности упругопластического сплющивания сегмента двойкой кривизны / М.С. Дрозд, М.М. Матлин // Трение и износ. 1990. Т. 11. № 5. С. 782-791.
5. Патент № 2488806 РФ. Способ определения пластической твердости материала образца / М.М. Матлин, А.И. Мозгунова, С.Л. Лебский, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин; опубл. 27.07.2013. Бюл. № 21.

УДК 633.5:633.521:621.891

И.И. Беркович, Ю.И. Морозова

Тверской государственный технический университет

ПРИМЕНЕНИЕ СТАТИСТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ОПИСАНИЯ МИКРОГЕОМЕТРИИ ЧАСТИЦ И КОНТРЕЛА

Использованы статистические модели для описания микрогеометрии частиц дисперсного материала и контртела для вывода законов распределения хорд и диаметров пятен контакта, позволяющих оценить топографию поверхности.

Ключевые слова: статистические характеристики контакта, хорда пятна контакта, диаметр пятна контакта, фактическая площадь контакта.

Statistical models are used for the description of the geometry of the dispersed material particles and the opposite body. Above models enable to output distribution laws for chords and diameters of contact spots. This makes it possible to evaluate the surface topography.

Key words: statistical characteristics of the contact, the chord of contact spot, the spot diameter of the contact, the actual contact area.

Если моделировать округлые частицы дисперсного материала (ДМ) сферами, то пятна контакта имеют круговую форму различного диаметра.

При обработке изображения площади контакта, когда пятна контрастно наблюдаются на номинальной либо контурной площади, путем сканирования методом «узкой строки» [1] точечный датчик считывающего устройства фиксирует хорды пятен, попавших на трассу. Схема изображения контакта представлена на рисунке. Трасса сканирования AA пересекает изображения пятен контакта. Датчик фиксирует хорды пятен, лежащие на трассе. Получая информацию о хордах пятен, необходимо преобразовать ее в статистические характеристики контакта, включающие фактическую площадь контакта (ФПК), среднее значение диаметра, среднеквадратичное отклонение, число пятен на единице площади, вид функции распределения пятен по диаметру, ее параметры и др.

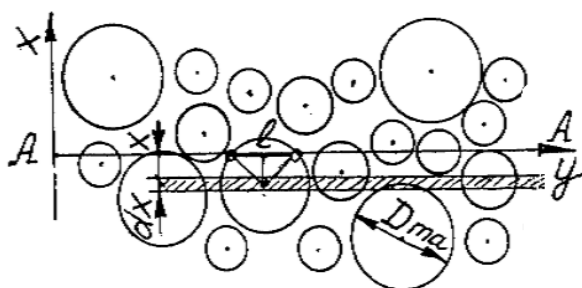


Рис. 1. Схема изображения контакта

Для решения этой задачи на основе законов стереологии [2, 3] прежде всего необходимо установить связь между плотностями распределения пятен по диаметру на плоскости и на трассе. Предположим, что центры пятен равномерно и хаотично размещены в плоскости контакта.

Тогда распределение расстояний центров пятен от трассы имеет вид

$$\delta(dm)/dm \cdot dx = 1/D, \quad (1)$$

где dm – число пятен на трассе с диаметром в интервале $\langle D, D+dD \rangle$; $\delta(dm)$ – число пятен того же диаметра, центры которых лежат в полосе dx (см. рис.); m – общее число пятен, пересеченных трассой.

Из соображения равномерности распределения пятен на плоскости

$$dm = L \cdot D \cdot dn = L \cdot n \cdot D \cdot f \cdot dD, \quad (2)$$

где L – длина трассы; dn – число пятен на плоскости с диаметром в интервале $\langle D, D+dD \rangle$; n – число пятен на плоскости; f – плотность пятен на плоскости.

Интегрируя это выражение, получаем:

$$m = L \cdot n \cdot \bar{D}, \quad (3)$$

где \bar{D} – математическое ожидание диаметра пятна.

Из (2), (3) получаем плотность распределения диаметров пятен, попавших на трассу:

$$\varphi = dm/m dD = D \cdot f / \bar{D}. \quad (4)$$

Теперь необходимо связать статистические оценки хорд пятен с оценками диаметров. Длина хорды пятна определяется формулой

$$l = \sqrt{D^2 - 4x^2} . \quad (5)$$

Выражение для расчета длины трассы, занятой хордами пятен с диаметрами в интервале $\langle D, D + dD \rangle$, центры которых лежат в полосе dx , с учетом (1) имеет вид:

$$\delta(dL_C) = \delta(dm)l = D^{-1} dm \sqrt{D^2 - 4x^2} dx .$$

Длина трассы, занятая хордами всех пятен с указанным диаметром, рассчитывается по формуле

$$dL_C = \int_0^D \delta(dL_C) = \pi D dm / 4 .$$

Общая протяженность хорд на трассе с учетом (4) определяется как

$$L_C = \int_0^{D_{ma}} dL_C = \frac{\pi m}{4 \bar{D}} \int_0^{D_{ma}} D^2 f dD = \pi m D_C^2 / 4 \bar{D} .$$

Поскольку $\pi D_C^2 / 4 = \Delta A_G$, то с учетом (3) осуществляем расчет по формуле

$$L_C = m \Delta A_G / D = L n \bar{\Delta A_G} , \quad (6)$$

где D_C^2 , $\bar{\Delta A_G}$ – математические ожидания квадрата диаметра и площади пятна.

Доля части трассы, занятая хордами пятен, от длины трассы с учетом (6) согласно [3] равна относительной фактической площади контакта:

$$L_C / L = n \bar{\Delta A_G} = \eta = A_G / A_a . \quad (7)$$

Установим связь между плотностями распределения хорд и диаметров. Из формулы (5) следует, что

$$|dx| = l \cdot dl / 2 \sqrt{D^2 - l^2} .$$

С учетом соотношений (1), (4) получаем:

$$\delta(dm) = ml \cdot dl \cdot f \cdot dD / 2 \bar{D} \sqrt{D^2 - l^2} .$$

Число пятен всех диаметров, имеющих хорды в интервале $\langle l, l + dl \rangle$:

$$\delta m = ml \cdot dl \cdot \bar{D}^{-1} \int_l^{D_{ma}} (D^2 - l^2)^{-1/2} f \cdot dD .$$

Плотность распределения хорд

$$\psi_l = \delta m / mdl = l \bar{D}^{-1} \int_l^{D_{ma}} (D^2 - l^2)^{-1/2} f \cdot dD . \quad (8)$$

Это соотношение связывает два важных показателя: плотность распределения хорд на трассе с плотностью распределения пятен на поверхности контакта. Определив опытным путем плотность распределения хорд, решив интегральное уравнение (8), получаем плотность диаметров пятен.

Соотношение (8) позволяет выразить статистические оценки хорд:

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= \pi D_C^2 / 4\bar{D} = \Delta \bar{A}_r / \bar{D}, \\ l_C^2 &= 2D_K^3 / 3\bar{D}, \\ (\bar{l/l}) &= \pi / 2\bar{D}. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Здесь \bar{l} , l_C^2 , $(\bar{l/l})$ – математические ожидания длины хорды, квадрата длины, обратной величины длины; D_K^3 – математическое ожидание куба диаметра пятна.

Опираясь на соотношения (3), (7), (9), получая информацию о хордах пятен, лежащих на случайной трассе, легко вычислить параметры, характеризующие ФПК и статистические оценки размеров пятен:

$$\left. \begin{aligned} \bar{D} &= \pi / 2(\bar{l/l}), \quad D_C^2 = 2\bar{l} / (\bar{l/l}), \quad D_K^3 = 3\pi l_C^2 / 4(\bar{l/l}), \\ n &= 2\eta(\bar{l/l}) / \pi \bar{l} = 2m(\bar{l/l}) / \pi L, \\ \Delta D &= D_C^2 - \bar{D}^2 = \pi [4\bar{l} / \pi - \pi(\bar{l/l}) / 2] / 2(\bar{l/l}). \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Здесь ΔD – дисперсия диаметра пятна.

В работе [4] показано, что часто плотность распределения размеров пятен контакта можно описать бета-функцией:

$$\left. \begin{aligned} f_0 &= \Gamma(\alpha + \beta) D_0^{\alpha-1} (1 - D_0)^{\beta-1} / \Gamma(\alpha) \cdot \Gamma(\beta), \\ \alpha &= \bar{D}_0^2 \Delta D^{-1} (1 - \bar{D}_0) - \bar{D}_0, \\ \beta &= \alpha (\bar{D}_0^{-1} - 1). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Плотность распределения, диаметр и его статистические оценки представлены в относительной форме (отнесены к максимальному диаметру D_{ma}).

Поскольку для использования соотношений (11) необходимо знать величину максимального диаметра пятна, для определения этой величины помимо совпадения первого и второго начальных моментов теоретического и экспериментального распределений можно потребовать и совпадения третьего начального момента – D_K^3 . Из этих соображений получаем:

$$D_{ma} = \frac{D_K^3 (K - 1) - D_C^2 \bar{D} (K_D + 1)}{K_D D_K^3 - \bar{D} \cdot D_C^2 (K_D + 2)} \bar{D}, \quad (12)$$

где $K_D = \bar{D}^2 / \Delta D$.

Плотность распределения хорд на трассе также удовлетворительно описывается бета-законом. Описание плотностей распределения хорд и диаметров пятен одним статистическим законом существенно облегчает задачу нахождения плотности распределения пятен по диа-

метру. Вместо того чтобы находить искомую функцию путем решения интегрального уравнения (8), по формулам (10) достаточно вычислить статистические оценки диаметра пятна, а затем по формулам (11) рассчитать параметры α и β закона распределения.

Библиографический список

1. Мяздриков, О.А. Дифференциальные методы гранулометрии / О.А. Мяздриков. М.: Металлургия, 1974. 168 с.
2. Кендал, М. Геометрические вероятности / М. Кендал, П. Моран. М.: Мир, 1972. 271 с.
3. Салтыков, С.А. Стереология в материаловедении / С.А. Салтыков. М.: Металлургия, 1974. 168 с.
4. Whitehouse, D.I. Beta functions for surface topology / D.I. Whitehouse // Annals of the CIRP. 1978. V. 27. № 1. P. 491-497.

УДК 621.81.001.24

А.С. Иванов^{*}, Н.И. Смирнов^{**}, С.В. Муркин^{*}, М.М. Ермолаев^{*}
МГТУ им. Н.Э. Баумана^{*},
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН^{**}

ВЛИЯНИЕ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ МИКРОНЕРОВНОСТЕЙ НА ОСЛАБЛЕНИЕ ЗАТЯЖКИ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПОГРУЖНЫХ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ НАСОСОВ

Показано, что, применяя повторную затяжку винтов резьбовых соединений погружной установки центробежного электронасоса, используемой для нефтедобычи, можно устранить ослабление их затяжки, обусловленное смятием микронеровностей контактирующих поверхностей, что повысит надежность насоса.

Ключевые слова: погружные насосы, резьбовые соединения, винты, контактные деформации.

It was indicated that retightening of threaded couplings screws of rotary pump submersible installation, using for oil extracting could dispose the torque retention loss, due to plastic deformation of asperities of contact surfaces. This could enhance the reliability of the pump.

Key words: submerged pumps, threaded couplings, screws, contact deformations.

В настоящее время в России основная доля нефти добывается погружными установками центробежных электронасосов (УЭЦН). Погружные насосы – это малогабаритные (по диаметру) центробежные, секционные, многоступенчатые установки с диаметром корпуса 93, 103 или 114 мм, с приводом от электродвигателя. Длина установки может составлять несколько десятков метров и зависит от глубины расположения нефтегазового пласта. Соединение секций – фланцево-винтовое. В 30 % случаев отказ УЭЦН связан с разрушением резьбовых соединений, которое влечет

расчленение секций насоса и их падение («полет») в скважину. Насос – это дорогое изделие, а стоимость извлечения оторвавшихся частей насоса из скважины на порядок превышает стоимость самого насоса. Одной из причин обрыва винтов является ослабление затяжки резьбового соединения в результате смятия микронеровностей, возникающего при первом нагружении соединения.

Резьбовые соединения УЭЦН нагружены отрывающей нагрузкой $F_{сн}$, определяемой весом столба нефти, находящегося над насосом, равного глубине скважины, которая может составлять 1 000...2 800 м.

В резьбовом соединении (рис. 1), затянутом силой $F_{зат}$ и нагруженном отрывающей силой F , в предположении отсутствия пластических деформаций микронеровностей диаграмма усилий в резьбовом соединении имеет вид [1, 2], представленный на рис. 2. На диаграмме по оси x отложены удлинения, а по оси y усилия и обозначено: $\varphi_{в} = \arctg(1/\lambda_{в})$; $\varphi_{д} = \arctg(1/\lambda_{д})$; $\lambda_{в}$ – податливость винта; $\lambda_{д}$ – податливость стягиваемых винтом деталей; $\delta_{в} = \lambda_{в}F_{зат}$ – удлинение винта под действием силы $F_{зат}$; $\delta_{д} = \lambda_{д}F_{зат}$ – укорочение деталей под действием силы $F_{зат}$; F – внешняя сила; $F_{в}$ – доля внешней силы, нагружающей винт; $F_{д}$ – доля внешней силы, нагружающей детали.

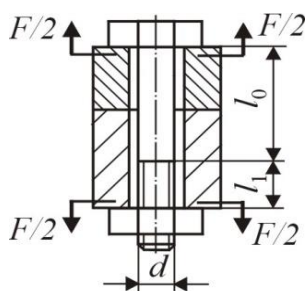


Рис. 1. Резьбовое соединение двух втулок одним винтом, нагруженное отрывающей силой

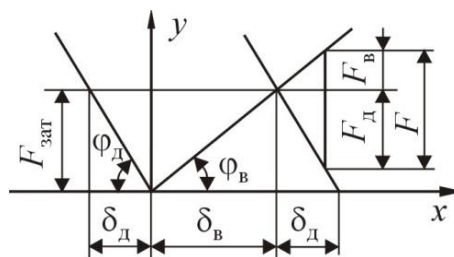


Рис. 2. Диаграмма усилий в резьбовом соединении, затянутом силой $F_{зат}$, в предположении отсутствия пластических деформаций микронеровностей при нагружении соединения растягивающей силой F

Податливость винта согласно [1] можно оценить по формуле

$$\lambda_{в} = 4[(0,5d + l_0)/(\pi d^2) + (0,5d + l_1)/(\pi d_3^2)]/E_{в}, \quad (1)$$

где l_1 – длина нарезанной нагруженной части винта (см. рис. 1); l_0 – длина гладкой части винта; d – номинальный диаметр резьбы; $d_3 = (d - 1,227P)$ – внутренний диаметр резьбы винта; P – шаг резьбы; $E_{в}$ – модуль упругости материала винта.

Соотношение податливостей винта и детали определяет величину коэффициента основной нагрузки $\chi = \lambda_{в}/(\lambda_{в} + \lambda_{д})$, характеризующего долю внешней нагрузки, приходящуюся на винт, который обычно принимают равным 0,2...0,3 [1]. Поэтому

$$F_{в} = \chi F. \quad (2)$$

Тогда суммарная сила, нагружающая винт, рассчитывается как

$$F_{\Sigma} = F_{\text{зат}} + F_{\text{в}}. \quad (3)$$

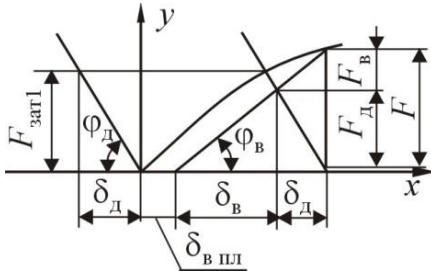


Рис. 3. Диаграмма усилий в резьбовом соединении после пластических деформаций микронеровностей при нагружении соединения растягивающей силой

При первом нагружении отрывающей силой F резьбового соединения, затянутого силой $F_{\text{зат}1}$, возникают пластические деформации винта и диаграмма усилий в соединении принимает вид, представленный на рис. 3, где $\delta_{\text{в пл}}$ – перемещения, вызванные пластическими деформациями [1]. При последующих нагружениях сила затяжки уменьшается до $F_{\text{зат}}$.

Если наибольшие напряжения в винте не превосходят предела текучести

его материала, то деформации винта обусловлены смятием микронеровностей рабочих поверхностей витков винта и гайки.

Ослабление $\Delta F_{\text{зат}} = F_{\text{зат}1} - F_{\text{зат}}$ силы затяжки винтов резьбового соединения при повторных нагружениях внешней отрывающей силой, согласно построениям, выполненным на рис. 3, в первом приближении определяется как

$$\Delta F_{\text{зат}} \approx F_{\text{зат}} \delta_{\text{в пл}} / \delta_{\text{в}}. \quad (4)$$

Влияние шероховатости контактной поверхности характеризует зависимость упругого сближения δ в контактном слое от номинального давления p в контакте [3, 4]:

$$\delta = Ra c_0 \varepsilon (p/E)^{0,5}. \quad (5)$$

Здесь $Ra = (Ra_1^2 + Ra_2^2)^{0,5}$ – приведенная средняя арифметическая высота микронеровностей контактирующих поверхностей; c_0 – безразмерный параметр, зависящий от вида обработки поверхностей и направления следов обработки; $\varepsilon = f(\Delta - Wmax)$ – коэффициент влияния масштаба, зависящий от допуска Δ плоскостности, определяемого степенью точности по ГОСТ 24643-81 и наибольшим размером l контактной поверхности, а также наибольшей высотой $Wmax$ волны. Параметр $c_0 = 115$ при повторных нагружениях в случае параллельности следов обработки для контактирующих поверхностей, полученных торцевым точением или строганием; а во всех остальных случаях, то есть для контактирующих поверхностей, полученных шлифованием или фрезерованием (независимо от направления следов обработки) и полученных торцевым точением или строганием в случае непараллельности следов обработки, $c_0 = 355$.

Отсюда следует, что удлинение винта $\delta_{\text{в}}$ (см. рис. 3) под действием силы $F_{\text{зат}}$ определяется по формуле

$$\delta_{\text{в}} = \lambda_{\text{в}} F_{\text{зат}} + Ra_{\text{в}} c_0 \varepsilon_{\text{в}} (p_{\text{в}}/E_{\text{в}})^{0,5}, \quad (6)$$

где Ra_b – приведенный параметр шероховатости резьбы; $\varepsilon_b = d/50$ – коэффициент влияния размера винта; $p_b = 0,34F_\Sigma/[\pi(d^2 - d_3^2)/4]$ – давление на первом нагруженном витке резьбы, если принять, что первый виток нагружен силой $0,34F_\Sigma$ [1]; E_b – приведенный модуль упругости винта и гайки.

При первом нагружении, как показали результаты экспериментов [5], сближения приблизительно в четыре раза больше, чем при повторных нагружениях, что объясняется возникающими упругопластическими деформациями микронеровностей контактирующих поверхностей. В этом случае будем принимать коэффициент c_0 в формуле (5) приблизительно в четыре раза большим. Если обозначить его через c_0^* , то $c_0^* \approx 4c_0$. Учитывая это, получаем:

$$\delta_{пл\ в} = Ra_b (c_0^* - c_0) \varepsilon_b (p_b/E_b)^{0,5}. \quad (7)$$

Оценим для примера ослабление затяжки винтов резьбового соединения погружного насоса, если $d = 12$ мм; $P = 1,75$ мм; $l_0 = 0$; $l_1 = 12$ мм; $Ra_1 = Ra_2 = 2,5$ мкм; $E_b = 2,1 \cdot 10^5$ МПа; класс прочности винтов 10.9 ($\sigma_T = 900$ МПа); число винтов резьбового соединения $z_b = 6$; $\chi = 0,25$; $F_{сн} = 10^5$ Н; $F_{зат} = 4,8 \cdot 10^4$ Н (напряжения в винте от силы затяжки $\sigma_{зат} = 0,7\sigma_T$).

Расчетом по формулам (1) – (7) получаем: для винтов М12 $d_3 = 9,85$ мм; $\lambda_b = 1,31 \cdot 10^{-6}$ мм/Н; $p_b = 481,6$ МПа; $\delta_{пл\ в} = 0,058$ мм; $\delta_b = 0,126$ мм; $\Delta F_{зат} = 1,65 \cdot 10^4$ Н. Откуда следует, что при повторных нагружениях соединения силой $F_{сн}$ сила затяжки уменьшается на 34 %.

Как показывают результаты теоретико-экспериментальных исследований [4], уменьшение силы затяжки винта увеличивает амплитуду изменения динамической нагрузки на винт, что является следствием нелинейности зависимости (5). Чтобы сила затяжки не уменьшалась при повторных нагружениях соединения и соответствовала первоначальной силе затяжки, целесообразно затяжку винтов соединения проводить в два этапа: сначала затянуть все винты силой F_Σ , а затем уменьшить эту силу до $F_{зат}$. В первом приближении силу F_Σ можно приближенно принять равной $1,2F_{зат}$. При затяжке винтов следует пользоваться динамометрическими ключами, предварительно рассчитав необходимый момент завинчивания.

Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства образования и науки по проекту № 1403.

Библиографический список

1. Биргер, И.А. Резьбовые соединения / И.А. Биргер, Г.Б. Иосилевич. М.: Машиностроение, 1973. 256 с.
2. Иосилевич, Г.Б. Затяжка и стопорение резьбовых соединений: справочник / Г.Б. Иосилевич, Г.Б. Строганов, Ю.В. Шарловский. М.: Машиностроение, 1985. 224 с.
3. Иванов, А.С. Расчет контактной деформации при конструировании машин / А.С. Иванов, В.В. Измайлов // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006. № 8. С. 3-10.

4. Муркин, С.В. Теоретико-экспериментальное исследование группового резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом / С.В. Муркин, А.С. Иванов, М.М. Ермолаев // Вестник машиностроения. 2014. № 5. С. 20-28.

5. Рыжов, Э.В. Контактная жесткость деталей машин / Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1966. 196 с.

УДК 621.883.3:621.882

В.В. Мешков, О.В. Сутягин, С.В. Мединцев, С.П. Рыков
Тверской государственной технической университет

ВЛИЯНИЕ ТВЕРДОСМАЗОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАГРУЗКИ ПО ВИТКАМ РЕЗЬБОВЫХ СОПРЯЖЕНИЙ ПРИ ПЛАСТИЧЕСКОМ КОНТАКТЕ

На основании численных решений показано влияние механических свойств твердосмазочных покрытий, их толщины и параметров микрогеометрии контактирующих поверхностей на распределение нагрузки по виткам резьбовых сопряжений.

Ключевые слова: резьбовые сопряжения, твердосмазочные покрытия, качество поверхности, распределение нагрузки.

The influence of mechanical properties of solid lubricant coatings, their thickness and parameters of microgeometry of the contacting surfaces on the distribution of loading on turns of thread of threaded couplings is shown on the basis of numerical decisions.

Key words: threaded coupling, solid lubricant coating, quality of a surface, distribution of loading.

Твердосмазочные покрытия нашли применение в ходовых винтах и крепежных резьбовых соединениях, работающих в экстремальных условиях. Задача распределения нагрузки по виткам резьбы была впервые решена Н.Е. Жуковским [1], а впоследствии с учетом контактных деформаций шероховатых поверхностей уточнена в работе [2].

Целью данной работы является исследование влияния твердосмазочных покрытий (ТСП) на распределение нагрузки в винтовых сопряжениях.

Н.Е. Жуковский, решая эту задачу, полагал, что винт под действием осевой силы растягивается, гайка сжимается, а витки резьбы винта и гайки на длине свинчивания изгибаются пропорционально нагрузке на виток [1].

Будем считать, что при взаимодействии шероховатой поверхности витка гайки с поверхностью витка винта, на которую нанесено ТСП (рис. 1), возникающие контактные деформации существенно больше объемных деформаций витков. Поэтому заменим в уравнениях совместности перемещений деформации витков на соответствующие деформации контакта шероховатой поверхности с поверхностью, на которую нанесено

ТСП. Тогда для рассматриваемой задачи условие равновесия и уравнения совместности перемещений можно представить в виде

$$\begin{aligned}
 F &= F_1 + \dots + F_i + \dots + F_n, \\
 a_1 - a_2 &= \Delta_{11} + \Delta_{21}, \\
 a_i - a_{i+1} &= \Delta_{1i} + \Delta_{2i}, \\
 a_{n-1} - a_n &= \Delta_{1(n-1)} + \Delta_{2(n-1)},
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

где F – осевая нагрузка, воспринимаемая резьбовым сопряжением; F_i – осевая нагрузка, воспринимаемая i -м витком резьбового сопряжения; n – число витков гайки; a_i – деформация контакта шероховатой поверхности i -го витка гайки с поверхностью винта, на которую нанесено ТСП; $\Delta_{1i} = P \sum_{i+1}^n F_i / E_B A_B$ – удлинение тела винта между i -м и $i + 1$ витками; $\Delta_{2i} = P \sum_{i+1}^n F_i / E_G A_G$ – укорочение тела гайки между i -м и $i + 1$ витками; P – шаг резьбы; E_B, E_G – модули упругости материалов винта и гайки; A_B, A_G – минимальные площади поперечного сечения винта и гайки.

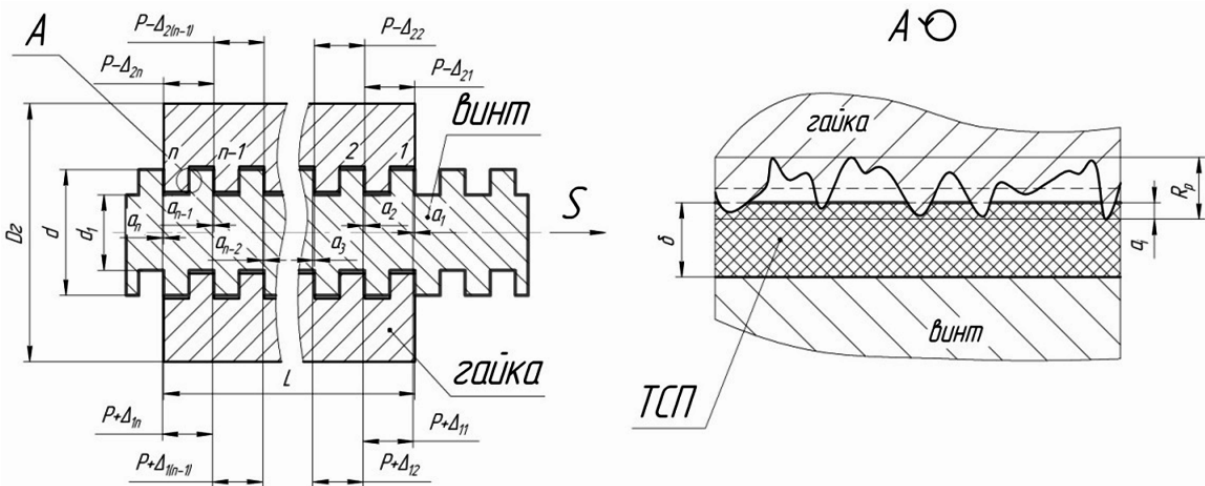


Рис. 1. Расчетная схема резьбового сопряжения с ТСП

Для решения системы уравнений (1) необходимо знать контактные деформации a_i , возникающие при внедрении шероховатой поверхности в поверхность, имеющую ТСП. Расчет контактных деформаций a_i между витками винтовых пар с ТСП при пластическом контакте покрытия можно проводить по формуле

$$a_i = a_{i*} \left(\frac{3,266 \delta}{\sqrt{r a_{i*} + 3,266 \delta}} \right)^{4/5\nu+1},
 \tag{2}$$

где $a_{i*} = R_p \left(\frac{F_i}{A_i H B t_m} \right)^{1/\nu}$; δ – толщина покрытия; r – средний радиус вершин микронеровностей; R_p – высота наибольшего выступа профиля шероховатой поверхности гайки; A_i – проекция номинальной площади контакта витка резьбы на плоскость, перпендикулярную оси винтового сопряжения; $H B$ – твердость ТСП; t_m, ν – параметры аппроксимации опорной кривой.

Система уравнений (1), (2) решалась с помощью программы *MathCAD*. При расчетах использовались параметры реальной винтовой передачи с ТСП на основе ПТФЭ (табл. 1), приведенные в каталоге продукции [3].

Таблица 1. Параметры винтовой передачи ХСМ 1800 (6Х1) фирмы *Thomson*

Номинальная нагрузка F , Н	23
Наружный диаметр резьбы d , мм	6
Внутренний диаметр резьбы d_1 , мм	4
Шаг резьбы P , мм	1
Длина гайки L , мм	23
Наружный диаметр гайки D_n , мм	12,5
Толщина ТСП δ , мм	0,01
Материал ТСП	На основе ПТФЭ
Материал винта и гайки	1018 <i>Steel</i>

На рис. 2 приведены данные о влиянии материала покрытия на распределение нагрузок по виткам резьбового сопряжения в случае пластического деформирования ТСП. Видно, что покрытие ФБФ-74Д, являясь более мягким, чем серебряное, обеспечивает меньшую жесткость стыка в витках резьбового сопряжения и более равномерное распределение нагрузки между ними.

Аналогичный эффект выравнивания распределения нагрузки между витками происходит при увеличении шероховатости поверхности витка гайки (рис. 3, табл. 2), которое также приводит к уменьшению жесткости стыка шероховатой поверхности витка гайки с поверхностью витка винта, на которую нанесено ТСП.

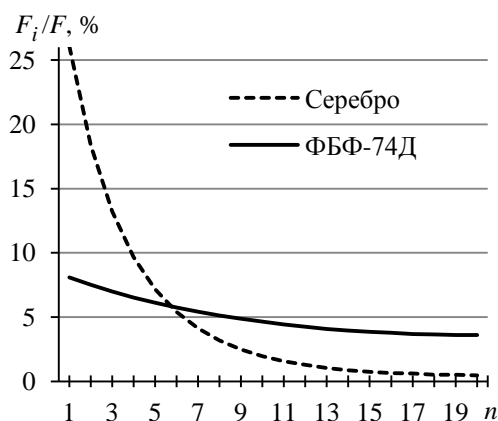


Рис. 2. Влияние механических свойств ТСП на распределение нагрузок по виткам резьбового сопряжения

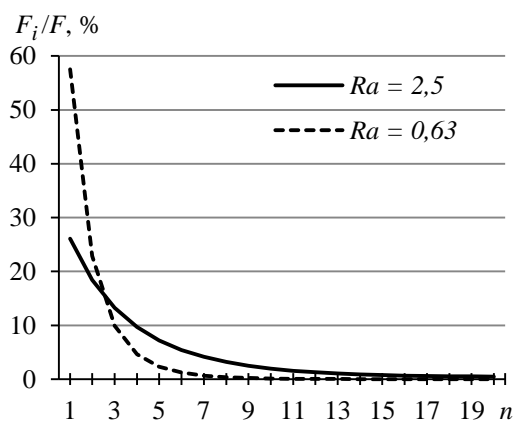


Рис. 3. Влияние шероховатости поверхности гайки на распределение нагрузок по виткам резьбового сопряжения с серебряным покрытием при пластической деформации

В данном случае расчеты проводились для ТСП из серебра также в условиях его пластического деформирования при обработке гайки получистовым и тонким точением (табл. 2).

Таблица 2. Параметры микрогеометрии винтового сопряжения с серебряным покрытием, используемые в расчетах

Вид обработки	R_a , мкм	ν	r , мкм	R_p , мкм	tm
Получистовое точение	2,5	1,45	50	5	0,55
Тонкое точение	0,63	1,3	120	1,62	0,85

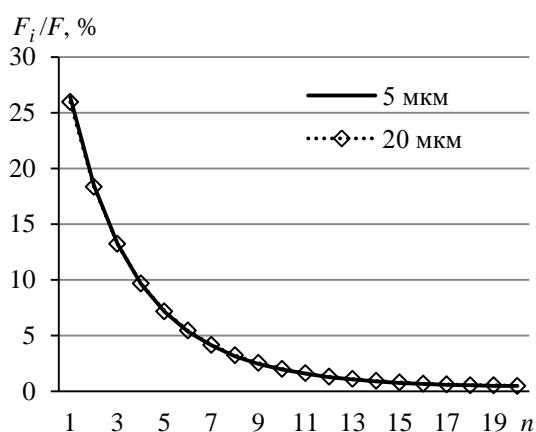


Рис. 4. Влияние толщины ТСП на распределение нагрузок по виткам резьбового сопряжения с покрытием на основе фторопласта ФБФ-74Д

Толщина покрытия несущественно влияет на распределение нагрузки между витками (рис. 4).

Таким образом, расчетным методом показано влияние механических свойств твердосмазочных покрытий на распределение нагрузки по виткам резьбовых сопряжений. Сравнение расчетных и экспериментальных результатов позволит повысить надежность предложенной методики для прогнозирования триботехнических характеристик резьбовых сопряжений с ТСП.

Библиографический список

1. Жуковский, Н.Е. Распределение давлений в нарезках винта и гайки / Н.Е. Жуковский // Бюллетень Политехнического общества. М. 1902. № 1. С. 1-3.
2. Иванов, А.С. Влияние контактной жесткости на распределение нагрузки по виткам резьбы / А.С. Иванов, Б.А. Байков, И.И. Шаталина // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2005. Вып. 1. С. 15-21.
3. Фирма Thomson BSA: [сайт]. Режим доступа: <http://www.thomsonbsa.com/>.

УДК 531.43: 539.375.6

Е.А. Ефимова, В.В. Измайлов
Тверской государственный технический университет**ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ МИКРОГЕОМЕТРИИ
КОНТАКТИРУЮЩИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ
ИЗНАШИВАНИЯ ДИСКРЕТНОГО КОНТАКТА**

На основании модели дискретного контакта Н.Б. Демкина получены формулы для оценки интенсивности изнашивания контактирующих поверхностей. Полученные формулы позволяют проанализировать влияние параметров микрогеометрии контактирующих поверхностей на износостойкость контакта и наметить пути ее повышения.

Ключевые слова: дискретный контакт, интенсивность изнашивания, коэффициент изнашивания, микрогеометрия поверхности.

Theoretical dependencies for the estimation of wear rate of contact surfaces have been obtained on the grounds of N.B. Demkin's discrete contact model. These dependencies enable to estimate the influence of contact surfaces microgeometry on contact wear resistance and to propose the ways to increase it.

Key words: discrete contact, wear rate, wear coefficient, surface microgeometry.

Актуальной задачей при теоретическом описании процесса изнашивания трущихся поверхностей является поиск адекватной математической модели дискретного контакта реальных поверхностей, учитывающей характеристики контакта (высоту и форму неровностей, закон распределения вершин неровностей по высоте и др.) и физико-механические свойства контактирующих материалов. Оптимальное математическое описание позволяет определить степень влияния тех или иных характеристик поверхностей на эксплуатационные свойства контакта, в том числе на его износостойкость.

Теоретическое описание изнашивания фрикционного контакта осложняется тем, что изнашивание по своей природе является случайным процессом, зависящим от многих случайных факторов. Соответственно и теоретическое описание процесса изнашивания должно строиться на основе теории случайных процессов.

Детерминистские методики оценки величины износа и соответствующие теоретические зависимости, основанные на самых различных подходах и исходных предпосылках, предлагались многими авторами.

Одной из наиболее известных теоретических зависимостей для оценки величины износа трущихся поверхностей является уравнение Арчарда (или Хольма – Арчарда) [1]:

$$I_V = K \frac{N}{H}, \quad (1)$$

где I_V – объемная интенсивность изнашивания (объем изношенного материала в расчете на единицу пути трения); N – нормальная нагрузка на контакт; H – твердость материала контактирующих деталей, которая в данном случае рассматривается как фактическое контактное давление. Коэффициент износа K меняется в широких пределах – от 10^{-7} до 10^{-2} для различных пар трения и механизмов изнашивания. Этот параметр в основном определяется экспериментально [1].

Уравнение (1) не позволяет оценить влияние микрорегии контактирующих поверхностей на интенсивность изнашивания, так как не содержит параметров микрорегии или величин, связанных с ними. Кроме того, отождествление фактического давления и твердости оправдано для пластического контакта, но неправомерно для упругого.

Модель изнашивания И.В. Крагельского разработана для усталостного механизма изнашивания [2] и учитывает параметры микрорегии контактирующих поверхностей. Она применима как для пластического контакта, так и для упругого. Основное уравнение изнашивания для данной модели согласно [2] можно записать в виде

$$I_h = \frac{0,35}{n_{ц}(v+1)} \sqrt{\frac{\delta_{max}}{r}} \cdot \frac{p_n}{p_r}, \quad (2)$$

где I_h – линейная интенсивность изнашивания (толщина изношенного слоя в расчете на единицу пути трения); $n_{ц}$ – число циклов контактного нагружения, приводящее к разрушению поверхностного слоя (отделению частицы износа); v – параметр степенной аппроксимации кривой опорной поверхности [3]; δ_{max} – деформация наиболее высокого выступа (деформация контакта); r – средний радиус закругления вершин неровностей поверхности; p_n и p_r – номинальное и фактическое контактные давления соответственно. Отметим, что величину $1/n_{ц}$ можно рассматривать как вероятность разрушения материала при контактном нагружении.

Уравнение (2) можно привести к виду (1), если принять $p_r = H$. Очевидно, что $p_n = N/A_n$, откуда получаем

$$I_h = \frac{0,35}{n_{ц}(v+1)} \sqrt{\frac{\delta_{max}}{r}} \cdot \frac{N}{A_n H}.$$

Так как $I_V = I_h \cdot A_n$, приходим к уравнению, внешне совпадающему с уравнением (1):

$$I_V = K \frac{N}{H},$$

где $K = \frac{0,35}{n_{ц}(v+1)} \sqrt{\frac{\delta_{max}}{r}}$. Учитывая, что типичные значения $v = 2 \dots 3$, отношение $\frac{\delta_{max}}{r}$ имеет порядок 10^{-3} , а $n_{ц} = 10^2 \dots 10^5$ в зависимости от вида контакта [2], получим $K = 10^{-5} \dots 10^{-8}$, что в принципе согласуется со значениями коэффициента K в формуле (1) [1].

После публикации классической работы Дж. Гринвуда и Дж. Вильямсона [4], в которой предложена модель дискретного контакта шерохова-

тых поверхностей, она многократно использовалась и продолжает использоваться различными авторами в качестве теоретической базы для разработки методик расчетов различных характеристик контакта, сохраняя свою актуальность до наших дней. Так, автор работы [5] использует модель Гринвуда и Вильямсона для теоретического описания процесса адгезионного изнашивания. Однако результаты так же, как и в исходной работе [4], представлены в численном виде. Разумеется, это обстоятельство нельзя отнести к недостаткам обсуждаемых работ, однако такая форма представления результатов все же затрудняет анализ влияния исходных факторов на анализируемый процесс.

В настоящей работе для оценки интенсивности изнашивания трущихся поверхностей использована ставшая классической модель дискретного контакта Н.Б. Демкина [3, 6], предложенная ранее модели Гринвуда и Вильямсона и позволяющая в отличие от последней получить конечный результат в аналитическом виде.

Теоретический анализ. На основе модели дискретного контакта шероховатых поверхностей Н.Б. Демкина [3, 6] (рис. 1) и подхода, использованного в работе [5], рассмотрим процесс изнашивания как результат отделения частиц износа при многократном взаимодействии контактирующих неровностей.

Предлагаемая модель может быть применена при адгезионном или усталостном характере изнашивания.

Следуя работе [3], в предлагаемой модели представим неровности поверхности сферическими сегментами с радиусом закругления вершин r .

Тогда объем материала, отделяемого в процессе трения от вершины единичного выступа, можно оценить как

$$\Delta V_i = \frac{2}{3} \pi a_i^3,$$

где a_i – радиус i -го единичного пятна контакта.

Очевидно, что суммарный объем удаляемого материала

$$\Delta V = \int_0^p \Delta V_i dn_r, \quad (3)$$

где n_r – число контактирующих выступов; p – деформация контакта (см. рис. 1).

Деформацию i -го выступа δ_i в соответствии с рис. 1 и решением Г. Герца для упругого контакта сферы с плоскостью можно записать в виде

$$\delta_i = p - y_i = \frac{a_i^2}{r},$$



Рис. 1. Контактрование шероховатой поверхности с гладкой. Модель Н.Б. Демкина

Следовательно, для радиуса площадки i -го единичного контакта получим:

$$a_i = \sqrt{r} \cdot \delta_i^{\frac{1}{2}} = \sqrt{r}(p - y_i)^{\frac{1}{2}}$$

и, соответственно, для объема удаляемого с вершины i -го выступа материала:

$$\Delta V_i = \frac{2}{3} \pi r^{\frac{3}{2}} (p - y_i)^{\frac{3}{2}}. \quad (4)$$

Используя функцию распределения вершин выступов по высоте шероховатого слоя $\varphi(\varepsilon)$ для сферической модели согласно [3] в виде

$$\varphi(\varepsilon) = \frac{n_r(\varepsilon)}{n_m} = \nu \varepsilon^{\nu-1},$$

где n_m – число выступов выше средней плоскости; ν – параметр степенной аппроксимации кривой опорной поверхности; $\varepsilon = y/Rp$ – относительная деформация; получим:

$$dn_r = n_m \nu (\nu - 1) \left(\frac{y}{Rp} \right)^{\nu-2} d \left(\frac{y}{Rp} \right). \quad (5)$$

В соответствии с принятыми в данной модели предпосылками отделение частиц износа происходит на вершинах контактирующих выступов в области, прилегающей к площадке единичного контакта, в результате нагружения выступа приложенной к контакту нормальной нагрузкой. Разумеется, не каждый из контактирующих выступов теряет часть своего объема в виде частицы износа. Поэтому введем вероятность ξ отделения частиц объемом ΔV_i , тогда формула (5) примет вид

$$dn_r = \xi \cdot n_m \nu (\nu - 1) \left(\frac{y}{Rp} \right)^{\nu-2} d \left(\frac{y}{Rp} \right). \quad (6)$$

На основании формул (3), (4), (6) получаем для величины объема удаленного материала (объемного износа):

$$\begin{aligned} \Delta V &= \frac{2}{3} \pi r^{\frac{3}{2}} n_m \xi \nu (\nu - 1) \int_0^p (p - y)^{\frac{3}{2}} \left(\frac{y}{Rp} \right)^{\nu-2} d \left(\frac{y}{Rp} \right) = \\ &= \frac{\frac{2}{3} \pi r^{\frac{3}{2}} n_m \xi \nu (\nu - 1)}{R_p^{\nu-1}} \int_0^p (p - y)^{\frac{3}{2}} y^{\nu-2} dy. \end{aligned}$$

Для выполнения интегрирования произведем замену переменных: $x = y/p$, тогда

$$\Delta V = \frac{\frac{2}{3} \pi r^{\frac{3}{2}} n_m \xi \nu (\nu - 1)}{R_p^{\nu-1}} \cdot p^{\nu+\frac{1}{2}} \int_0^1 (1 - x)^{\frac{3}{2}} x^{\nu-2} dx. \quad (7)$$

Интеграл в уравнении (7) представляет собой бета-функцию:

$$B \left(\frac{5}{2}; \nu - 1 \right) = \frac{\Gamma(\frac{5}{2}) \Gamma(\nu - 1)}{\Gamma(\nu + \frac{3}{2})} \approx 1,33 \frac{\Gamma(\nu - 1)}{\Gamma(\nu + \frac{3}{2})},$$

где $\Gamma(x)$ – гамма-функция, значения которой табулированы, их можно найти в справочниках по специальным функциям.

Обозначим $1,33 \frac{\Gamma(\nu-1)}{\Gamma(\nu+\frac{3}{2})} \cdot \nu(\nu-1) = K_3$, тогда

$$\Delta V = \frac{2}{3} \frac{\pi r^{\frac{3}{2}} n_m}{R_p^{\nu-1}} \cdot p^{\nu+\frac{1}{2}} \cdot \xi \cdot K_3.$$

Введем величину относительной деформации $\varepsilon = \frac{p}{R_p}$, тогда

$$\Delta V = \frac{2}{3} \pi r^{\frac{3}{2}} n_m \xi K_3 R_p^{\frac{3}{2}} \varepsilon^{\nu+\frac{1}{2}}. \quad (8)$$

Выразим число выступов выше средней плоскости n_m :

$$n_m = \frac{A_m}{\Delta A_m} = \frac{t_m A_n}{2\pi r R_p}, \quad (9)$$

где A_m – суммарная площадь сечения выступов на уровне средней плоскости; t_m – относительная опорная площадь на уровне средней плоскости; A_n – номинальная площадь контакта; ΔA_m – средняя площадь сечения отдельных выступов шероховатости средней плоскостью.

После подстановки (9) в (8) получаем:

$$\Delta V = \frac{1}{3} r^{\frac{1}{2}} R_p^{\frac{1}{2}} t_m A_n K_3 \xi \varepsilon^{\nu+\frac{1}{2}}. \quad (10)$$

Чтобы перейти от абсолютного значения изношенного объема ΔV к объемной интенсивности изнашивания I_V , будем считать, что отделение объема ΔV происходит на пути трения S , равном среднему расстоянию между контактирующими неровностями. Тогда для объемной интенсивности изнашивания можно записать:

$$I_V = \frac{\Delta V}{S}. \quad (11)$$

Среднее расстояние между контактирующими выступами согласно [6] определим по формуле

$$S \cong \sqrt{\frac{A_n}{n_r}} = \frac{\sqrt{A_n}}{n_m^{\frac{1}{2}} v^{\frac{1}{2}} \varepsilon^{\frac{1}{2}}}. \quad (12)$$

После подстановки уравнений (9), (10) и (12) в уравнение (11) получаем окончательно для объемной интенсивности изнашивания I_V :

$$I_V = \frac{1}{3\sqrt{2\pi}} K_3 \xi A_n t_m^{\frac{3}{2}} v^{\frac{1}{2}} \varepsilon^{\frac{3\nu}{2}}. \quad (13)$$

Будем считать, что неровности упруго деформируются и в зоне контакта наблюдается адгезионное взаимодействие контактирующих выступов за счет молекулярных сил, то есть природа изнашивания адгезионная. Следуя работе [5], обозначим соотношение между объемом изношенного материала и фактической площадью контакта как коэффициент адгезионного изнашивания (по терминологии автора работы [5]):

$$K_{adh} = \frac{\Delta V}{A_r R_p}. \quad (14)$$

Безразмерный коэффициент K_{adh} фактически характеризует отношение изношенного объема к объему материала в шероховатом слое.

Фактическая площадь контакта в соответствии с работами [3, 6] может быть выражена через относительную деформацию с помощью степенной аппроксимации кривой опорной поверхности:

$$A_r = \alpha A_n t_m \varepsilon^\nu, \quad (15)$$

где α – коэффициент, учитывающий отличие площади контакта единичного выступа от площади его сечения вследствие упругой деформации (для идеально упругого контакта $\alpha = 0,5$).

Тогда уравнение (14) после подстановки в него уравнений (10) и (15) примет вид

$$K_{adh} = \frac{1}{3\alpha} K_3 \xi \varepsilon^{\frac{1}{2}} \sqrt{\frac{r}{R_p}}. \quad (16)$$

Обсуждение результатов. На основании соотношений (10), (13) и (16) проанализируем полученные результаты. Для анализа используем параметры условных шероховатых поверхностей (таблица). Следуя терминологии автора работы [5], будем называть эти поверхности «шероховатая» и «гладкая» в зависимости от значения среднего арифметического отклонения профиля Ra . Параметры, приведенные в таблице, соответствуют так называемой субшероховатости (наношероховатости). Такой выбор сделан с целью сопоставимости обсуждаемых результатов с результатами работы [5].

Параметры контакта

Параметр контакта	Шероховатая поверхность	Гладкая поверхность
Ra , нм	16	7
ν	2	2
α	0,5	0,5
r , мкм	0,1	0,5
t_m	0,5	0,5
A_n , м ²	$25 \cdot 10^{-6}$	$25 \cdot 10^{-6}$
ξ	10^{-3}	10^{-3}

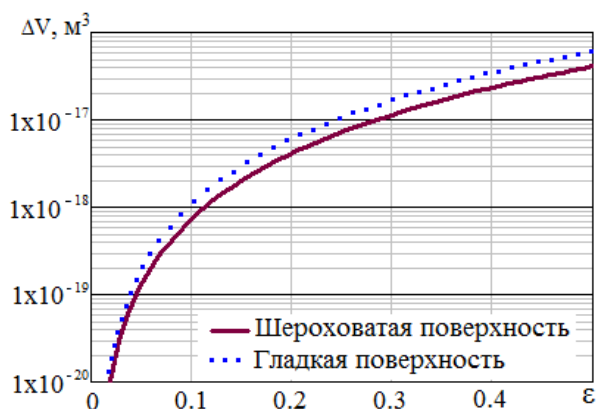


Рис. 2. Зависимость объема изношенного материала от относительной деформации

Зависимость величины объема изношенного материала от относительной деформации контакта показана на рис. 2. Обращает на себя внимание тот факт, что хотя величины объемов изношенного материала для обеих поверхностей близки, гладкая поверхность изнашивается немного больше, чем шероховатая. Это можно объяснить различной формой выступов контактирующих поверхностей, конкретно бóльшим значением радиуса закругления вершин выступов у гладкой поверхности.

Величины объемной интенсивности изнашивания, как и следовало ожидать, совпадают для обеих поверхностей (рис. 3) при всех значениях относительной деформации. В отличие от интенсивности изнашивания величина коэффициента адгезионного изнаши-

вания существенно различается для рассматриваемых поверхностей, причем для гладкой поверхности эта величина больше, чем для шероховатой, что согласуется с уравнением (16). Все рассмотренные зависимости нелинейные, при этом следует обратить внимание на характер зависимости интенсивности изнашивания от относительной деформации: с ростом деформации скорость возрастания интенсивности изнашивания увеличивается.

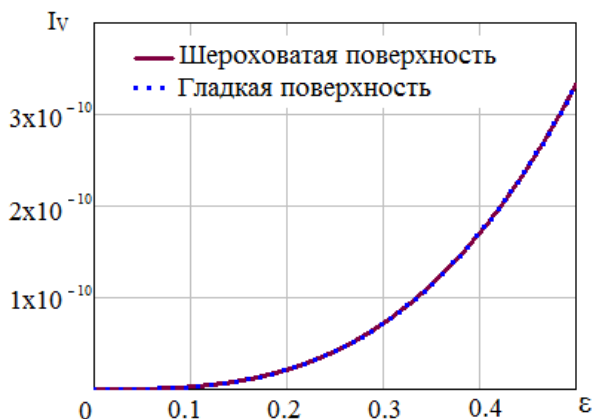


Рис. 3. Зависимость объемной интенсивности изнашивания от относительной деформации

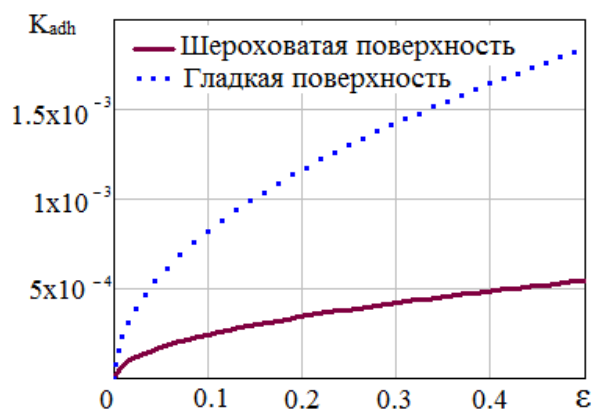


Рис. 4. Зависимость коэффициента адгезионного изнашивания от относительной деформации

Заключение. Полученные результаты качественно согласуются с результатами работы [5], но уточняют их, так как в предлагаемую модель введена вероятность отделения частиц, что приближает условия моделирования к реальным.

Полученные аналитические зависимости можно с некоторыми оговорками применять для прогнозирования результатов адгезионного, абразивного и усталостного изнашивания, а также анализа влияния микрогеометрических характеристик контактирующих поверхностей и механических свойств материалов контактирующих деталей на процесс изнашивания.

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. Доценко, А.И. Основы триботехники: учебник / А.И. Доценко, И.А. Буяновский. М.: ИНФРА-М, 2014. 336 с.
3. Демкин, Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 227 с.
4. Greenwood, J.A. Contact of nominally flat surfaces / J.A. Greenwood, J.B.P. Williamson // Proc. Roy. Soc. 1966. V. A295. P. 300-319.
5. Bera, B. Adhesive wear theory of micromechanical surface contact / B. Bera // International journal of computational engineering research (ijceronline.com). 2013. V. 3. № 3. P. 73-78.
6. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.

УДК 621.891:621.793.12

А.Ф. Гусев, Д.А. Гусев
Тверской государственной технической университет

ИЗМЕРЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРОВОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА МИКРОТРИБОМЕТРЕ

Описаны схема микротрибометра для измерения коэффициента трения тонких поверхностных слоев при особо малых нагрузках и методика измерения коэффициента трения электропроводных материалов, повышающие достоверность результата эксперимента.

Ключевые слова: микротрибометр, коэффициент трения, измерение.

The paper presents a scheme of the microtribometer for measuring of friction coefficient of thin surface layers under extra low loads and a method for measuring of a friction coefficient of electro-conductive materials that improves reliability of experimental results.

Key words: microtribometer, friction coefficient, measurement.

Изучение фрикционных характеристик тонких слоев и покрытий представляет известную трудность, так как измерения необходимо проводить при особо малых нормальных нагрузках на контакт образцов, что, в свою очередь, предполагает регистрацию очень малых значений силы трения с необходимой точностью. Разработанный для этих целей на кафедре физики ТвГТУ микротрибометр [1] неоднократно применялся для определения коэффициентов трения различных поверхностей, в том числе: оксидных пленок, нитридных ионно-плазменных покрытий, низкомолекулярных полимерных покрытий на металлах и тонких слоев, полученных методом лазерного поверхностного упрочнения [2, 3]. Это обусловлено простотой схемы устройства и надежностью метода, так как в основу способа положен гравитационный принцип создания как нормальной, так и тангенциальной нагрузки на контакт, что предполагает минимум косвенных измерений и хорошую воспроизводимость результатов. На основе микротрибометра была создана лабораторная работа для студентов по дисциплине «Триботехника» [4].

Предпринятые в последние годы исследования [5] параметров адгезионной составляющей удельной силы трения покоя и связи этих параметров с физико-механическими свойствами поверхностных слоев на уровне единичного контакта неровностей контактирующих поверхностей, для экспериментального определения которых использовался микротрибометр, ставят задачу дальнейшего совершенствования и модернизации способа и устройства с целью повышения точности измерений.

Принципиальная схема измерений на микротрибометре показана на рис. 1.

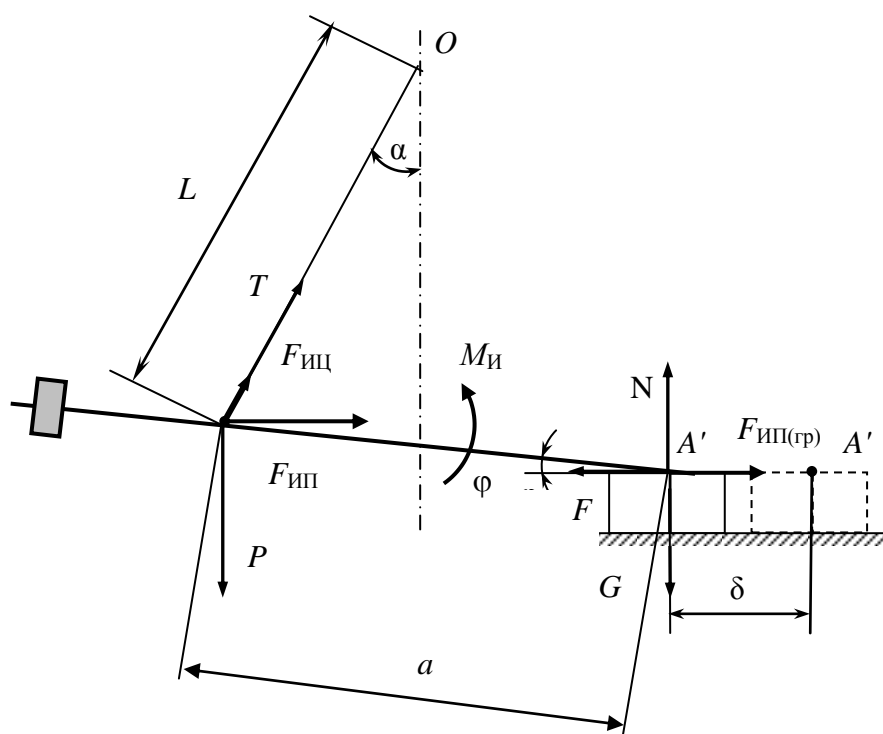


Рис. 1. Принципиальная схема измерения на микротрибометре

Образец устанавливают с возможностью поступательного перемещения в горизонтальной плоскости, измерительный щуп (контрообразец) устанавливают с возможностью углового перемещения в вертикальной плоскости на длинных гибких связях. Затем измерительный щуп нагружают разновесами и с помощью микрометрического винта перемещают образец в паре со щупом до момента их взаимного сдвига (проскальзывания), который фиксируется визуально. Подробно микротрибометр и методики измерения коэффициента трения, а также параметров удельной силы трения описаны в работах [1, 2].

Расчетный коэффициент трения покоя определяется формулой

$$f = \frac{P}{G \operatorname{ctg} \alpha + (P + G) \operatorname{tg} \varphi}, \quad (1)$$

где P – вес крестообразной балки с верхним образцом; G – нагрузка на верхний образец, создаваемая разновесами; L – длина гибких связей.

Так как показанные на рисунке углы φ и α практически определить невозможно вследствие их малости, то и использование формулы (1) затруднительно. Угол φ связан с углом α соотношением

$$\sin \varphi = \frac{L}{a}(1 - \cos \alpha), \quad (2)$$

то есть угол φ много меньше угла α и значением тангенса φ можно пренебречь. Вследствие малости угла α принимаем $\operatorname{ctg} \alpha \approx L/\delta$, где δ – величина линейного перемещения образцов до начала проскальзывания. Тогда фор-

мула (1) преобразуется в приближенную, но вполне приемлемую для практических измерений формулу

$$f = \frac{P}{G} \cdot \frac{\delta}{L}. \quad (3)$$

Вместе с тем и зависимость (1) также не является достаточно строгой, так как получена на основе решения *статической* задачи равновесия балки под действием сил тяжести P и G , реакции связей N и T и силы трения покоя F (см. рис. 1). Условие статического равновесия предполагает нахождение всех частей прибора либо в неподвижном состоянии, либо в состоянии равномерного поступательного перемещения. В действительности в начале перемещения образец и балка с контрообразцом (щупом) должны совершать ускоренное движение и ускоренное вращение. В этом случае для того, чтобы уравнения *динамики* движения записать в форме уравнений равновесия, можно воспользоваться методами кинестатики, добавив в уравнения статического равновесия, кроме задаваемых сил и реакций связей, также силы инерции (см. рис. 1): $F_{\text{ип}}$ – поступательную силу инерции, обусловленную поступательным ускоренным движением балки с противовесом и приложенную к центру масс балки; $F_{\text{ип(гр)}}$ – поступательную силу инерции, обусловленную поступательным ускоренным движением груза (гирьки) и приложенную к центру масс груза; $F_{\text{иц}}$ – центробежную силу инерции, обусловленную вращением балки относительно точки подвеса нитей; $M_{\text{и}}$ – момент сил инерции, обусловленный ускоренным вращением балки относительно своего центра масс.

Составим уравнения равновесия с учетом сил инерции.

Первое условие равновесия – уравнение сил:

$$\sum_{i=1}^n \vec{F}_i = 0; \quad \vec{P} + \vec{T} + \vec{F} + \vec{N} + \vec{G} + \vec{F}_{\text{ип}} + \vec{F}_{\text{ип(гр)}} + \vec{F}_{\text{иц}} = 0, \quad (4)$$

или в проекциях на оси координат

$$ox: \quad T \sin \alpha + F_{\text{иц}} \sin \alpha - F + F_{\text{ип}} + F_{\text{ип(гр)}} = 0, \quad (5)$$

$$oy: \quad T \cos \alpha + N + F_{\text{иц}} \cos \alpha - P - G = 0, \quad (6)$$

где сила трения $F = fN$.

Второе условие равновесия – уравнение моментов относительно оси, проходящей через точку крепления гибких связей к балке и направленной перпендикулярно плоскости чертежа:

$$\sum_{j=1}^m M_{jO} = 0;$$

$$Na \cos \varphi - Ga \cos \varphi - P \frac{a}{2} \cos \varphi + Fa \sin \varphi + F_{\text{ип}} \frac{a}{2} \sin \varphi + F_{\text{ип(гр)}} a \sin \varphi + M_{\text{и}} = 0. \quad (7)$$

Решая совместно уравнения (2), (4) – (7), получаем для коэффициента трения выражение, учитывающее динамику движения, но достаточно громоздкое и сложное по сравнению с формулами (1) и (3).

Оценим вклад сил инерции в величину коэффициента трения. Для расчетной оценки возьмем размеры микротрибометра, реально применяемого для измерений коэффициентов трения (см. рис. 1), и типичные параметры измерения: $L = 220$ мм; $a = 40$ мм; $P = 2\ 300$ мг; $G = 20 \dots 100$ мг; $\delta = 1,5 \dots 5$ мм; время сдвига $t = 1 \dots 3$ с; коэффициент трения $f = 0,3 \dots 0,5$. Предположим, что образец перемещается равноускоренно на первой половине пути сдвига δ и далее перемещается равномерно. В этом случае согласно расчету линейное ускорение составит порядка $1,2 \dots 1,5$ мм/с²; угловая скорость поворота балки примерно $(5 \dots 6) \cdot 10^{-4}$ с⁻¹; угловое ускорение приблизительно $(1 \dots 1,5) \cdot 10^{-3}$ с⁻². Тогда расчетная величина силы инерции $F_{\text{ин}} \approx 3,5 \dots 4$ мкН, что составит порядка $1 \dots 3$ % от максимального значения силы трения покоя. Остальные значения: величины силы инерции $F_{\text{ин(гр)}} \approx 0,05 \dots 0,1$ мкН; центробежной силы инерции $F_{\text{иц}} \approx 10^{-4}$ мкН и крутящего момента, обусловленного ускоренным вращением, $M \approx 10^{-3}$ мкН·м, на несколько порядков меньше и на результат измерения не влияют.

Таким образом, силы инерции составляют несколько процентов от силы максимального статического трения и как в начале сдвига, так и на большей части пути сдвига δ , на ход эксперимента никак не влияют. В конце сдвига, в момент времени, близкий к началу перехода от взаимного покоя к скольжению щупа по образцу, когда разность суммарной сдвигающей силы и силы статического трения стремится к нулю, силы инерции могут внести заметную погрешность в результат измерения коэффициента трения. В связи с этим встает задача выполнения в ходе эксперимента двух условий:

- 1) обеспечения равномерного перемещения образца в конце сдвига;
- 2) надежного фиксирования момента времени начала проскальзывания контробразца по образцу.

Эта задача была реализована путем дальнейшего совершенствования и модернизации способа и устройства с целью обеспечения достоверного результата при определении величины коэффициента трения покоя поверхностного слоя применительно для электропроводящего материала. Поставленная задача и указанный технический результат достигаются тем, что перемещение образца осуществляет механический движитель равномерного поступательного движения, а сдвиг фиксируют по скачку электрического напряжения в контакте измерительного щупа с поверхностью образца.

Способ поясняется схемой его реализации, показанной на рис. 2.

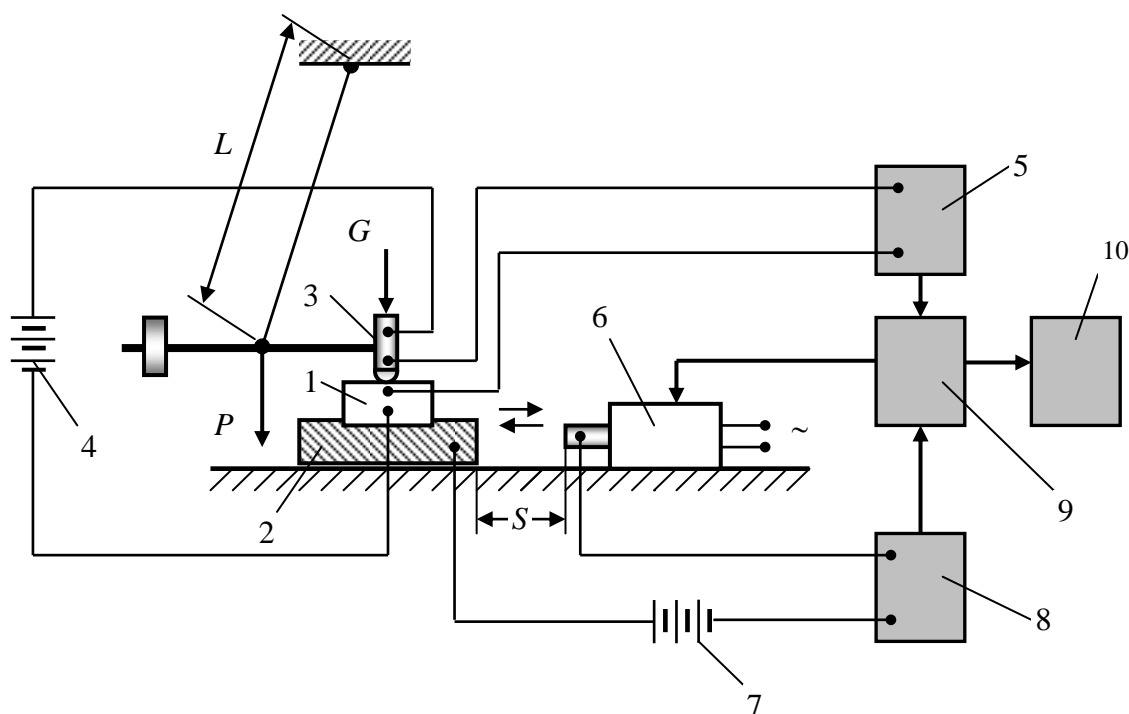


Рис. 2. Схема реализации способа измерения коэффициента трения электропроводного материала

Схема содержит электропроводящий образец 1, установленный в держателе образца 2, имеющем возможность перемещения в горизонтальной плоскости; измерительный щуп 3, подвешенный на гибкой связи с возможностью углового перемещения в вертикальной плоскости и контактирующий в одной точке с поверхностью образца 1; источник постоянного тока 4, соединенный в последовательную электрическую цепь с образцом 1 и измерительным щупом 3; цифровой милливольтметр 5, подключенный к области контакта образца 1 с измерительным щупом 3; движитель 6 линейного перемещения с постоянной скоростью; источник постоянного тока 7, соединенный последовательно с цифровым амперметром 8 и подключенный к электрическим контактам на торцевых поверхностях движителя 6 и держателя 2 образца 1; электронный блок 9 управления; электронный миллисекундомер 10 для отсчета интервалов времени.

Способ осуществляют следующим образом. Подключают провода от источника тока 4 и цифрового милливольтметра 5 к электрическим контактам, припаянным вблизи поверхности исследуемого образца 1 из электропроводящего материала. Образец 1 закрепляют на держателе образца 2. Перемещая держатель 2 по горизонтальной направляющей, выставляют его с помощью концевой меры длины на заданном расстоянии S от движителя 6. Приводят измерительный щуп 3 в контакт с образцом 1. Нагружают щуп 3 и подают на контакт электрическое напряжение, регистрируемое милливольтметром 5. Подают от электронного блока 9 управления электрический сигнал, одновременно включающий движитель 6 поступательного перемещения с постоянной скоростью и запускающий миллисекун-

домер 10. После прохождения движителем заданного расстояния S происходит касание контактов движителя 6 и держателя образца 2, замыкается электрическая цепь, по которой начинает течь электрический ток, регистрируемый цифровым амперметром 8. В этот момент времени амперметр 8 через блок 9 управления генерирует сигнал для миллисекундомера 10, который фиксирует интервал времени t_1 и начинает отсчет интервала t_2 – времени движения образца 1 в паре со щупом 3 до их взаимного сдвига. При сдвиге щупа 3 относительно образца 1 происходит регистрируемый милливольтметром 5 скачок контактного напряжения. В этот момент времени милливольтметр 5 через блок 9 управления генерирует сигнал для миллисекундомера 10, который фиксирует интервал времени t_2 и останавливает движитель 6.

Коэффициент трения покоя рассчитывают по формуле

$$f = \frac{P}{G} \cdot \frac{S}{L} \cdot \frac{t_2}{t_1}, \quad (8)$$

где S – первоначальное расстояние между держателем образца и движителем, задаваемое по концевой мере длины; t_1 – время прохождения движителем расстояния S ; t_2 – время движения образца в паре со щупом до фиксации момента скачка электрического контактного напряжения; P – вес измерительного щупа; G – дополнительная нагрузка на измерительный щуп; L – длина гибких связей.

Замена субъективной визуальной фиксации начала механического движения измерительного щупа относительно образца приборной фиксацией момента времени, соответствующего скачку электрической величины – контактного напряжения – повышает точность определения коэффициента трения покоя. На описанный способ получен патент на изобретение [6]. Изобретение может найти применение при исследовании фрикционных характеристик электропроводящих материалов, используемых, например, для скользящих электрических контактов, в научно-исследовательских и учебных целях.

Библиографический список

1. Патент № 2150688 РФ. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова, А.А. Иванова; опубл. 10.06.2000. Бюл. № 16.
2. 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.
3. Барабонова, И.А. Триботехнические свойства быстрорежущей стали после лазерной поверхностной обработки / И.А. Барабонова, Н.С. Зубков, М.В. Новоселова, Л.Е. Афанасьева // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2013. С. 74-79.
4. Болотов, А.Н. Трибология: методические указания к лабораторным работам // А.Н. Болотов [и др.]. Тверь: ТГТУ, 1997. 61 с.

5. Измайлов, В.В. Адгезионное взаимодействие металлов в условиях трения покоя на микромасштабном уровне / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, Д.А. Гусев // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012. № 9. С. 40-46.

6. Патент № 2525585 РФ. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностного слоя электропроводящего материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, Д.А. Гусев, И.Н. Нестерова, М.В. Новоселова; опубл. 20.08.2014. Бюл. № 23.

УДК 620.179.112:621.791

А.Ю. Лаврентьев
Тверской государственный технический университет
Д.А. Иванов
ОАО «Центросвармаш», Тверь

РАЗРАБОТКА ПРОЦЕССА ВОССТАНОВЛЕНИЯ ШЛАМОВОГО НАСОСА, ОБЕСПЕЧИВАЮЩЕГО ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ

Описаны условия эксплуатации насосов для перекачивания водных суспензий, содержащих абразивные материалы. Обоснована возможность применения технологии наплавки для изготовления износостойких элементов с повышенной работоспособностью. Представлено описание технологического процесса восстановления деталей заборного узла корпуса шламового насоса.

Ключевые слова: шламовый насос, износостойкие материалы, наплавка.

The article describes the operating conditions of pumps for pumping of aqueous suspensions containing abrasives. The possibility of the use of surfacing technology for the production of wear-resistant elements with high availability is argued. Operating procedure of the restoration of details of the intake housing assembly of slime pump is described.

Key words: slime pump, wear-resistant materials, surfacing.

Во многих отраслях промышленности используются насосные установки для перекачивания жидкостей, содержащих существенное количество абразивных частиц, например таких, как суспензии песка и ила при очистке русел рек и озер.

При работе детали насоса для подачи суспензии подвергаются интенсивному гидроабразивному и кавитационному воздействию [1, 2]. В результате происходит износ входных и выходных патрубков, клапанов (в поршневых насосах), рабочих колес и корпусов в центробежных насосах. Восстановление изношенных элементов – весьма трудоемкий и длительный процесс, требующий специальных технологий и приводящий к простоям оборудования [3].

Износ рабочего колеса центробежного насоса приводит к снижению подачи насоса пропорционально уменьшению диаметра колеса. Одновременно уменьшается напор насоса, но более интенсивно, пропорционально квадрату изменения диаметра [4]. В результате существенно снижается

производительность работы. Существенное снижение КПД приводит к повышению энергозатрат при использовании насосных установок.

Мешалка в шламовом насосе переводит во взвешенное состояние осевшие частицы и подвергается интенсивному воздействию не только песка, но и камней. На рис. 1а и рис. 1б показана изношенная мешалка.

Заборный узел корпуса также сильно изношен (рис. 1в). Увеличение диаметра заборного отверстия диска составляет 5...8 мм (рис. 1г). Отражающие пластины также сильно изношены (рис. 1д).



Рис. 1. Изношенные детали шламового насоса:
 а – мешалка (общий вид); б – лопатка мешалки (увеличено);
 в – заборный узел (общий вид); г – диск; д – отражающие пластины

Гидроабразивное изнашивание происходит в условиях ударного действия абразивных частиц в жидкой среде и самой жидкости. Только при угле атаки, близком или равном нулю, практически не происходит ударного действия абразивной частицы о поверхность детали. Разрушение металлов и сплавов при этом имеет сложный характер и может быть вязким, хрупким, полидеформационным, либо приобретает усталостный характер и осложнено коррозией. На скорость и интенсивность гидроабразивного изнашивания

оказывают влияние многочисленные факторы, основными из которых являются физико-механические свойства абразивных частиц, жидкости, материала детали, плотность, скорость, продолжительность воздействия гидро-смеси; размер, форма и угол атаки абразивных частиц. При прочих равных условиях решающая роль принадлежит свойствам материала детали. Считается, что интенсивность гидроабразивного изнашивания определяется отношением твердости абразива к твердости материала детали [5].

На основании вышеуказанных фактов была поставлена цель – разработать процесс восстановления деталей шламового насоса, обеспечивающий повышение их износостойкости.

В литературе имеются рекомендации по выбору материалов для изготовления насосов. Во всех подобных насосах применен внутренний бронирующий сменный корпус, предназначенный для защиты основного корпуса от быстрого износа. Внутренний корпус, рабочее колесо, защитные втулки выполнены из литой марганцовистой стали [6] или износостойкого чугуна ИЧХ28Н2.

Сложность состава, большая стоимость высоколегированных сталей и цветных сплавов делают нерациональным их применение в массивных деталях большого веса, работающих в условиях кавитационно-абразивного воздействия. Для этой цели используются чугун, литая бронза и толстолистовая сталь.

Все эти материалы имеют низкую кавитационно-абразивную стойкость. При изготовлении деталей гидромашин из этих материалов широко используется метод покрытия их рабочей поверхности более стойкими к кавитационно-абразивному износу материалами.

В гидротурбостроении этот метод успешно применяется и для восстановительного ремонта уже частично разрушенных вследствие кавитации и абразивного воздействия деталей проточной части. В центробежных и осевых насосах небольших размеров в этом случае более экономичной может оказаться простая замена изношенной детали новой, но в крупных насосах, особенно гидротурбинах, применение метода покрытий для защиты различных деталей от кавитационно-абразивного износа является весьма эффективным средством [7].

Для этой цели используются нержавеющие стали и алюминиевые бронзы, а также специальные сплавы, наносимые на поверхность основного металла путем электродуговой наплавки [7]. Экспериментальными исследованиями, проведенными разными авторами в лабораторных и рабочих условиях, установлено, что наиболее устойчивыми к кавитационному воздействию являются электроды КБХ, Т-620, ЭН-60М, ЦЛ-9, ЦЛ-11. Хорошей кавитационной стойкостью обладает также двухслойная наплавка электродами ЭФ-13. Высокой сопротивляемостью к абразивному разрушению обладают электроды ЭТН-2, Т-620, ЭН-60М, КБХ и ЭФ-13. В условиях сов-

местного воздействия кавитации и наносов наиболее износостойкими оказались электроды КБХ, Т-620 и хромоникелевые на аустенитной основе [7].

Химический анализ лопаток мешалки проводили на оптико-эмиссионном спектрометре *FOUNDRY-MASTER* с компьютерной обработкой результатов. Установили, что производитель насосной установки изготовил детали заборной части корпуса насоса из стали, близкой по составу к низкоуглеродистой стали 10. Такое техническое решение может быть целесообразным при рассмотрении деталей как расходных, однако поставщики насоса не обеспечивают заказчиков расходными частями и материалами. В результате оказывается целесообразным разработать способ восстановления изношенных деталей насосной установки.

Производственный процесс изготовления износостойких деталей состоит из нескольких последовательных технологических операций:

1. *Заготовительная операция.* Заготовки для изношенных деталей были изготовлены из стали 09Г2С с применением лазерной резки. Выбранный металл обладает высокими технологическими свойствами (обеспечивает качественный рез при лазерном раскрое и хорошую свариваемость при наплавке).

2. *Сборочно-сварочная операция.* С помощью электродуговой полуавтоматической сварки соединили между собой три заготовки отражающих пластин и две заготовки мешалки.

3. *Наплавочная операция.* Износостойкую наплавку выполняли покрытыми электродами марки Т-620 тип Э190Х5С7. Твердость наплавленного металла 58...83 *HRC*. Химический состав наплавленного металла второго слоя соответствовал типу электрода. Твердость металла второго слоя составила более 63 *HRC*.

4. *Термическая обработка.* Выполнили среднетемпературный отпуск для снижения внутренних напряжений и стабилизации размеров и формы деталей.

Схема наплавки поверхностей, наиболее подверженных износу в процессе эксплуатации, показана на рис. 2. Внешний вид наплавленных деталей показан на рис. 3 и рис. 4. После термической обработки детали механически не обрабатывали в связи с отсутствием специальных требований по шероховатости поверхностей, однако при этом выполняли зачистку.

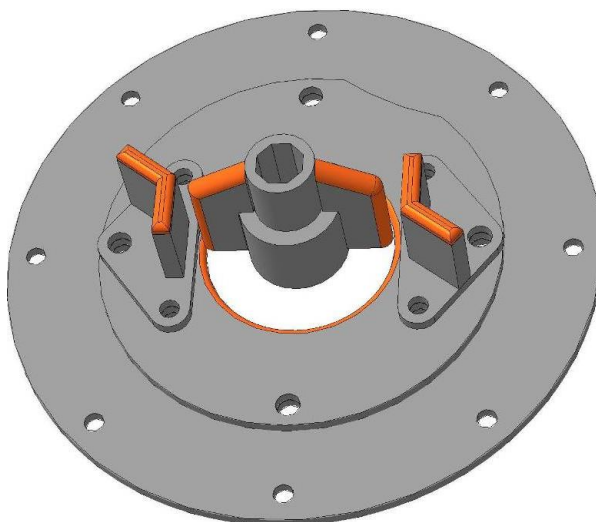


Рис. 2. Схема расположения наплавленных поверхностей



а
б
Рис. 3. Восстановленная мешалка:
а – наплавленные лопасти; б – мешалка в сборе



а
б
Рис. 4. Восстановленные детали заборного узла корпуса шламового насоса:
а – отражающие пластины; б – диск

После сборки шламовый насос использовался для очистки береговой зоны русла реки. Насос перекачивал суспензию песка и воды с примесью мелкого гравия и обломков древесины. Эксплуатация установки в течение трех месяцев подтвердила эффективность восстановления деталей шламового насоса. Существенного износа деталей заборного узла не наблюдается, что подтверждает многократное увеличение ресурса насосной установки.

Библиографический список

1. Чичинадзе, А.В. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) / А.В. Чичинадзе [и др.]. М.: Машиностроение, 2003. 576 с.
2. Гуляев, Б.Б. Очистка отливок / Б.Б. Гуляев [и др.]. Л.: Машиностроение, 1969. 264 с.
3. Лаврентьев, А.Ю. Перспективы исследований по повышению износостойкости деталей насосов для подачи гидроабразивной суспензии / А.Ю. Лаврентьев,

Е.И. Авдейчик // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2007. Вып. 3. С. 61-63.

4. Якубчик, П.П. Насосы и насосные станции / П.П. Якубчик. СПб.: ПГУПС, 1997. 108 с.

5. Колокольцев, В.М. Абразивная износостойкость литых металлов и сплавов / В.М. Колокольцев, Н.М. Мулявко, К.Н. Вдовин, Е.В. Сеницкий. Магнитогорск: МГТУ, 2004. 228 с.

6. Ломакин, А.А. Центробежные и осевые насосы / А.А. Ломакин. Л.: Машиностроение, 1966. 364 с.

7. Карелин, В.Я. Износ лопастных гидравлических машин от кавитации и наносов / В.Я. Карелин. М.: Машиностроение, 1970. 184 с.

УДК 621.891

О.В. Сутягин, Г.Б. Бурдо, А.А. Рачишкин
Тверской государственный технический университет

ФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ С ТВЕРДОСМАЗОЧНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ С ПОЗИЦИЙ МОЛЕКУЛЯРНО-МЕХАНИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ ТРЕНИЯ

Проведен обзор исследований фрикционных свойств трибосопряжений, имеющих твердосмазочные покрытия. Показано, что механический аспект фрикционного взаимодействия играет ведущую роль.

Ключевые слова: фрикционные свойства, твердосмазочные покрытия, механика фрикционного взаимодействия.

The researches of the friction behavior of the triboconnections with solid lubricant coatings are reviewed. The leading role of the mechanical aspect of friction interaction is showed.

Key words: friction properties, solid lubricant coatings, mechanic of friction interaction.

Для обеспечения работоспособности трибосопряжений в условиях, когда традиционные смазочные материалы неэффективны, применяются покрытия на основе мягких металлов, полимеров, твердых смазочных материалов, а также различные композиционные составы на их основе, получившие обобщающее название твердосмазочные покрытия (ТСП) [1]. В зависимости от конструкции трибосопряжения и его назначения покрытия могут наноситься на рабочие поверхности как перед началом эксплуатации, так и в процессе трения. При этом ТСП оказывают существенное влияние на функциональные свойства фрикционного контакта.

Классическим примером, приводимым в учебниках по трибологии, является исследование влияния толщины мягкого покрытия из индия на коэффициент трения сферического индентора [2]. Несмотря на обнаруженный минимум коэффициента трения, объясняемый возрастанием физико-механических свойств покрытия в диапазоне нанотолщин, можно утверждать, что для ТСП с постоянными физико-механическими свой-

ствами зависимость коэффициента трения от его толщины описывается локально возрастающей ограниченной функцией. Это было подтверждено и качественно объяснено в работах [3, 4] для покрытий из свинца и в работе [5] для ТСП из MoS_2 . Представленные экспериментальные данные показали монотонное снижение коэффициента трения во фрикционном контакте с ТСП с ростом нагрузки. Теоретическое обоснование описываемых эффектов и их дополнительное экспериментальное исследование было предложено в работе [6]. Автор, используя решение контактной задачи теории упругости для жесткого цилиндра, внедряющегося в упругое покрытие, сцепленное с жестким основанием [7], и адгезионную теорию трения [8], проанализировал экспериментальные закономерности фрикционного поведения ТСП в сферическом контакте. Было показано, что коэффициент трения f для покрытий на основе MoS_2 со связующим из фенольной смолы и на основе PbO со связующим на основе SiO_2 может быть описан как

$$f \sim \frac{\sqrt{\delta}}{P}, \quad (1)$$

где δ – толщина покрытия; P – нагрузка на сферический индентор.

Статья вызвала дискуссию, в которой отмечались ограничения применения соотношения (1). Приводились экспериментальные данные по влиянию материала основания на коэффициент трения сферического индентора по покрытиям из свинца [9]. Были проведены исследования фрикционного поведения свинцовых пленок в сферическом контакте [10], с помощью которых попытались объяснить влияние основания на фактическую площадь контакта. Несмотря на ряд широких допущений и упрощений, данные работы послужили первым аргументом в пользу рассмотрения фрикционных свойств контакта с ТСП с позиций механики.

Рассматривая фрикционное взаимодействие жесткого цилиндра с ТСП, скрепленным с жестким основанием, при пластическом деформировании покрытия, в работе [11] с использованием приближенного энергетического метода были получены соотношения для расчета коэффициента трения:

$$f = \frac{2\mu_* + \frac{2h}{\rho}\sqrt{2(1-2\mu_*)} + \frac{3h}{\rho}\sqrt{\rho^2+h^2}}{3+2\sqrt{2(1-2\mu_*)}} \frac{1}{\rho}, \quad (2)$$

$$f = \frac{2\mu_* + \frac{h}{\delta}(1-2\mu_*) + \frac{\delta}{R} + \frac{3}{\sqrt{2}}\sqrt{\frac{h}{R}}}{3 + \sqrt{\frac{2Rh}{\delta^2}(1-2\mu_*)} + \sqrt{\frac{2\delta^2}{hR}}} \sqrt{1 + \frac{h}{2R}}, \quad (3)$$

где μ_* – коэффициент трения на поверхностях контакта взаимодействующих поверхностей; h – внедрение цилиндра; ρ – радиус пятна контакта; R – радиус цилиндра.

Соотношение (2) получено для случая относительно толстого покрытия, когда влиянием основания на средние контактные давления можно пренебречь, а соотношение (3) – для случая относительно тонкого покры-

тия, когда влиянием основания пренебрегать нельзя. Соотношения (2) и (3) получены для плоской задачи, однако результаты расчетов по ним находятся в удовлетворительном соответствии с экспериментальными данными для трения сферического индентора с покрытиями из олова различной толщины, нанесенными на плоское основание из стали 45.

В работе [12] было исследовано влияние стеснения пластических деформаций мягкой металлической пленки между двумя сферическими инденторами, моделирующими соседние микронеровности шероховатой поверхности, на характеристики их фрикционного взаимодействия. Показано, что эффект стеснения приводит к незначительному снижению коэффициента трения для случая двух сферических инденторов по сравнению с фрикционным взаимодействием единичного индентора.

Развитием подхода, сформулированного в работе [6], явились теоретические и экспериментальные исследования [13] влияния толщины покрытия на основе MoS_2 со связующим из фенольной смолы и действующей нормальной нагрузки на коэффициент трения в сферическом контакте при упругих деформациях ТСП. В отличие от работы [6], для анализа использовалось решение контактной задачи о внедрении жесткой сферы в упругое покрытие, сцепленное с жестким основанием. Несмотря на то, что полученные результаты применимы только для относительно тонких покрытий и не учитывают упругие свойства основания, они еще раз убедительно показали правомерность применения решений контактных задач теории упругости к исследованию фрикционных характеристик композиционных покрытий с полимерными связующими.

Используя решение контактной задачи теории упругости о вдавливании жесткого сферического индентора в упругое покрытие, сцепленное с упругим основанием, и распространяя его на множественный контакт по методике, изложенной в работе [14], с учетом основных положений молекулярно-механической теории трения [15] в работах [16, 17] были получены выражения для расчета коэффициента трения при фрикционном взаимодействии шероховатых поверхностей с ТСП в виде:

$$f = 0,6 \frac{\tau_0(1-\mu_1^2)}{E_1} \frac{\delta A}{r} \frac{(1+\nu)}{\mu_1^{0,41}} \frac{r}{a} + \beta + 0,3 \frac{\alpha_{\text{эф}}}{A^{0,5}} \sqrt{\frac{a}{r}} \frac{\Gamma(\nu+2)}{\Gamma(2,5+\nu)}, \quad (4)$$

$$f = 0,9 \frac{\tau_0(1-\mu_1^2)}{E_1} \frac{A^{0,66} r^{0,05}}{\mu_1^{0,36}} \left(\frac{\delta}{r}\right)^{0,33} \left(\frac{r}{a}\right)^{0,66} \frac{\Gamma(1,66+\nu)}{\Gamma(\nu+1)} + \beta + 0,3 \frac{\alpha_{\text{эф}}}{A^{0,5}} \sqrt{\frac{a}{r}} \frac{\Gamma(1,66+\nu)}{\Gamma(\nu+2,16)}, \quad (5)$$

$$f = 1,77 K_a A^{0,5} \frac{\tau_0(1-\mu_1^2)}{E_1} \sqrt{\frac{r}{a}} \frac{\Gamma(1,5+\nu)}{\Gamma(\nu+1)} + \beta + 0,3 \frac{\alpha_{\text{эф}}}{A^{0,5}} \sqrt{\frac{a}{r}} \frac{\Gamma(1,5+\nu)}{\Gamma(\nu+2)}, \quad (6)$$

где τ_0 и β – фрикционные параметры, зависящие от условий работы пары трения и определяемые экспериментально [15]; $\alpha_{\text{эф}}$ – коэффициент гистерезисных потерь при сложном напряженном состоянии; μ_1 – коэффициент Пуассона покрытия; E_1 – модуль упругости покрытия; a – внедрение шеро-

ховатой поверхности; r – средний приведенный радиус микронеровностей шероховатой поверхности [14]; ν – параметр аппроксимации опорной кривой [14]; $\Gamma(x)$ – гамма-функция x ; A – коэффициент, характеризующий упругие деформации шара и полимерного слоя [17]; $I = \frac{E_1}{E_2} \frac{1-\mu_2^2}{1-\mu_1^2}$; E_2 – модуль упругости основания; μ_2 – коэффициент Пуассона основания; K_a – коэффициент, учитывающий отличие радиуса пятна контакта сферического индентора при упругих деформациях покрытия от радиуса пятна контакта согласно решению Герца [17].

Отметим, что соотношение (6) получено для случая, когда влиянием основания на деформацию покрытия можно пренебречь, а соотношения (4) и (5) для различных участков аппроксимации теоретического решения – для случаев, когда влияние основания на характеристики контакта существенно [17].

Температура в явном виде не входит в выражения (4) – (6) для определения коэффициента трения, поэтому температурную зависимость коэффициента трения следует рассматривать как совокупность температурных зависимостей физико-механических свойств, входящих в выражения (4) – (6) [17]. Влияние низких температур на физико-механические свойства и коэффициент трения ТСП на основе MoS_2 со связующим из мочевино-формальдегидной смолы (ВНИИНП-212) представлено на рис. 1 [17].

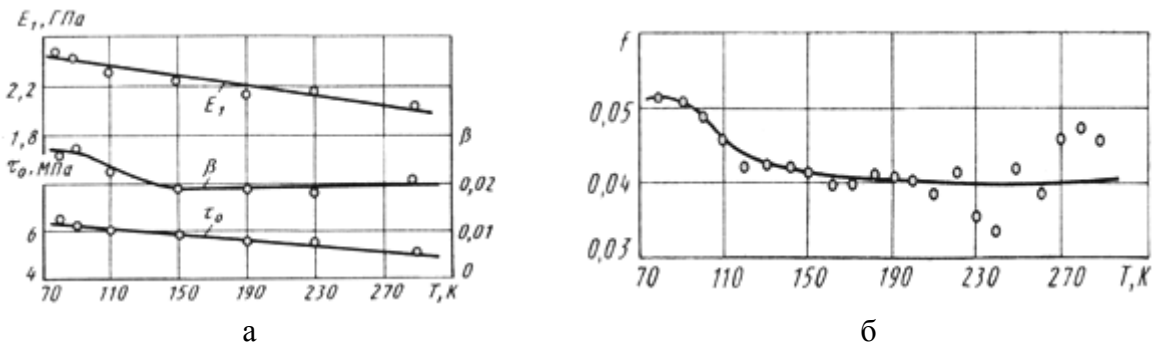


Рис. 1. Влияние температуры на физико-механические свойства и коэффициент трения ТСП ВНИИНП-212: а – температурные зависимости τ_0 , β и E_1 ; б – зависимость коэффициента трения от температуры

Эксперименты по исследованию коэффициента трения ТСП ВНИИНП-212, имеющего толщину 10 мкм, проводились в условиях вакуума при давлении окружающей среды 0,13 Па, при номинальном давлении на контакте $q_a = 20,4$ МПа и скорости скольжения $v = 0,01$ м/с в диапазоне температур от криогенных до нормальных ($T_{max} = 293$ К). Отметим, что недостаточно изученной проблемой остается температурная зависимость коэффициента гистерезисных потерь, которая согласно [17] имеет ярко выраженный экстремум в области пониженных температур.

Исследования влияния повышенных температур на фрикционные свойства ТСП проводилось в работе [18]. На рис. 2а представлены результаты испытаний для ТСП ВНИИНП-212 (кривая 1) и ВНИИНП-213 (MoS_2 с кремнийорганическим связующим, кривая 2), проводимых на четырехшариковой машине трения на воздухе. Покрытия толщиной 10 мкм наносились на предварительно фосфатированные шарики из стали ШХ6. Результаты испытаний показывают, что для ТСП ВНИИНП-212 (органическое связующее) при температуре $t \geq 250$ °С коэффициент трения заметно возрастает, в то время как для ТСП ВНИИНП-213 (кремнийорганическое связующее) при температуре 20 °С $\leq t \leq 400$ °С коэффициент трения остается постоянным. Приведенные данные характеризуют влияние связующего на фрикционные свойства композиционных ТСП на основе твердых смазочных материалов при повышенных температурах.

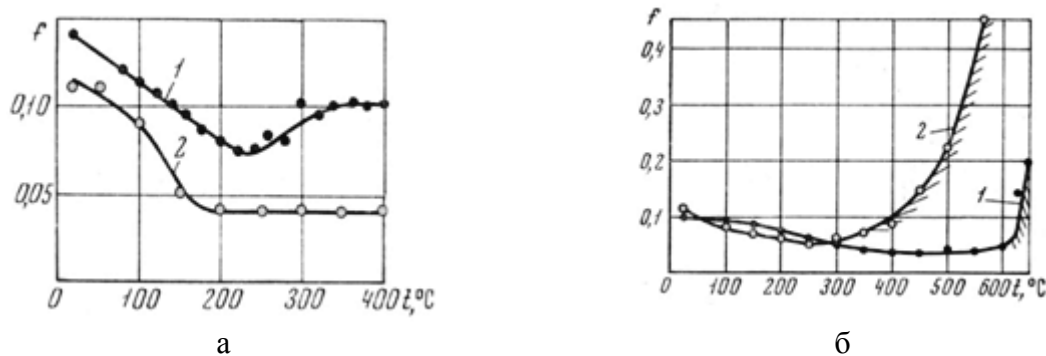


Рис. 2. Влияние материала ТСП (а) и технологии обработки поверхностей трения (б) на температурную стойкость ТСП

В работе [18] показано влияние технологии обработки поверхностей трения перед нанесением покрытий на температурную стойкость ТСП (рис. 2б). В этом случае эксперименты с ТСП ВНИИНП-213 проводились на четырехшариковой машине трения в условиях вакуума при давлении окружающей среды 10^{-5} мм рт. ст. Кривая 1 соответствует пескоструйной обработке поверхностей трения, а кривая 2 – пескоструйной обработке с последующим фосфатированием. Как видно из представленных данных, температурная стойкость покрытия (штриховка на рис. 2б) на фосфатированной поверхности ограничена более низкой температурой (400 °С), чем для ТСП, нанесенного на поверхность без предварительного фосфатирования поверхности (600 °С). По мнению автора, это связано с термическим разложением фосфатных покрытий при температуре 300–400 °С. В работе [19] показано скачкообразное увеличение коэффициента трения неорганических ТСП из MoS_2 , $MoSe_2$, $MoTe_2$, WS_2 , WSe_2 , WTe_2 в вакууме с ростом температуры. Несмотря на однотипный характер поведения покрытий из разных материалов, эксперименты показали, что температура скачка определяется материалом ТСП. Это может быть объяснено существенным увели-

чением потери массы данных твердосмазочных материалов в вакууме при соответствующих скачку коэффициента трения температурах [20].

Приведенные результаты показывают важную роль физико-химических процессов при повышенных температурах, ведущих к скачкообразным изменениям свойств материалов на поверхностях трения и на границах раздела ТСП с основанием и приводящих к качественным изменениям фрикционных свойств ТСП и их катастрофическим разрушениям. Однако в диапазонах температур с монотонным изменением физико-механических свойств от температуры применение основных положений молекулярно-механической теории трения вполне оправдано.

Другим важным фактором, определяющим процессы, протекающие на фрикционном контакте, является скорость скольжения [15]. В работе [21] описаны экспериментальные исследования влияния скорости скольжения на коэффициент трения покрытий из MoS_2 толщиной 20–30 мкм, наносимых на торцы кольцевых бронзовых образцов. Результаты экспериментов по изучению зависимости коэффициента трения от скорости скольжения (рис. 3а) сопоставимы с изменением коэффициента трения в зависимости от измеряемой в процессе экспериментов температуры поверхности трения (рис. 3б).

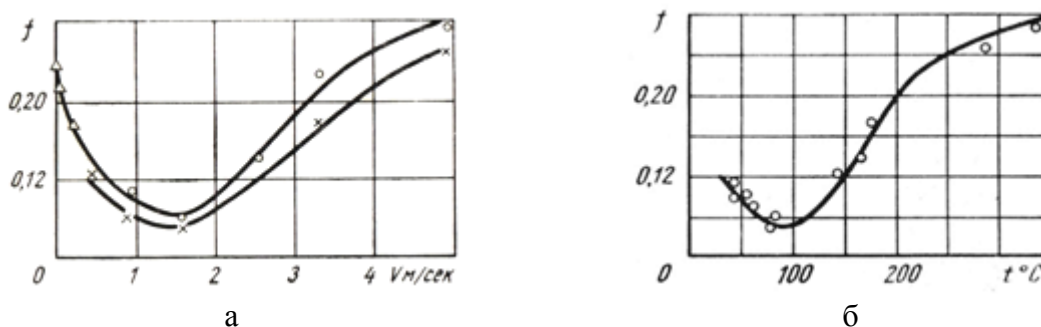


Рис. 3. Влияние скорости скольжения (а) и температуры поверхности трения (б) на коэффициент трения ТСП из MoS_2 при нормальных атмосферных условиях

Авторы объясняют это уменьшением содержания влаги на поверхности трения MoS_2 при температурах в районе 100 °С и частичным окислением MoS_2 на участках фактического контакта при более высоких скоростях скольжения и соответствующим им более высоким температурам. Окисление MoS_2 с образованием MoO_3 , имеющим существенно отличающиеся физико-механические свойства, может объяснить представленные данные, однако они не вполне соответствуют другим исследованиям. Так, в работе [22] на основании данных о влиянии скорости скольжения на коэффициент трения стали по покрытиям из индия и свинца (рис. 4а, кривые 1 и 2 соответственно) делается вывод о влиянии реологических свойств материалов покрытий на зависимость коэффициента трения от скорости скольжения. Отметим, что исследуемый диапазон скоростей скольжения существенно ниже, чем представленный в [21]. Различия в характере зависимостей в широ-

ком диапазоне скоростей объясняется с позиций фрикционного взаимодействия шероховатой поверхности с относительно мягким вязкоупругим покрытием, анализ которого проведен в работе [23] (рис. 4б). Здесь μ – деформационная составляющая коэффициента трения; ζ – отношение времени прохождения области, равной полуширине среднего размера единичного фактического пятна контакта, ко времени восстановления вязкоупругого слоя.

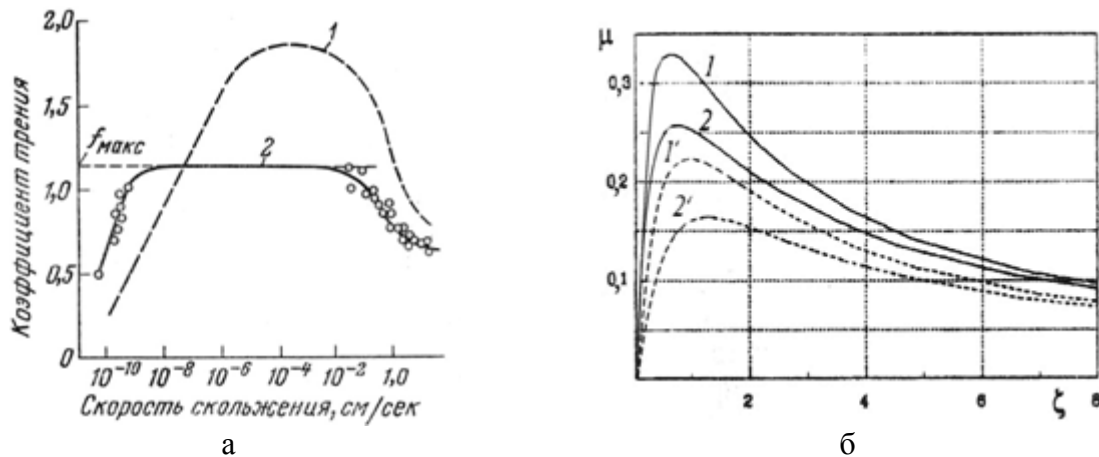


Рис. 4. Влияние скорости скольжения на коэффициент трения:

а – экспериментальные данные работы [22]; б – теоретические данные работы [23]

Кривые 1 и 2 рассчитаны для разных расстояний между неровностями, а 1' и 2' соответствуют разным реологическим свойствам покрытий. Эти данные объясняют противоречия между экспериментальными результатами работ [21] и [22] и объединяют их с позиций механики фрикционного контакта.

Анализ химических процессов, протекающих на контактирующих поверхностях [21], дал одно из объяснений явления стоп-эффекта, возникающего при длительных экспозициях трибосопряжений с ТСП, однако этот эффект может быть объяснен и с позиций молекулярно-механической теории трения ростом площадей фактического контакта и внедрения шероховатых поверхностей, определяемых реологическими свойствами покрытий [24]. Влияние окружающей среды [19, 25, 26], составов и технологий нанесения покрытий [1] может определить их текущие физико-механические свойства, но не может отменить ведущую роль механического аспекта фрикционного взаимодействия трибосопряжений с ТСП.

Библиографический список

1. Holmberg, K. Coatings tribology. Properties, techniques and applications in surface engineering / K. Holmberg, A. Mattews. Amsterdam: Elsevier Science B.V. 1994. 457 p.
2. Bowden, F. The lubrication by thin metallic films and the action of bearing metals / F. Bowden, D. Tabor // J. Apply Phys. 1943. V. 14. № 3. P. 141-151.
3. Burton, R.A. Forces and deformations of lead films in frictional processes / R.A. Burton, J.A. Russel // Lubrication Engineering. 1965. V. 21. № 6. P. 227-233.
4. Tsuya, Y. Lubrication properties of lead films on cooper / Y. Tsuya, R. Takagi // Wear. 1964. V. 7. № 2. P. 131-143.

5. Karpe, S.A. The effects of load on the frictional properties of molybdenum disulfide / S.A. Karpe // Trans. ASLE. 1965. V. 8. № 2. P. 65-71.
6. Finkin, E.F. A theory for the effects of film thickness and normal load in the friction of thin films / E.F. Finkin // Trans. ASME. 1969. Ser. F. V. 91. № 3. P. 551-556.
7. Александров, В.М. Контактные задачи для упругого слоя малой толщины / В.М. Александров, В.А. Бабешко, В.А. Кучеров // Прикладная математика и механика. 1966. Т. 30. Вып. 1. С. 124-142.
8. Боуден, Ф.П. Трение и смазка / Ф.П. Боуден, Д. Тэйбор // М.: МАШГИЗ, 1960. 152 с.
9. Rabinowicz, E. Variation of friction and wear of solid lubricant films with film thickness / E. Rabinowicz // Trans. ASLE. 1967. V. 10. № 1. P. 1-9.
10. Финкин, Е. Трение свинцовых пленок в сферическом контакте / Е. Финкин // Проблемы трения и смазки. 1973. Т. 95. № 3. С. 66-70.
11. Алексеев, Н.М. Металлические покрытия опор скольжения / Н.М. Алексеев. М.: Наука, 1973. 75 с.
12. Като, С. Фрикционные свойства поверхности, покрытой мягкой металлической пленкой (влияние стеснения деформации мягкой металлической пленки между двумя выступами) / С. Като, Е. Маруи, К. Тати // Проблемы трения и смазки. 1985. Т. 107. № 4. С. 9-17.
13. Ravindran, K.A. Frictional behaviour of phenolic-bonded molybdenum disulphide films in spherical contact / K.A. Ravindran, P. Ramasang // Wear. 1984. V. 93. № 3. P. 291-297.
14. Демкин, Н.Б. Контактное шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 227 с.
15. Крагельский, И.В. Трение и износ / И.В. Крагельский. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.
16. Макушкин, А.П. О зависимости коэффициента трения тонких полимерных пленок от толщины / А.П. Макушкин, И.В. Крагельский // Трение и износ. 1986. Т. 7. № 2. С. 197-205.
17. Макушкин, А.П. Полимеры в узлах трения и уплотнениях при низких температурах / А.П. Макушкин. М.: Машиностроение, 1993. 288 с.
18. Матвеевский, Р.М. Температурная стойкость граничных смазочных слоев и твердых смазочных покрытий при трении металлов и сплавов / Р.М. Матвеевский. М.: Наука, 1971. 228 с.
19. Bukley, D.H. Friction, wear and lubrication in vacuum / D.H. Bukley // NASA SP-277, scientific and technical information office NASA. Washington D.C., 1971. 185 p.
20. Цеев, Н.А. Материалы для узлов сухого трения, работающих в вакууме: справочник / Н.А. Цеев, В.В. Козелкин, А.А. Гуров. М.: Машиностроение, 1991. 192 с.
21. Вайнштейн, В.Э. Сухие смазки и самосмазывающиеся материалы / В.Э. Вайнштейн, Г.И. Трояновская // М.: Машиностроение, 1968. 180 с.
22. Брейтуэйт, Е.Р. Твердые смазочные материалы и антифрикционные покрытия / Е.Р. Брейтуэйт. М.: Химия, 1967. 320 с.
23. Горячева, И.Г. Влияние несовершенной упругости поверхностного слоя на контактные характеристики при скольжении шероховатых упругих тел / И.Г. Горячева, Ю.Ю. Маховская // Трение и износ. 1997. Т. 18. № 1. С. 5-12.
24. Сутягин, О.В. Прогнозирование момента страгивания подшипников скольжения с твердосмазочными покрытиями / О.В. Сутягин, В.М. Ярош // Трение и износ. 1992. Т. 13. № 3. С. 465-472.
25. Крагельский, И.В. Трение и износ в вакууме / И.В. Крагельский [и др.]. М.: Машиностроение, 1973. 216 с.
26. Сентюрихина, Л.Н. Твердые дисульфидмолибденовые смазки / Л.Н. Сентю-

УДК 621.891

А.А. Рачишкин, О.В. Сутягин, А.Н. Болотов
Тверской государственной технической университет

ПРИНЦИПЫ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

Приведен краткий обзор методов компьютерного моделирования фрикционного контакта шероховатых поверхностей. Описаны основные подходы к математическому моделированию фрикционного контакта.

Ключевые слова: компьютерное моделирование, фрикционный контакт, метод конечных элементов, аналитическое моделирование.

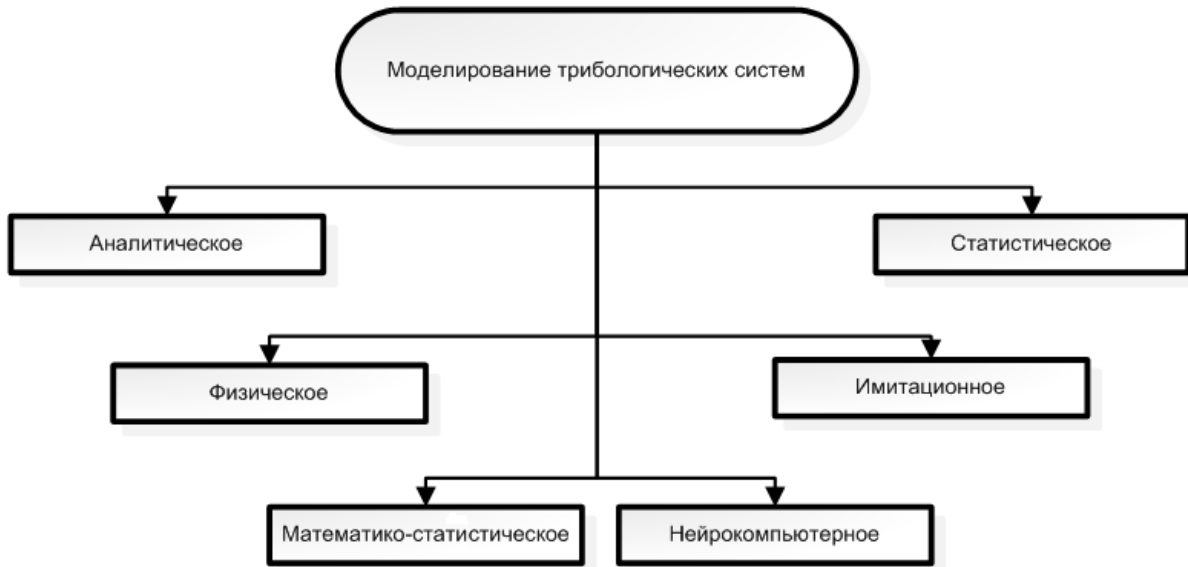
A brief review of methods of computer modeling of frictional contact of rough surfaces is given. A basic approaches to mathematical modeling of frictional contact are described.

Key words: computer modeling, frictional contact, finite element method, analytical modeling.

В современной технике все более широкое применение получают технологии компьютерного моделирования. Данное высокоэффективное средство облегчает решение сложных конструкторско-технологических задач и обеспечивает проведение комплексных научных исследований. Оно предназначено для прогнозирования процессов, происходящих в техносфере, и оптимизации моделируемых систем [1]. Процесс компьютерного моделирования включает конструирование модели и ее применение для решения поставленных задач, их углубленного анализа, исследования и оптимизации [2]. Представление моделируемой системы средствами математики и формальной логики создает абстрактный образ реального объекта, который реализуется в качестве модели, с помощью которой осуществляется его исследование. Компьютерное моделирование является средством численной реализации этого абстрактного образа [3, 4] с использованием современных ЭВМ и программных продуктов. Следует отметить, что такой подход обеспечивает возможность вести диалог с ЭВМ, используя «дружественный интерфейс» в реальном масштабе времени, анализировать последствия различных воздействий на моделируемую систему, создавать и проверять новые, ранее не учтенные факторы влияния и проводить целенаправленные виртуальные эксперименты, уменьшая или усиливая их воздействие за счет вариаций входных параметров.

Таким образом, компьютерное моделирование позволяет обеспечить:
численное моделирование исследуемых систем;
визуализацию физико-механических, химических и других процессов, происходящих в них;
реализацию экспериментально-теоретических методик комплексных исследований сложных технических систем, базирующихся на современной измерительной аппаратуре и программно-вычислительных системах.

При моделировании процессов в трибологических системах согласно [5] могут применяться следующие концепции (рисунок).



Классификация видов моделирования трибологических процессов

В большинстве случаев компьютерное моделирование применяется при статистическом, математико-статистическом, аналитическом и имитационном моделировании процессов трибологических систем, так как при этом используются математические модели [6], эффективные при их программной реализации. Причем две последние концепции получили наиболее широкое применение в решении современных задач моделирования физических процессов.

Под математическими моделями в общем случае понимают формализованные закономерности и связи, присущие описываемому явлению. Это могут быть формулы или уравнения, наборы правил или соглашений, выраженные в математической или логической форме [7]. Благодаря этому, можно исследовать модель, не затрагивая реальный объект, эксперименты с которым могут быть нецелесообразными ввиду значительных денежных и временных затрат. Адекватная, отвечающая необходимым требованиям математическая модель является продуктом комплексных научных исследований, в результате которых рождается законченная система, отвечающая поставленным требованиям и способная в достаточной мере предсказать тот или иной процесс, происходящий в исследуемом объекте.

Аналитическое моделирование подразумевает создание, решение и изучение систем математических уравнений, представляющих собой совокупность соотношений, определяющих действие данной системы в зависимости от ее входных параметров и внешних условий. Они предусматривают вычислительный процесс, приводящий к их точному решению. Задачей данного вида моделирования является решение уравнений для получения результатов, соответствующих экспериментальным данным. Плюсы

такого подхода: возможности обобщения и фундаментальный характер получаемых результатов. Применение его целесообразно, если известны основные математические зависимости, связывающие искомые характеристики с начальными входными параметрами, однако в большинстве случаев это приводит к существенным упрощениям исследуемой модели, что является основным минусом данного метода. Эффективное применение такого подхода было продемонстрировано в работах [8, 9]. Так, с его помощью удалось учесть влияние микронеровностей на макрохарактеристики контактного взаимодействия. Он может применяться с использованием известных решений контактных задач, в том числе и для исследований многослойного упругого полупространства.

Отдельно можно выделить подход к исследованию контакта шероховатых поверхностей с использованием метода конечных элементов, впервые примененный в работе [10]. Специфика построения расчетных моделей с использованием этого метода требует существенного упрощения реальной микротопографии шероховатых поверхностей и рассматривает, как правило, плоскую двухмерную постановку задачи. Так, в работе [10] рассматривался упругий контакт пяти цилиндров, имеющих одинаковый радиус и высоту. Тем не менее наблюдается тенденция к созданию более сложных моделей шероховатых поверхностей, принципиально пригодных для использования метода конечных элементов [11].

В отличие от аналитического моделирования, где ЭВМ является просто вычислительным аппаратом, предназначенным для решения различных систем уравнений, имитационная модель позволяет достаточно просто учесть влияние случайных факторов, воздействующих на исследуемый объект.

Имитационное моделирование рассматривается как представление модели в виде некоторого алгоритма (компьютерной программы), выполнение которого имитирует последовательность смены состояний в системе и таким образом представляет собой поведение моделируемого объекта [5].

Первые работы по имитационному моделированию связаны с прикладной физикой, где с помощью этого метода решался ряд задач гидравлики, фильтрации, теплопереноса и теплообмена, механики твердого тела и т.д. [12]. Из современных ученых весомый вклад в развитие имитационного моделирования сделал академик А.А. Самарский [13], основоположник методологии вычислительного эксперимента в физике. Им была предложена триада модель – алгоритм – программа и разработана технология компьютерного моделирования, успешно используемая для изучения физических явлений и процессов. Имитационное моделирование широко применяется при изучении трибологических процессов различных систем. Так, в работе [14] описана модель, имитирующая процесс высокоскоростного трения и изнашивания, и с ее помощью проведен ряд ценных вычислительных экспериментов. С помощью системы имитационного моделирования двигате-

лей внутреннего сгорания [15] была разработана методика прогнозирования изнашивания поршневого кольца, что позволяет сократить процесс экспериментальной доводки цилиндра-поршневой группы, являющейся основным узлом трения ДВС [16]. В работе [17], рассматривая шероховатую поверхность как случайное поле и используя в качестве математического аппарата быстрое преобразование Фурье, авторы создали трехмерную компьютерную модель номинально плоской шероховатой поверхности. Рассмотрены упругие деформации шероховатой поверхности с покрытиями с учетом трансформации распределения давления и процесс перехода от упругих деформаций к пластическим на основе критерия фон Мизеса для отдельных микроконтактов. Результаты моделирования дают представление о процессах контактного взаимодействия шероховатых тел с относительно мягкими и относительно твердыми покрытиями, однако в данной модели не учитывается вариативность физико-механических свойств каждого микроконтакта и предлагается упрощенный принцип генерации микро топографии поверхности, что приводит к ее существенным отличиям от моделируемой реальной поверхности. Более точно микро топография поверхности моделируется с помощью компьютерной трехмерной модели шероховатой поверхности [18]. Поскольку в общем случае характеристики микро топографии шероховатой поверхности не совпадают с характеристиками профиля этой поверхности [19, 20], изучение реальной микро топографии возможно только с помощью трехмерных профилографов [21], что не всегда доступно. Поэтому данная имитационная модель может служить альтернативным способом исследования микро топографии реальных поверхностей по данным их профилограмм. Следует отметить и такой плюс имитационных моделей, как возможность их расширения и развития. Благодаря реализации их с помощью современных методов программирования, такие модели имеют возможность к дальнейшей адаптации их под новые задачи. Так, результаты работы [18] могут модернизироваться для дальнейшего использования при расчетах характеристик контакта с учетом известных подходов [9, 22].

Краткий обзор методов и работ по компьютерному моделированию показывает вариативность способов их реализации. Отмечается общая тенденция в развитии и совершенствовании рассмотренных методов исследования фрикционного контакта, что свидетельствует об актуальности данного направления, идущего в ногу с развитием информационной техники и используемого для более глубокого анализа триботехнических систем.

Библиографический список

1. Рыбаков, Д.С. Компьютерное моделирование: задачи оптимизации / Д.С. Рыбаков, Л.М. Дергачева // Вестник российского университета дружбы. 2007. № 2-3.
2. Дворецкий, С.И. Компьютерное моделирование технологических процессов и систем / С.И. Дворецкий, Ю.Л. Муромцев, В.А. Погонин, А.Г. Схиртладзе. Тверь: ТГТУ, 2009. 158 с.

3. Нечаевский, А.В. История развития компьютерного имитационного моделирования / А.В. Нечаевский // Электронный журнал «Системный анализ в науке и образовании» (www.sanse.ru). 2013. № 3. С. 1-15.
4. Варжапетян, А.Г. Имитационное моделирование на GPSS/H: учебное пособие / А.Г. Варжапетян. СПб.: ГУАП, 2007. 384 с.
5. Тихомиров, В.П. Методы моделирования процессов в трибологических системах // В.П. Тихомиров, О.А. Горленко, В.В. Порошин. М.: МГИУ, 2004. 292 с.
6. Berger, E.J. Friction modeling for dynamic system simulation / E.J. Berger // Appl. Mech. Rev. 2002. V. 55. № 6. P. 535-577.
7. Бирюков, Б.В. Моделирование / Б.В. Бирюков, Ю.А. Гастеев, Е.С. Геллер // БСЭ. М., 1974. Т. 16. С. 393-395.
8. Горячева, И.Г. Механика фрикционного взаимодействия / И.Г. Горячева. М.: Наука, 2001. 478 с.
9. Bhushan, B. Contact mechanics of rough surfaces in tribology: multiple asperity contact / B. Bhushan // Tribology letters. 1998. № 4. P. 1-35.
10. Komvopoulos, K. Elastic finite element analysis of multi-asperity contact / K. Komvopoulos, D.H. Choi // ASME Journal of Tribology. 1992. № 114. P. 823-831.
11. Лазарев, В.Е. Математическая модель шероховатой поверхности контактного трибосопряжения / В.Е. Лазарев [и др.] // Вестник ЮУрГУ. Серия: Машиностроение. Челябинск, 2006. № 11. С. 54-58.
12. Бусленко, Н.П. Моделирование сложных систем / Н.П. Бусленко. М.: Наука, 1978. 399 с.
13. Рубанов, В.Г. Моделирование систем: учебное пособие / В.Г. Рубанов, А.Г. Филатов. Белгород: Изд-во БГТУ, 2006. 349 с.
14. Лепеш, Г.В. Имитационное моделирование процесса высокоскоростного трения и изнашивания / Г.В. Лепеш // Техничко-технологические проблемы сервиса. 2013. №3 (25). С.35-42.
15. Загайко, С.А. Моделирование механических потерь ДВС в системе имитационного моделирования «Альбея» / С.А. Загайко. Уфа: УГАТУ, 1996. 43 с.
16. Загайко, С.А. Имитационное моделирование изнашивания поршневого кольца двигателя внутреннего сгорания / С.А. Загайко. Уфа: УГАТУ, 2008. Т. 11. № 2 (29). С. 84-89.
17. Peng, W. Three-dimensional contact analysis of layered elastic/plastic solids with rough surfaces / W. Peng, B. Bhushan //Wear. 2001. V. 249. № 9. P. 741-760.
18. Болотов, А.Н. Компьютерное моделирование топографии шероховатых поверхностей / А.Н. Болотов, О.В. Сутягин, А.А. Рачишкин // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. С. 29-41.
19. Демкин Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 227 с.
20. Курова, М.С. Изучение законов распределения выступов шероховатой поверхности моделированием на ЭВМ / М.С. Курова, В.Г. Рубчиц // Механика и физика контактного взаимодействия: межвуз. сб. науч. тр. Калинин: КГУ, 1977. С. 16-19.
21. Бенгтссон, А. Получение топографического изображения поверхности с помощью профилографа / А. Бенгтссон, А. Ренберг // Трение и износ. 1986. Т. 7. № 1. С. 27-35.
22. 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 621.891

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 3

Продолжено описание конструкций оборудования и методик исследования магнитных и триботехнических свойств нанодисперсных магнитных сред.

Ключевые слова: нанодисперсные магнитные среды, магнитные жидкости, трение, износ.

The paper continues the description of the equipment construction and methods for the study of magnetic and tribological properties of nanodispersed magnetic media.

Key words: nanodispersed magnetic media, magnetic fluids, friction, wear.

Для увеличения срока безремонтной эксплуатации технологически сложного оборудования, повышения его энергоэффективности и обеспечения требуемой точности его рабочих характеристик применяются новые смазочные материалы – нанодисперсные магнитные среды, в частности магнитные жидкости и магнитные масла [1, 2]. Поэтому изучение перспективных видов магнитных смазочных материалов имеет большое практическое значение.

В работах [3, 4] описаны конструкции оборудования и методики исследования основных физико-химических свойств нанодисперсных магнитных сред, дана оценка их реологических, коррозионных свойств, коллоидной стабильности. Также приведены методики исследования и соответствующее оборудование для определения кривых намагничивания и перемагничивания магнитных сред и конструкция прибора для изучения внешнего трения магнитной жидкости. Проведенные на разработанном оборудовании испытания показывают, что смазочные свойства магнитных жидкостей существенно зависят от многих внешних факторов: величины внешнего магнитного поля, нагрузки в зоне трения, величины крутящего момента в трибоузле, скорости скольжения поверхностей трения и других параметров. Поэтому необходимо дополнительное оборудование для более информативного определения триботехнических характеристик нанодисперсных магнитных сред в узлах трения, моделирующих реальные подшипники и уплотнения, и при соответствующих режимах их эксплуатации.

Прибор МТ-3 для триботехнических испытаний подшипников и уплотнений с магнитной жидкостью. Прибор позволяет определять силу трения в различных трибоузлах: нескольких конструкций подшипников и уплотнений с нанодисперсными магнитными смазочными жидкостями в зависимости от величины скорости вращения или вращающего момента в узле. Также предусмотрена возможность определения зависимости скорости вращения от величины вращающего момента, которая достаточно информативна.

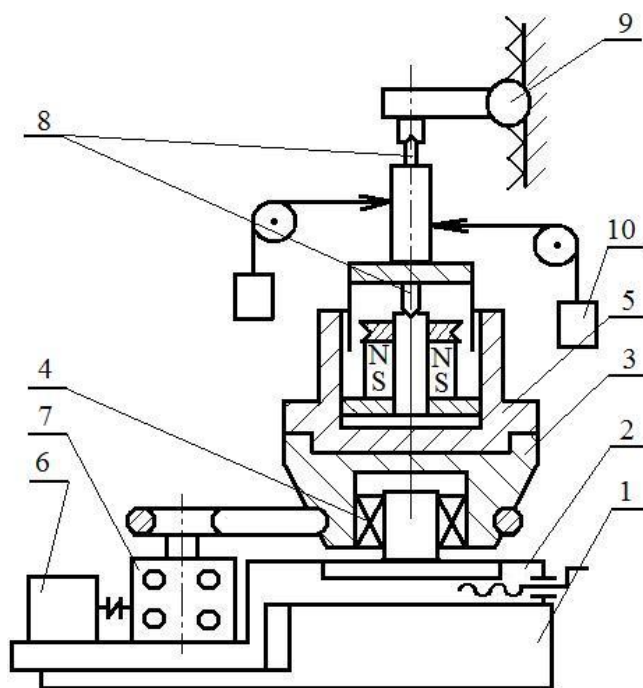


Рис. 1. Конструкция прибора МТ-3 для триботехнических испытаний подшипников и уплотнений с магнитной жидкостью

с центробежным стабилизатором скорости и редуктора 7, позволяющего задавать 27 скоростей вращения в широком диапазоне. От редуктора 7 к подставке 3 вращение передается с помощью клиноременной передачи.

Вал вместе с пятой подшипника при необходимости может центрироваться с помощью конических подшипников часового типа 8. Верхний из центрирующих подшипников 8 располагается на балке 9, которая для удобства работы на приборе может перемещаться по вертикальным направляющим, а нижний закреплен в корпусе испытываемого подшипника. По результатам проводимых испытаний установлено, что момент трения, возникающий в центрирующих подшипниках, составлял менее 10^{-6} Н·м, что во много раз меньше, чем измеряемый момент.

При проведении экспериментов по определению зависимости скорости вращения от величины вращающего момента к валу подшипника прикладывается вращающий момент, создаваемый с помощью намотанных на вал гибких нитей и дискретных наборов грузов 10. Чтобы уменьшить вредное воздействие на вал момента сил, вращающего его вокруг горизонтальной оси, на нем намотаны рядом две расходящиеся в разные стороны нити, на концы которых подвешиваются всегда равные по весу грузы.

При работе на приборе в режиме заданной скорости вращения момент трения фиксируется с помощью тензобалки с точностью до 0,5 %.

Когда заданной величиной является момент сил, скорость вращения вала определяется бесконтактно, с помощью неподвижного геркона, который срабатывает от вращающегося постоянного магнита.

Прибор (рис. 1) состоит из массивной станины 1, на которой в шариковых направляющих установлена платформа 2. Платформу можно перемещать во взаимно перпендикулярных направлениях микрометрическими винтами и позиционировать с точностью до 0,01 мм.

На платформе имеется подставка 3, которая закреплена на внешней обойме радиально-упорных шарикоподшипников 4 и может вращаться вокруг вертикальной оси. На подставке соосно с ней крепится корпус испытываемого подшипника 5 (подпятник подшипника). Привод вращения подставки вместе с подшипником состоит из электродвигателя постоянного тока 6

Установка МТП-М для изучения смазочных свойств нанодисперсных магнитных сред при средних давлениях. В основу конструкции положена схема трения диск – пальчиковый образец, но отличительной особенностью является то, что в ней предусмотрена возможность создания магнитного поля в зоне трения. Рабочие характеристики установки представлены в таблице.

Техническая характеристика установки

Параметры работоспособности	Варьируемый диапазон
Скорость скольжения образцов, м/с	0,06–0,75
Диаметр испытуемых образцов, мм	6
Прикладываемая нагрузка, МПа	0,5–15
Напряженность магнитного поля, кА/м	0–80
Погрешность измерения момента трения, %	+0,5
Погрешность измерения износа, %	+2,5

Узел вращения состоит из двигателя постоянного тока 1 с тиристорным управлением (рис. 2), редуктора 2, шпинделя 3, водила 4 и держателя 5 с тремя цилиндрическими образцами 6. Образцы закреплены в клеммовых зажимах державки, изготовленной из бронзы.

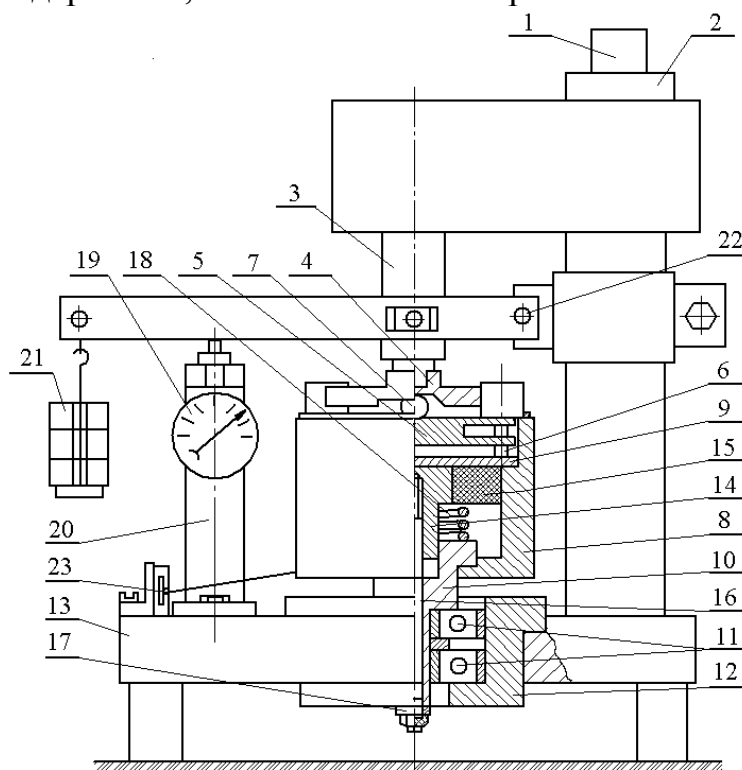


Рис. 2. Конструкция установки МТП-М для изучения смазочных свойств нанодисперсных магнитных сред

Нагрузка на узел передается через шпиндель, водило и шарик 7 к державке с тремя образцами. Фрикционный узел состоит из стального корпуса 8, тонкого диска 9 из материала – контртела, по которому трутся три образца, полый оси 10, двух шарикоподшипников 11, стакана 12, запрессованного в платформу 13 установки. Фрикционный узел имеет возможность свободного поворота относительно платформы установки. Внутри фрик-

ционного узла размещена магнитная система, состоящая из оправки 14 и двух постоянных магнитов 15. Магнитная система имеет возможность перемещения внутри корпуса с помощью тяги 16 регулировочной шайбы 17. Магнитная система фиксирована пружиной 18 для облегчения возврата магнитной системы в исходное положение. Регулируя положение магнитной системы, можно изменять напряженность магнитного поля в зоне фрикционного контакта, причем радиальная составляющая на порядок и больше превышает осевую составляющую.

Линейный износ измеряется индикатором часового типа 19, установленным на штанге 20. Величина износа определяется дискретно, через промежуток времени, соответствующий пути трения в несколько километров. Конкретную длину пути трения необходимо выбирать такой, чтобы свести к минимуму приборную ошибку, вызванную температурными деформациями деталей. Для определения собственного износа диска из цилиндрических образцов дополнительно можно с помощью профилографа измерить глубину кольцевой канавки, образованной на диске в результате его износа.

Нагрузка, создаваемая набором грузов 21, приложенных к пространственной раме, имеющей качательное вращение относительно оси 22, передается к державке с образцами. Момент трения регистрируется тензобалкой 23. Деформация тензобалки, пропорциональная моменту трения, измеряется посредством тензодатчиков, сигнал с которых поступает на тензоусилитель, а затем на цифровой вольтметр.

Необходимый для испытаний объем магнитного масла $1-3 \text{ см}^3$ наносится на диск. Под действием магнитных сил масло удерживается в виде половины тора прямо на дорожке трения. Размещение диска образца – контртела в углублении корпуса фрикционного узла обеспечивает возможность проведения для сравнения испытаний смазочных материалов, не обладающих магнитными свойствами.

Выбранная схема трения выгодно отличается тем, что коэффициент взаимного перекрытия приближается к нулю, тем самым существенно уменьшается саморазогрев образцов, а также достигаются условия для проведения испытаний в режиме граничного смазывания.

Цилиндрические образцы могут изготавливаться из различных по магнитным свойствам материалов. Диск изготавливается из диа- или парамагнитных материалов (в тех случаях, когда требуется создавать магнитные поля).

Используя приведенное оборудование, можно сформировать информативный банк данных триботехнических свойств нанодисперсных магнитных смазочных материалов.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант 14-08-97500).

Библиографический список

1. Болотов, А.Н. Магнитное масло для узлов трения, работающих при граничной смазке / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 9. С. 38-41.

2. 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.

3. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных сред. Часть 1 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, М.В. Мардян // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2013. Вып. 6. С. 68-74.

4. Болотов, А.Н. Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных сред. Часть 2 / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, Д.И. Горлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТвГТУ, 2014. Вып. 7. С. 85-89.

УДК 622.331.002.5

И.В. Горлов, А.Н. Болотов
Тверской государственный технический университет,
М.Г. Рахутин
Горный институт НИТУ «МИСиС»

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ ТОРФЯНОЙ МАШИНЫ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ПАРАМЕТРОВ ТРИБОЭЛЕМЕНТОВ

Определение с помощью имитационного моделирования периодичности операций по восстановлению работоспособности трибоэлементов с учетом их состояния и внешних факторов воздействия дает возможность значительно улучшить параметры эксплуатации торфяных машин. Имитационные модели позволяют осуществлять объективный выбор наиболее оптимальных решений по воздействию на трибоэлементы машины, что обеспечивает повышение эффективности торфяного производства.

Ключевые слова: восстановление, ремонт, алгоритм, информационные технологии, техническое состояние, имитационные модели.

Simulation modeling enables to set a frequency of operations for the recovery of tribocomponents taking into account their condition and influence of external factors. It allows significantly improve the operational parameters of peat machines. Simulation models allow objective selection of the most optimal solutions for the impact on the tribocomponents of a machine that will allow to raise efficiency of peat production.

Key words: restoration, repair, algorithm, information technology, technical condition, simulation models.

Одним из актуальных направлений повышения эффективности использования торфяных машин (ТМ) является создание системы управления их состоянием в зависимости от условий эксплуатации на основе анализа моделей технологических объектов и параметрической оптимизации компонентов, отвечающих за работоспособность.

Методы воздействия на параметры эксплуатации конкретной торфяной машины зависят от различных условий, каждое реализуемое мероприятие строго индивидуально и определяется состоянием ТМ и внешним воз-

действием на нее (климатические и организационно-технические факторы). Решить задачу оценки эффективности использования ТМ можно на основе имитационного моделирования эксплуатации технологической машины.

Для формализации расчета параметров технического состояния машины в целом необходимо разложить ее на структурные подсистемы нескольких уровней, на самом нижнем уровне которых будут объекты (трибоэлементы – сопряжения трения) с определенным количеством свойств, по которым можно оценивать их состояние с точки зрения безотказности.

В случае рассмотрения технологической системы пневмоуборочного комбайна с точки зрения безотказности такими свойствами являются триботехнические параметры сопряжений, периодичность их обслуживания, наработка с начала эксплуатации, наработка с последнего ТО и остаточный ресурс, по ним можно оценивать техническое состояние машины в целом.

Часть структурной модели пневмоуборочного комбайна, в которой отображены основные свойства структурных элементов несущей подсистемы, представлена на рис. 1.

На самом нижнем уровне модели представлены трибосопряжения, которые обеспечивают функционирование подсистемы, и именно от них зависит работоспособность технологического объекта. Единица на пересечении i -й строки и j -го столбца обозначает, что i -й структурный элемент обслуживается при j -м ТО, в противном случае ставится 0. Каждая строка матрицы, описывающей свойства сопряжений, представляет собой булев вектор, логические операции с которой обеспечивают возможность автоматизации процессов принятия решения на основе алгебры логики. Такая модель позволяет в любой момент времени прогнозировать текущее состояние технологического объекта и в зависимости от прогноза планировать восстановление работоспособности с расчетом трудоемкости операций в каждом конкретном случае.

Анализ структурной модели позволил выявить трибоузлы, имеющие сходные параметры (рис. 2). Наиболее ответственным из узлов является узел А212 – сопряжение втулки и опорной оси рамы несущей. Диаметр опорной оси 50 мм, она выполнена из стали 40Х с твердостью поверхности 50 HRC, шероховатостью $Ra = 0,16...0,32$. Типовая втулка выполнена из бронзы БрО-10Ц2. Сопряжение требует периодического обслуживания из-за срабатывания смазки на контактных поверхностях (периодичность обслуживания 60 моточасов). Давление на рабочей поверхности сопряжения составляет 3,3...3,8 МПа.

Для оптимизации всей подсистемы выгодно воздействовать на этот элемент с целью увеличения его цикла обслуживания, то есть выявить его основные триботехнические свойства и предложить способ решения поставленной задачи (синтезировать трибоузел с соответствующими свойствами). Возможным способом увеличения цикла обслуживания является использование в качестве материала для втулки опорной каретки самосмазывающегося полимера – графитонаполненного капролона.

Подсистема		Элемент подсистемы		Сопряжения	Обозначение элемента	Периодичность ТО-1, 60 мото.час	Периодичность то-2, 240 мото.час	Периодичность ТО-3, 960 мото.час	Периодичность ТР, 1920 мото.час	Периодичность КР, 3840 мото.час	Общий ресурс, мото.час	Трудоёмкость ТО, чел/час	Трудоёмкость ремонта, чел/час
Несущая	A				A								
Рама главная	A1				A1						8000		
				Рама и опорная ось	A11	0	0	0	0	1	8000		0,5
Гусеничный ход	A2				A2						3840		
		Опорная каретка	A21		A21						3840		
				Корпус каретки и втулка	A211	0	0	0	1	0	1920		0,5
				Втулка и опорная ось	A212	1	0	0	0	0	1920	0,25	0,5
				Корпус каретки и ось колеса	A213	0	1	0	0	0	3840	0,15	0,25
		Колесо опорное	A22		A22						3840		
				Колесо опорное и подшипник	A221	0	0	0	1	0	3840		0,5
				Подшипник и ось опорного колеса	A222	0	0	0	1	0	3840		0,5
				Подшипник качения опорного колеса	A223	0	1	0	0	0	1920	0,15	0,5
				Уплотнение подшипника опорного колеса	A224	0	0	0	1	0	1920		0,5
		Колесо поддерживаю	A23		A23						3840		
				Поддерживающее колесо и подшипник	A231	0	0	0	1	0	3840		0,5
				Подшипник и ось поддерживающего колеса	A232	0	0	0	1	0	3840		0,5
				Подшипник поддерживающего колеса	A233	0	1	0	0	0	1920	0,15	0,5
				Уплотнение подшипника поддерж. колеса	A234	0	0	0	1	0	1920		0,5
		Колесо натяжное	A24		A24						3840		
				Колесо натяжное и подшипник	A241	0	0	0	1	0	3840		0,5
				Подшипник и ось натяжного колеса	A242	0	0	0	1	0	3840		0,5
				Ось натяжного колеса и натяжителя	A243	0	0	0	1	0	1920		0,5
				Натяжитель и рама	A244	0	1	0	0	0	1920	0,15	0,5
				Подшипник натяжного колеса	A245	0	1	0	0	0	1920	0,15	0,5
				Уплотнение подшипника натяжного колеса	A246	0	0	0	1	0	1920		0,5
		Звёздочка ведущая	A25		A25						1920		
				Звёздочка ведущая и ступица	A251	0	0	0	1	0	1920		0,5
				Звёздочка ведущая и гусеница	A252	0	0	0	1	0	1920		0,5

Рис. 1. Фрагмент имитационной модели

Сопряжения	Обозначение элемента	Сопряжение подвижное														Общий ресурс, мото.час	Трудоёмкость, ТО, чел/час						
		Сопряжение скольжения	Сопряжение качения	Сопряжение антифрикционное	Сопряжение фрикционное	Сопряжение неподвижное	Сопряжение с зазором	Сопряжение с натягом	Сопряжение регулируемое	Сопряжение нерегулируемое	Сопряжение закрытое	Сопряжение открытое	Сопряжение без смазки	Сопряжение с консистентной смазкой	Сопряжение с жидкой смазкой								
Втулка и опорная ось	A212	1	1	0	1	0	0	1	0	0	1	1	0	0	1	0	1	1	1	1	1	1920	0,3
Втулка и палец	D311	1	1	0	1	0	0	1	0	0	1	0	1	0	1	0	0	1	1	1	1	3840	0,2
Втулка рамы главной и палец рамы сопел	D511	1	1	0	1	0	0	1	0	0	1	0	1	0	1	0	0	1	1	1	1	3840	0,2
Втулка и палец	E22	1	1	0	1	0	0	1	0	0	1	0	1	0	1	0	0	1	1	1	1	3840	0,2
Толкатель и втулка	E41	1	1	0	1	0	0	1	0	0	1	0	1	0	1	0	0	1	1	1	1	3840	0,2

Рис. 2. Фрагмент модели, отображающий трибоузлы с консистентной смазкой

	B	C	D	E	F	G	H
69	B1	Преобразователи энергии	Двигатель ЯМ3238		2		
70	B2	Преобразователи энергии	АКБ		0,25		
71	G213	Муфта сцепления	Подшипник выжимной и направляющая втулка		0,25		
72	G531	Ремённая передача	Ремень		0,25		
73					3		
74							
75	Номер по порядку	Общая наработка ко времени ТО	Оставшаяся наработка до ТО			Предполагаемый день проведения ТО	30
76	5	376		176		Внеочередное обслуживание в связи с выходом из строя эле	
77	Код	Система	Элемент		Трудоёмкость		
78	A233	Колесо поддерживающее	Подшипник поддерживающего колеса		0,5		
79					0,5		
80							
81	Номер по порядку	Общая наработка ко времени ТО	Оставшаяся наработка до ТО			Предполагаемый день проведения ТО	33
82	6	380		180		Внеочередное обслуживание в связи с выходом из строя эле	
83	Код	Система	Элемент		Трудоёмкость		
84	G721	Цепная передача 1	Цепь и звёздочка		0,5		
85					0,5		
86							
87	Номер по порядку	Общая наработка ко времени ТО	Оставшаяся наработка до ТО			Предполагаемый день проведения ТО	36
88	7	383		183		Обслуживание совмещено с плохими погодными условиями	
89	Код	Система	Элемент		Трудоёмкость		
90	A212	Опорная каретка	Втулка и опорная ось		0,25		
91	B1	Преобразователи энергии	Двигатель ЯМ3238		2		
92	B2	Преобразователи энергии	АКБ		0,25		
93	G213	Муфта сцепления	Подшипник выжимной и направляющая втулка		0,25		
94	G531	Ремённая передача	Ремень		0,25		
95					3		

Рис. 3. Результаты расчета обслуживания торфяной машины

Физико-механические свойства капролона (полиамид-6 блочный) позволяют использовать его вместо цветных металлов и сплавов. Для повышения антифрикционных свойств полимера его насыщают графитом (около 2 % по массе). Графитонаполненный капролон сохраняет практически все свойства обычного капролона, но имеет значительно меньший коэффициент трения, который при трении по стали составляет около 0,15. Использование такого материала, не требующего обслуживания, обеспечивает существенное сокращение трудоемкости ТО и повышает надежность трибоузла.

Для проведения имитационного исследования, позволяющего оценить мероприятия по совершенствованию параметров трибоэлементов торфяной машины, необходимо загрузить данные о машине (суммарная наработка с начала эксплуатации, данные о погоде на десять дней и общее количество дней, неблагоприятных для добычи торфа в месяце). После выполнения указанных операций в диалоговом окне имитационной модели отображаются результаты исследования в виде файла с расширением *xls* (см. рис. 3). В результатах исследования представлены обслуживаемые элементы, трудоемкость их обслуживания и день проведения соответствующих операций ТО, выводится общее число часов работы машины и времени нахождения в ремонте и обслуживании.

Определив количество часов работы машины и времени нахождения в обслуживании и ремонте, можно провести оценку эффективности мероприятий по совершенствованию трибоэлементов.

С помощью имитационной модели пневмоуборочного комбайна был проведен анализ изменения сезонной производительности машины. На рис. 4 показана зависимость изменения производительности Q пневмоуборочного комбайна (с наработкой 2 000 моточасов с начала эксплуатации при 50 метеонеблагоприятных днях за сезон) при увеличении цикла обслуживания за счет модификации трибоэлементов. Увеличение ресурса трибоэлементов позволяет сократить на треть сервисные работы, что обеспечивает повышение производительности комбайна на 7–15 % в зависимости от количества метеонеблагоприятных дней.

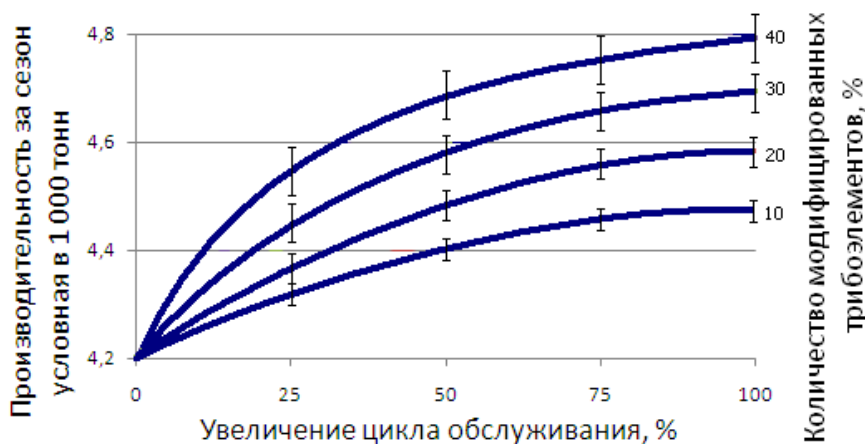


Рис. 4. Изменения производительности Q за сезон комбайна за счет модификации трибоэлементов

Выявление наиболее значимых свойств сопряжений на основе моделирования и синтез трибоэлементов с улучшенными параметрами позволяют управлять изменением технического состояния узлов и машины в целом, что обеспечивает повышение эффективности их эксплуатации.

Затраты на мероприятия по совершенствованию параметров трибоэлементов могут быть значительными и не окупаться в процессе эксплуатации машины. Поэтому с помощью моделирования необходимо проводить анализ предлагаемых мероприятий с точки зрения их эффективности.

Для сравнения эффективности эксплуатации ТМ можно использовать относительную эффективность $\Delta \mathcal{E}$, которая определяется как отношение объема выполненных работ (в рублях) торфяной машиной по результатам моделирования процесса эксплуатации \mathcal{E}_k с использованием модифицированных узлов к объему работ машины \mathcal{E}_{k-1} без соответствующих мероприятий:

$$\Delta \mathcal{E} = \mathcal{E}_k / \mathcal{E}_{k-1}; \quad \mathcal{E}_k = C_T q' ((N_{\text{ном}} - N'_{\text{мнд}}) t_{\text{дн}} - \sum_{i=1}^n \tau_i) - \sum_{i=1}^n c_i,$$

где C_T – цена тонны добытого торфа; q' – условная производительность машины (в тоннах); $N_{\text{ном}}$ – номинальный сезонный фонд эксплуатации машины; $N'_{\text{мнд}}$ – количество метеонеблагоприятных дней за сезон добычи; $t_{\text{дн}}$ – дневная наработка машины; τ_i – время нахождения машины в ТО и ремонтах, не совпавшее с метеонеблагоприятными днями; c_i – стоимость ремонта и обслуживания i -го трибоэлемента.

Величина $\Delta \mathcal{E}$ позволяет провести сравнительную оценку различных вариантов эксплуатации торфяных машин с целью выбора наиболее оптимальных мероприятий по совершенствованию трибоэлементов ТМ.

Методы управления состоянием трибоэлементов торфяных машин за счет модификации позволяют на основе компьютерных и лабораторных исследований выявлять узлы, требующие частых сервисных работ и невысокий ресурс, и за счет их улучшения сокращать затраты времени на обслуживание и ремонт.

Библиографический список

1. Горлов, И.В. Информационная составляющая системы управления работоспособностью торфяных машин / И.В. Горлов, А.Н. Болотов // Горный информационно-аналитический бюллетень. М.: МГГУ, 2013. № 1. С. 216-221.
2. Горлов, И.В. Управление безотказностью технологической машины на основе анализа структурной модели / И.В. Горлов, Е.В. Полетаева // Горный информационно-аналитический бюллетень. М.: МГГУ, 2013. № 9. С. 223-226.
3. Горлов, И.В. Прогнозирование эксплуатации технологической машины на основе агрегативной модели / И.В. Горлов, Е.В. Полетаева // Горный информационно-аналитический бюллетень. М.: МГГУ, 2013. № 10. С. 218-222.
4. Горлов, И.В. Анализ состояния технологического объекта на основе структурной модели / И.В. Горлов, Е.В. Полетаева // Горный информационно-аналитический бюллетень. М.: МГГУ, 2014. № 1. С. 146-149.

УДК 621.91.01.9.015

М.Ш. Мигранов

Уфимский государственный авиационный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ НЕСТАЦИОНАРНОМ ТОЧЕНИИ

Приведены результаты экспериментальных исследований температурно-силовых условий и изнашивания режущего инструмента при нестационарном точении металлов.

Ключевые слова: износостойкость, резание металлов, режущий инструмент, температура резания, силы резания.

The experimental results of the temperature - power conditions and cutting tool wear under unsteady turning of metals are described.

Key words: wear resistance, cutting of metal, cutting tool, cutting temperature, cutting forces.

Для повышения эффективности механической обработки при обеспечении наименьших затрат на изготовление деталей с заданными эксплуатационными свойствами в условиях современного машиностроительного производства необходимо оптимизировать процессы механической обработки, где более 70 % занимает лезвийная обработка резанием. Эту проблему можно решить путем создания полностью управляемых процессов резания при технологическом, информационном, модельном, математическом и системном обеспечении. Анализ технологических особенностей изготовления деталей в машиностроении, в частности деталей силовой части газотурбинных двигателей (ГТД), показал что эти детали крупногабаритные; материалы деталей разнообразны и с повышенными прочностными характеристиками; необходимо сокращать сроки их освоения в производстве; обработка ведется с многоинструментальной наладкой, многопереходная, сложнофасонных поверхностей – по копиру, вибрационное и прерывистое резание, то есть в условиях нестационарности (переменности) параметров процесса резания. Отсюда актуальность необходимости обеспечения качества обработанной поверхности этих деталей и повышения эффективности использования современного дорогостоящего оборудования, оснащенного системами ЧПУ и АдСУ (числового программного управления и адаптивными системами управления), обеспечивающего широкий диапазон изменения элементов режима резания, вплоть до высокоскоростного.

Существуют различные методы интенсификации процесса лезвийной обработки, в частности использование СОТС (смазочно-охлаждающих технологических средств), упрочняющих технологий для режущего инструмента, переменность режимов резания металлов и т.д. Значительный вклад [1] в нестационарность лезвийной обработки и в частности контакта «инструмент-деталь» вносят как внешние факторы – колебание припуска заготовок и их физико-механическая неоднородность, биения и вибрации, переменность технологических параметров процесса точения (скорость,

подача и глубина резания), так и внутренние, связанные с изменением усилий и температур в зоне резания вследствие трения и необратимого роста износа режущего инструмента.

В процессе резания вследствие изнашивания инструмента происходит непрерывное изменение пространственной формы контактных поверхностей. Это даже при постоянных значениях элементов режима резания может привести к изменению распределения напряжений и температур в зоне фактического контакта, в свою очередь влияющих на интенсивность изнашивания [1, 2]. Таким образом, изнашивание контакта и распределение удельных нагрузок и температур являются взаимообусловленными процессами, что необходимо учитывать при оптимизации нестационарного точения.

В настоящее время общепринятой [2, 3] является комплексная теория трения и износа, объединяющая молекулярно-кинетический и структурно-энергетический подходы. Основная ее концепция заключается в необходимости многократного фрикционного воздействия для разрушения поверхностей трения. При этом процесс трения рассматривается как потеря механической энергии за период относительного движения соприкасающихся областей материалов. Разрушение (износ) происходит в результате накопления в деформируемом объеме внутренней энергии, затрачиваемой на образование дефектов кристаллической решетки трущихся тел и на повышение температуры их поверхностных слоев.

Были проведены серии экспериментальных исследований температуры и силы резания (рис. 1), износостойкости режущего инструмента, напряженно-деформированного состояния (коэффициент утолщения стружки, условный угол сдвига и т.д.) при продольном и торцевом точении характерных представителей четырех групп конструкционных и труднообрабатываемых сталей и сплавов (12X18H10T, 14X17H2, 07X16H6, 15X18H12C4TЮ, ХН73МБТЮ-ВД) резцами группы ВК как на станке универсальном 16K20, так и на 16K20T1 с УЧПУ «Электроника НЦ-31» по управляющим программам.

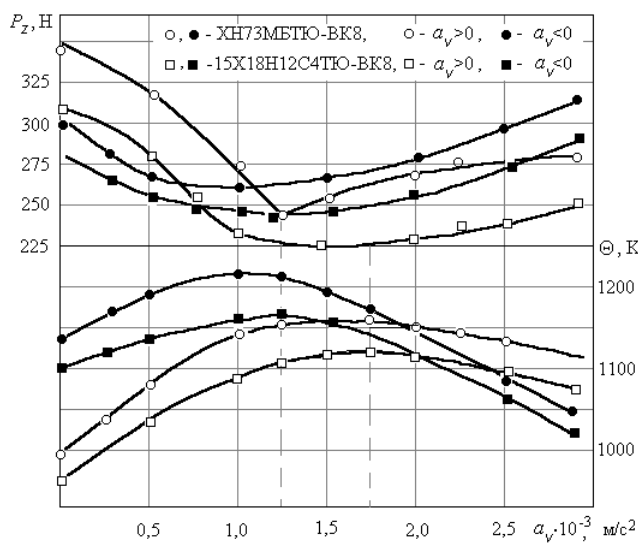


Рис. 1. Зависимость силы и температуры резания от темпа изменения скорости

Эти программы позволяют осуществить непрерывное линейное изменение элементов режима резания с различным темпом во времени. Диапазоны варьирования элементов режима резания определялись на основе существующих промышленных рекомендаций по рациональным режимам для условий чистового и получистового точения, а также с учетом технологических требований и габаритов конкретных деталей ГТД.

Экспериментальное исследование силы и температуры ре-

зания свидетельствует о том, что при нестационарном точении уровень температурно-силовых зависимостей ниже, чем при стационарном (см. рис. 1). Существуют оптимальные величины темпа изменения скорости a_v и темпа изменения подачи инструмента a_s , соответствующие экстремальным значениям силы P_z и температуры резания Θ .

По результатам экспериментов на износостойкость установлено:

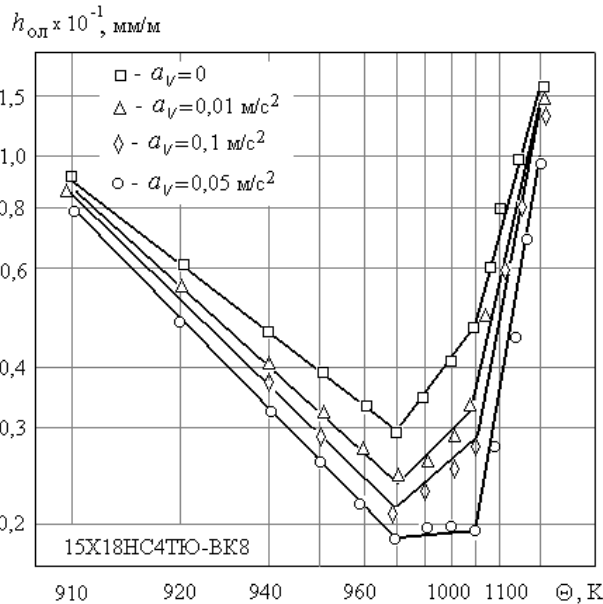


Рис. 2. Зависимость относительного линейного износа инструмента $h_{ол}$ от температуры резания при точении с различными темпами изменения скорости резания (при подаче инструмента $S = 0,1$ мм/об, глубине резания $t = 0,5$ мм)

зависимость интенсивности износа инструмента от скорости резания при нестационарном точении имеет экстремальный характер, так же как и при стационарном, но с минимумом при более высоких скоростях (рис. 2);

закон постоянства оптимальной (по интенсивности износа инструмента) температуры резания подтверждается и для условий нестационарного точения. Причем в отличие от стационарного ($a_v = 0$) при нестационарном точении ($a_v > 0$, $a_v < 0$) появляется участок в зависимости $h_{ол}(\Theta)$, позволяющий работать при более высоких скоростях резания.

В целом использование полученных экспериментальных зависимостей при разработке управляющих программ для станков с ЧПУ и проектировании системы управления процессом резания позволяет повысить производительность лезвийной обработки при сохранении и улучшении показателей качества поверхностного слоя детали; прогнозировать и активно контролировать процесс точения при минимизации интенсивности изнашивания режущего инструмента; вести форсированную обработку, существенно сократить сроки технологической подготовки производства и освоение новых марок обрабатываемого материала.

Библиографический список

1. Макаров, А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
2. Мигранов, М.Ш. Изнашивание инструмента в условиях нестационарности процесса точения при изготовлении деталей ГТД: дис. ... канд. техн. наук / М.Ш. Мигранов. Уфа, 1995. 242 с.
3. Постнов, В.В. Процессы на контактных поверхностях, износ режущего инструмента и свойства обработанной поверхности / В.В. Постнов, Б.У. Шарипов, Л.Ш. Шустер. Свердловск: изд. Уральского университета, 1988. 224 с.

УДК 621.891

Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, Г.В. Сержантова
Тульский государственный университет

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ НА ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ БОРИДНЫХ ПОКРЫТИЙ

Сформулированы некоторые материаловедческие требования к структуре поверхностных слоев борированных сталей. Выполнение этих требований обеспечит необходимые условия совместимости пар трения и гарантирует повышение их долговечности.

Ключевые слова: борирование, износостойкость, выкрашивание, поверхность трения.

A number of requirements to the structure of borated steel surface layers have been proposed in terms of material science. Realization of these requirements provides the expected compatibility of friction pair and extended its lifetime.

Key words: borating, wear resistance, chipping, friction surface.

Для сопоставления антифрикционных свойств и износостойкости однофазных и двухфазных боридных покрытий и оценки влияния на них технологических режимов электролизного борирования были выполнены испытания на трение по схемам диск – колодка и штифт – шайба.

Процесс электролизного борирования с наложением ультразвуковых колебаний проводился на образцах согласно двум схемам: образцы закреплены по длине волновода и образцы свободно помещены в расплав буры. Ультразвуковые колебания в процессе диффузии вводились в расплав сверху посредством специального составного волновода из стали 45. Волновод при борировании соединялся электрически с катодной штангой и вместе с закрепленными по его длине образцами погружался в расплав буры на глубину 160 мм. Взаимное расположение волновода и образцов позволяет проводить диффузионное насыщение в равных температурных условиях как по волноводу, так и по глубине расплава ванны.

Эксперименты по борированию проводили в ванне при температурах расплава буры от 910 до 1 050 °С в течение 10, 30 и 60 мин с плотностью тока от 0,1 до 0,6 А/см².

Максимальную амплитуду ультразвуковых напряжений σ_{max} вычисляли по формуле

$$\sigma_{max} = E \cdot \varepsilon_{max} \cdot k,$$

где E – модуль Юнга; $\varepsilon_{max} = \varepsilon_x / \sin(k \cdot x)$ – максимальная деформация в зависимости от ε_x в любой x -точке волновода; волновое число $k = 2\pi/\lambda$ принимали равным 0,224 для случая без нагрева, и 0,285 при температуре 910 °С.

Микроскопический анализ проводили с помощью микроскопа *Axio Observer. D1m* в диапазоне увеличений от $\times 100$ до $\times 1\ 500$ на продольных (для послойного анализа) и поперечных шлифах. Методика приготовления шлифов исключала образование «завалов» и скалывания покрытия на исследуемой кромке шлифа.

Анализ поверхностей трения боридного покрытия показал, что в зависимости от фазового состава наблюдаются различные топографические зоны изнашивания. На рис. 1а показан след трения, соответствующий испытанию двухфазного боридного слоя при нагрузках порядка 100 МПа. Видно, что характер разрушения борированного слоя хрупкий, причиной разрушения является наличие трещин, расположенных как произвольно по отношению к следу трения, так и на границе следа трения и нерабочей поверхности (рис. 1б и 1в). Трещины первого типа появляются в результате значительных напряжений на границе раздела фаз боридного покрытия, причиной возникновения трещин другого типа, по-видимому, служит градиент температур в месте контакта. У образцов, борированных при низкой температуре 910 °С, разрушения и сколов слоя не наблюдали, износ в этом случае равномерный, видны характерные для трения скольжения риски.

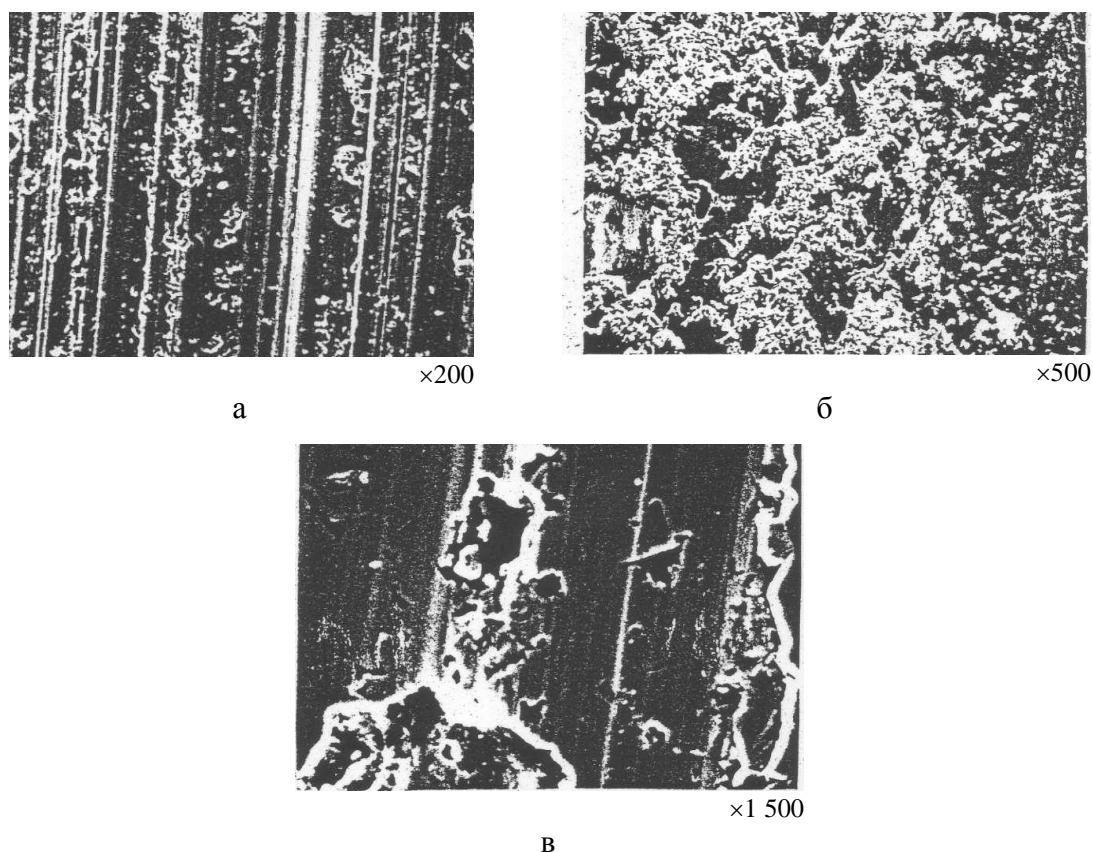


Рис. 1. Характерные поверхности трения стали 45:
а, б – хрупкое разрушение слоя; в – неразрушенный участок дорожки трения

Различное влияние термической обработки на износостойкость однофазных боридных слоев нельзя связать только с особенностями распре-

деления остаточных напряжений в них и металле основы. Требуется более детальный анализ всех факторов, определяющих триботехнические характеристики сопряжения, таких как структура слоя, теплоотвод из зоны трения, устойчивость к сдвигу, релаксация напряжений и т.п.

Вопросу влияния формы и расположения кристаллов боридов и борного цементита в структуре покрытия на процессы изнашивания в литературе не уделялось достаточного внимания. В определенных условиях борирования возможно получение слоев, имеющих плоскую границу с переходной зоной. Такие слои состоят полностью из боридов и в зависимости от фазового состава в разной степени подвержены действию хрупкого выкрашивания при трении. Наличие сплошного слоя боридов и концентраторов напряжений в виде пор, трещин и межфазных границ приводит к быстрому распространению трещин под действием высоких контактных напряжений (рис. 2). Действие контактных напряжений распространяется до переходной зоны, вызывая ее пластическую деформацию. Пластическая деформация переходной зоны в свою очередь приводит к росту магистральной трещины вдоль плоской границы и к ее выходу на поверхность. В результате происходит выкрашивание боридного покрытия и попадание частицы износа в зону трения, что инициирует дальнейшее разрушение слоя боридов.

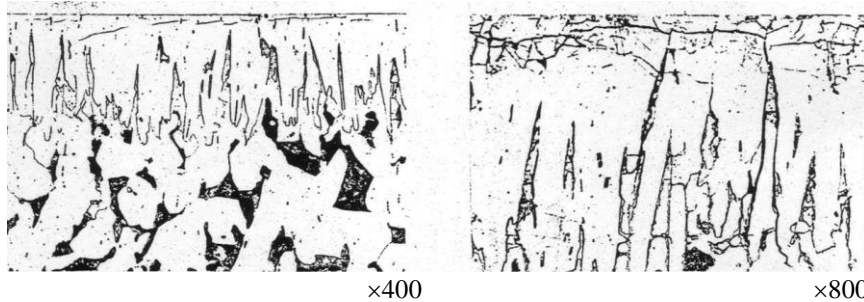


Рис. 2. Характерное ячейкование в боридных покрытиях при трении в зоне механизма усталостного разрушения путем формирования подслоиных трещин

Зубчатая структура боридов более устойчива к пластической деформации переходной зоны в связи со сложностью строения. Однако и в этом случае наличие сплошного слоя боридов в верхней части покрытия увеличивает вероятность выкрашивания.

Триботехнические эксперименты показали, что после полного выкрашивания сплошного слоя боридов (при небольших температурах на поверхности) процесс изнашивания стабилизируется и уменьшается не только коэффициент трения, но и амплитуда колебаний момента трения. Образующаяся при этом структура состоит из конусовидных кристаллов боридов, разделенных промежутками основного материала. Такая структура реализует принцип Шарпи в применении к боридам. Недостатком ее в данном случае является то, что при увеличении нагрузки при трении и повышении температуры поверхностных слоев процессы разупрочнения в межборидных промежутках приводят к снижению прочностных свойств матрицы и

снижению устойчивости слоя, упрочненного крупными боридными кристаллами. С этой точки зрения гораздо стабильней структура, в которой межборидные промежутки заполнены мелкими кристаллами борного цементита $Fe_3C(B)$, окруженного мелкодисперсным мартенситом и способного эффективно поглощать энергию деформации.

В связи с вышесказанным для упрочнения тяжело нагруженных узлов трения необходимо, чтобы на поверхности формировался сплошной слой боридов минимальной толщины, при этом желательны зубчатая форма боридных кристаллов и структура межборидных промежутков, состоящая из пластинчатых частиц борного цементита $Fe_3C(B)$ и мартенсита. Минимальная толщина сплошного боридного слоя необходима для снижения вероятности растрескивания покрытия при термической обработке и эксплуатации.

Формирование подобных структур при борировании возможно при снижении температуры процесса, так как в этом случае происходит увеличение количества цементита и больше вероятность получения однофазного боридного слоя оптимальной толщины.

Для серии испытаний в условиях, граничащих с режимом износа схватыванием, толщина оставшегося слоя боридов составляла 20 мкм. Для него характерны гладкая блестящая поверхность, отсутствие трещин и пор. При этом резко изменяется структура переходной зоны, исчезает зубчатая форма боридного слоя, уменьшается количество борного цементита.

Таким образом, можно сформулировать некоторые материаловедческие требования к структуре поверхностных слоев борированных сталей, выполнение которых обеспечит необходимые условия совместимости пар трения, гарантирующих повышение их долговечности.

Условие 1: необходима термическая стабильность структуры слоя в условиях деформационно-термических воздействий или устойчивость образующихся при трении вторичных структур к температуре и деформации.

Условие 2: сплавы, используемые для изготовления трущихся деталей, должны иметь высокую теплопроводность, чтобы обеспечить максимально возможный теплоотвод из зоны трения для увеличения порога схватывания.

Условие 3: уровень прочностных характеристик и трещиностойкости слоя должен обеспечивать высокое сопротивление образованию термических трещин и разрушению под действием абразивных частиц.

Условие 4: обеспечение высокой прочности переходной зоны, исключаящей пластическую деформацию основного металла.

Оценка свойств боридных слоев для опор скольжения по выработанным критериям позволит найти способы оптимизации их микроструктуры и определить границы применимости данного вида упрочнения. Так как бориды обладают высокой термической стабильностью, то на первый план выдвигаются требования получения слоев с хорошими показателями трещиностойкости и прочности переходной зоны.

Заключение. На основании вышесказанного можно сделать вывод о том, что триботехнические характеристики боридных покрытий определяются суммарным влиянием структуры с точки зрения фазового состава и физико-механических свойств слоя. Возможность получения разнообразных структур при электролизном борировании позволяет выбрать оптимальную с точки зрения износостойкости структуру покрытия. Такая структура должна состоять из боридов зубчатой формы, а толщина износостойкого покрытия не превышать 40–100 мкм.

Превышать данную толщину слоя не рекомендуется, так как в противном случае ухудшаются эксплуатационные характеристики: снижается износостойкость и повышаются хрупкость и склонность к скалыванию. При этом боридный слой должен содержать максимальное количество низкобористой Fe_2B фазы, так как именно она обеспечивает длительность процесса изнашивания, повышая трещиностойкость и увеличивая время до выхода детали из строя. Содержание высокобористой фазы Fe_2B в боридном покрытии должно быть минимальным вследствие того, что эта фаза весьма хрупкая и в ней, как правило, и зарождаются хрупкие трещины. Высокое содержание Fe_2B фазы предопределяет быстрое разрушение покрытия и выход его из строя.

Библиографический список

1. Власов, В.М. Влияние микропористости на износостойкость химико-технических покрытий / В.М. Власов, Л.М. Нечаев, М.Б. Фомичева, Е.В. Витвицкий // Заводская лаборатория. 2000. Т. 66. № 2. С. 51-55.
2. Власов, В.М. Изменение внутреннего трения образцов с покрытиями в процессе изнашивания / В.М. Власов, Л.М. Нечаев, М.Б. Фомичева, Е.В. Витвицкий // МИТОМ. 1998. № 5. С. 5-8.
3. Власов, В.М. Диагностика кинетики и механизмов изнашивания узлов трения / В.М. Власов, Л.М. Нечаев, М.Б. Фомичева, Е.В. Витвицкий // Труды ВНТК «Прочность и разрушение материалов и конструкций». Орел, 1998. С. 85-86.

УДК 669.056.9:621

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

ВЛИЯНИЕ ПЛОТНОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДИСПЕРСНЫХ ФАЗ НА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТЬ ТЕРМОДИФфуЗИОННЫХ ПОКРЫТИЙ

Проведен анализ влияния частиц вторых фаз, определяющих структурную гетерогенность поверхностных слоев, на процессы усталостного разрушения.

Ключевые слова: дисперсная частица, разрушение, диффузионная зона, усталостная трещина.

The effect of the second phase particles characterizing the surface layers heterogeneity on fatigue failure processes has been analyzed.

Key words: dispersed particle, failure, diffuse zone, fatigue cracks.

Термодиффузионно упрочненные стали, а также диффузионные зоны покрытий по своей структуре являются сложными структурными системами и содержат включения различной морфологической природы. Наличие частиц вторых фаз предопределяет характерные особенности механизмов зарождения и кинетики трещин в поверхностных объемах.

Проведенный анализ кинетических закономерностей развития усталостных трещин в диффузионных зонах показал, что существуют две области амплитуд циклических нагрузок, в каждой из которых количественное описание скорости трещин должно строиться по своим законам.

В данной работе произведен расчет структурного критерия долговечности в малонапряженной области (при амплитудах цикла < 180 МПа). В этой области, помимо силового условия σ_ϕ , на скорость трещины влияют объем частиц вторых фаз V_ϕ , их линейная плотность N_d , средний размер включений $D_{\text{ср}}$.

В качестве одного из критериев кинетической оценки коротких трещин предлагается качественный параметр $K_{V_{\text{тр}}}$, определяющий порог трещинообразования с учетом влияния частиц на повреждаемость (рис. 1):

$$K_{V_{\text{тр}}} = \sigma_\phi (\pi \cdot d_\phi)^{0,5},$$

где σ_ϕ – растягивающие напряжения, МПа; d_ϕ – среднее расстояние между дисперсными частицами вторых фаз, мкм.

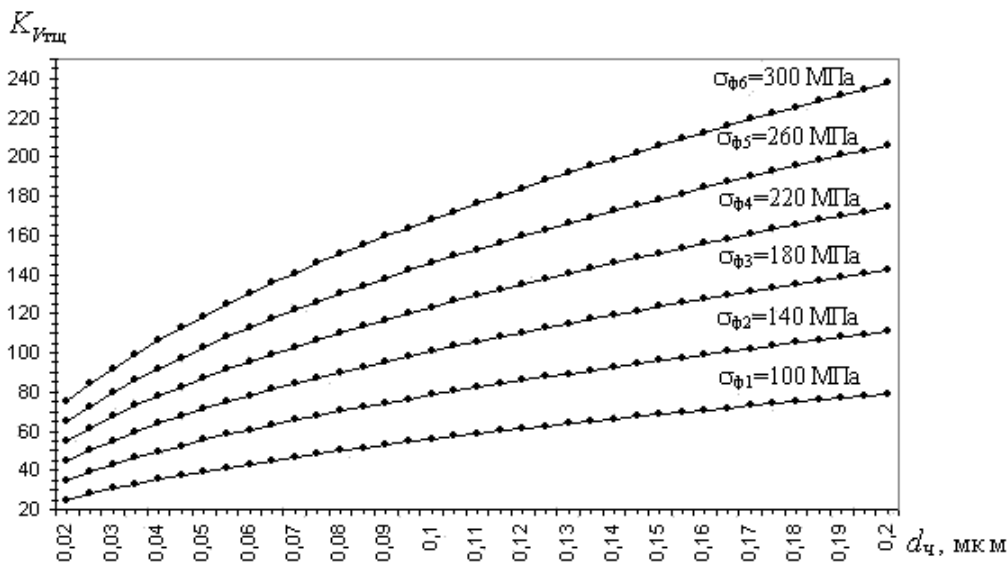


Рис. 1. Зависимость трещиностойкости $K_{V_{\text{тр}}}$ от среднего расстояния между дисперсными частицами вторых фаз

Физический смысл качественного показателя кинетики усталостного трещинообразования можно определить как склонность гетерогенного объема к зарождению трещин в топографических зонах у крупных включений с размерами $D_{\text{ср}} > D_{\text{крит}}$ (рис. 2).

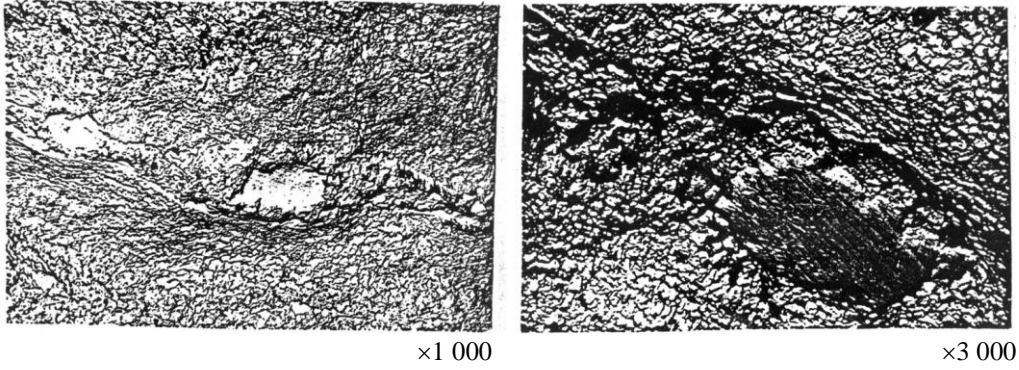


Рис. 2. Механизм торможения микротрещины дисперсными частицами в диффузионных зонах сталей после НХТО-упрочнения

Пороговый геометрический фактор гетерогенности $D_{\text{крит}}$ определяет нижнюю границу гетерогенного механизма кинетического поведения малых трещин при условии, что их длина $l_{\text{трещ}}$ соизмерима с расстоянием между дисперсными частицами, то есть $l_{\text{трещ}} \approx d_{\text{ч}}$.

В подобном случае его структурная чувствительность может лимитироваться геометрическим фактором – размером $D_{\text{крит}}$ и количеством n крупных частиц:

$$\alpha = D_{\text{крит}}^n.$$

Степенной показатель α для диффузионных никотрированных гетерогенных слоев изменяется от $\alpha \approx 3,5$ (дисперсные слабогетерогенные зоны) до $\alpha \approx 0,35$ (высокогетерогенные).

Исходному эмпирическому показателю K_{V_0} в пороговом уравнении

$$K_{V_{\text{тр}}} = K_{V_0} \left(\frac{\sigma_{\text{ф}}}{\sigma_0} \right)^\alpha$$

в отличие от отражающего условия старта короткой трещины параметра α следует придавать смысл условий взаимодействия движущейся микротрещины с различными по размерам частицами с учетом эффективной плотности последних.

При постоянной внешней нагрузке значение K_{V_0} возрастает с повышением концентрационной способности частиц вторых фаз:

$$K_{V_0} = \Pi_D \left(\frac{S_{\text{кр}}}{S_{\text{мал}}} \right),$$

где Π_D характеризует кривую статического распределения размеров включений вторых фаз; $S_{\text{кр}}$ и $S_{\text{мал}}$ – площади под кривыми распределения размеров $D_{\text{кр}}$ (крупных) и $D_{\text{мал}}$ (малых) частиц (рис. 3).

Физическое влияние фактора размера частиц и их плотности описывается аппроксимирующей формулой

$$K_{V_0} = \frac{D_{кр}}{N}, \quad (1)$$

где $D_{кр}$ – размер включений; N – плотность распределения.

В гетерогенных системах влияние элементов гетероструктуры при действующем уровне напряжений σ_ϕ можно охарактеризовать некоторой константой K . Для текущей скорости трещины $v_{тр}$ принималось эмпирическое условие

$$v_{тр} = v_0 \left(\frac{\sigma_\phi}{\sigma_0} \right)^K, \quad (2)$$

где v_0 – начальная скорость трещины (при $N_{кр}/N_n = 1$).

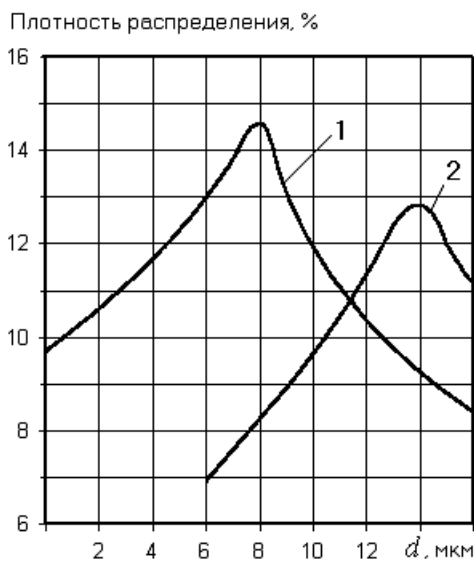


Рис. 3. Характер распределения размера структурных макродефектов D в слоях никотрированных сталей:
1 – сталь 25Х3МЗНБЦА;
2 – сталь ОХНЗМФА

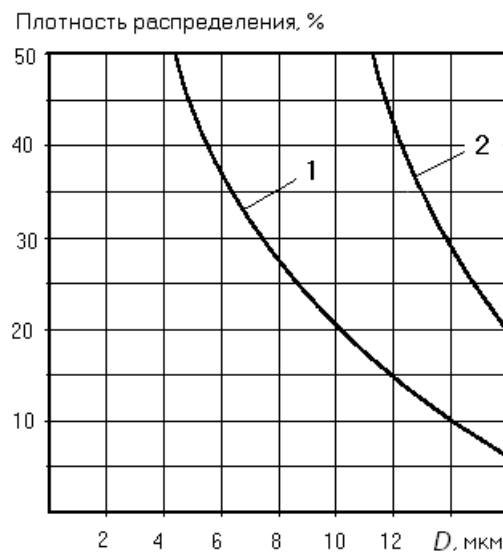


Рис. 4. Характер распределения среднего расстояния между структурными макродефектами d в «белых» слоях никотрированных сталей:
1 – сталь 25Х3МЗНБЦА; 2 – сталь ОХНЗМФА

Параметр K в формуле (2) можно достаточно корректно определять через эффективный показатель гетерогенности, нормируемый суммарным объемом частиц вторых фаз:

$$K = \left[\left(\frac{V}{V_0} \right)^{\gamma} \right]_{\sigma_\phi=1},$$

где параметр V_0 – максимальный объем включений, при котором еще не проявляется их влияние на трещинообразование (приблизительно 10 % от эффективного объема частиц).

Исходя из графиков рис. 3 и 4 рассчитаем K_{V_0} по формуле (1). Для стали 25Х3МЗНБЦА размер структурных макродефектов $d = 10$ мкм, плотность распределения $N = 20$ %, $K_{V_0} = 10/0,2 = 50$ мкм.

Для стали ОХНЗМФА размер структурных макродефектов $d = 10$ мкм, плотность распределения $N = 20$ %, $K_{V_0} = 14/0,3 = 46,67$ мкм.

На рис. 5 и 6 приведены расчетные кривые структурного критерия долговечности для заданных растягивающих напряжений (140, 180, 220, 260, 300 МПа) при α от 3,5 до 0,35 и K_{V_0} для термодиффузионно упрочненной стали 25Х3М3НБЦА и стали ОХНЗМФА.

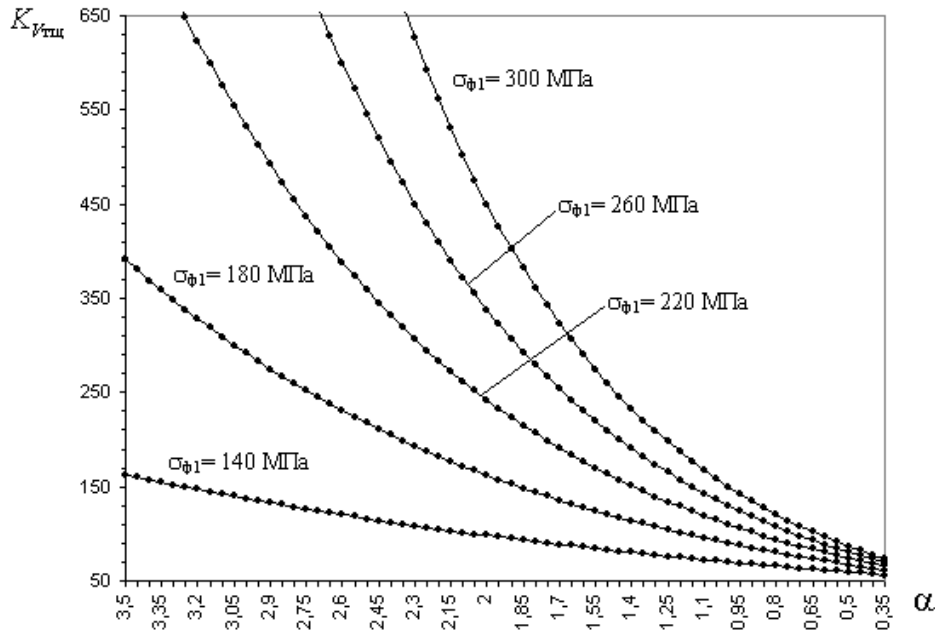


Рис. 5. Зависимость структурного критерия долговечности от коэффициента α для стали 25Х3М3НБЦА

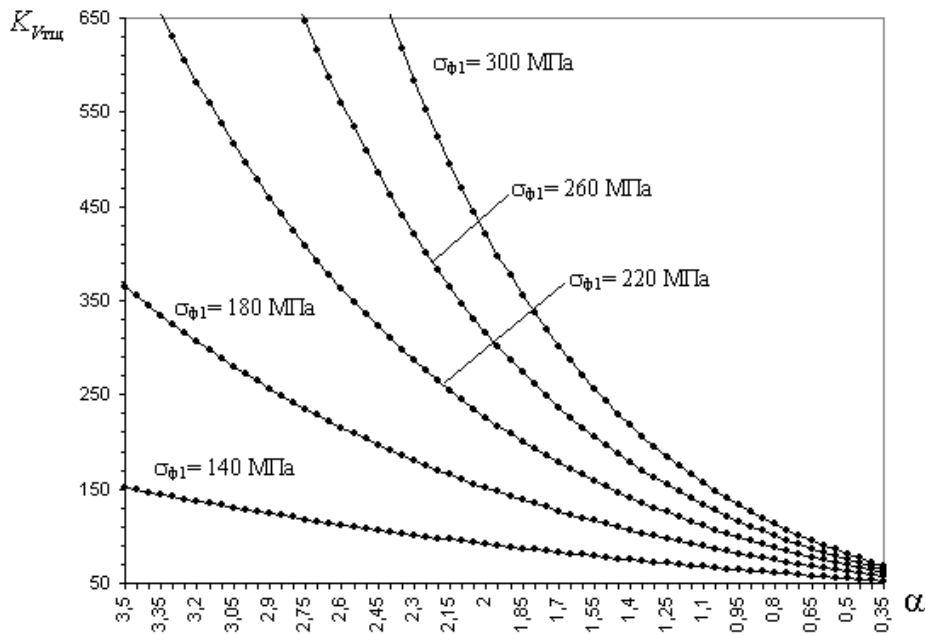


Рис. 6. Зависимость структурного критерия долговечности от коэффициента α для стали ОХНЗМФА

Заключение. Проведенный анализ закономерности усталостных трещин в связи с характеристиками гетерогенности и действующими уровнями циклических напряжений позволяет сделать выводы.

1. При малых напряжениях трансформация короткой трещины в магистральную осуществляется с ускорением вне зависимости от степени гетерогенности диффузионных зон. При этом чем выше плотность частиц вторых фаз, тем меньше исходная стартовая скорость.

2. С возрастанием амплитуды циклических напряжений и объема включений скорость старта микротрещин с поверхности возрастает. Причем в диффузионных зонах с наибольшей гетерогенностью при высоких значениях параметра σ_f возможен динамичный старт с последующим торможением.

3. При дальнейшем увеличении амплитуды напряжений наблюдается замедление движения трещин по глубине покрытия. С повышением степени структурной гетерогенности старт дефекта, обладающего максимальной скоростью, переносится в более глубокие слои диффузионных зон. Отмечается в связи с этим, что чем больше дисперсных частиц второй фазы с размерами 0,04...0,05 мкм, тем активнее осуществляется торможение на стадии развития трещины.

Таким образом, частицы вторых фаз, предопределяющие структурную гетерогенность поверхностных слоев, играют двоякую роль в процессах усталостного разрушения. Мелкие частицы размерами около 0,04...0,05 мкм выступают в качестве структурных стопоров, задерживающих развитие трещины. На это указывает тот экспериментальный факт, что с увеличением плотности и размеров частиц усталостные трещины ускоряются, причем кинетический характер параметра $v_{тщ}$ предопределяется уровнем действующих напряжений.

Библиографический список

1. Нечаев, Л.М. Работоспособность высокопрочных термодиффузионных покрытий в узлах трения машин / Л.М. Нечаев, В.М. Власов. Тула: Приокс. книжн. изд-во, 1994. 237 с.

2. Нечаев, Л.М. Анализ эпюр макронапряжений в поверхностных слоях сталей после проведения борирования / Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, И.Ю. Канунникова // Фундаментальные исследования. 2009. № 1. С. 34-38.

3. Нечаев, Л.М. Определение параметров трещиностойкости никотрированных сталей / Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, И.С. Иванькин // Современные наукоемкие технологии. 2007. № 5. С. 89-93.

УДК [621.744.44:66.099.2]:[625.768.6:622.3310]

В.И. Горячёв, И.И. Михеев, С.Е. Воробьёв
Тверской государственный технический университет

ОПТИМИЗАЦИЯ ФОРМЫ И РАЗМЕРОВ ГРАНУЛ АНТИГОЛОЛЕДНОГО СРЕДСТВА НА ОСНОВЕ ТОРФА ПРИ КОНТАКТЕ С ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Представлены результаты исследований по оптимизации формы и размеров гранул антигололедного средства на основе торфа для обеспечения плотного контакта с обрабатываемой поверхностью. Показано, что наиболее оптимальными являются гранулы в виде правильных трехгранных или четырехгранных призм, обеспечивающие плотный контакт с обрабатываемой поверхностью и необходимое сцепление.

Ключевые слова: антигололедное средство, гранулы, сцепление, контакт поверхностей.

The results of the investigations of the optimization of the shape and size of the peat-based sleetproof granules have been presented. Optimization criterion is tight contact of granules with a treated surface. It is shown that the best granules form is a regular triangular or tetrahedral prism. This form ensures tight contact of granules with the treated surface and necessary grip.

Key words: sleetproof mean, granules, grip, contact of surfaces.

Гранулированное антигололедное средство на основе торфа относится к транспортному и жилищно-коммунальному хозяйству, товарам народного потребления.

Антигололедное средство используется в качестве подсыпки для устранения скольжения транспорта и пешеходов на обледенелых участках дорог и тротуаров за счет трения между гранулами и контактирующими поверхностями с последующим растаиванием ледяной корки в результате действия компонентов, входящих в состав гранул.

Состав антигололедного средства включает органические и неорганические компоненты: торф влажностью 50–80 % и гидроксиды щелочных металлов и/или аммония. Способ получения гранул заключается в перемешивании указанных компонентов, их механическом диспергировании с одновременным нагревом смеси до 80–100 °С, последующим формированием гранул путем экструзии или окатывания и сушки гранул до равновесной влажности [1].

Эффективность антигололедного средства, помимо его способности вызывать таяние ледяной корки, характеризуется также формами и размерами гранул, геометрия которых должна обеспечивать хорошее сцепление с контактирующей поверхностью, а также равномерность и плотность распределения на ней гранул.

Из многообразных геометрических форм (призматических, пластинчатых, цилиндрических, сферических и др.) таким требованиям наиболее

полно отвечают гранулы в виде правильных трехгранных или четырехгранных призм, как технологичных в изготовлении, так и имеющих плоские грани и острые ребра, обеспечивающие плотный контакт с обрабатываемой поверхностью и необходимое сцепление [2]. Площадь поверхности каждой гранулы должна быть минимальной при заданном ее объеме, получая при этом максимально компактные по форме гранулы. Все это позволяет механизировать процесс нанесения гранул на обрабатываемые поверхности с использованием применяемого дорожными и коммунальными службами стандартного оборудования.

На рис. 1а показана гранула в виде правильной трехгранной призмы с торцевой поверхностью в виде равностороннего треугольника с ребрами a и b . На рис. 1б показана гранула в виде правильной четырехгранной призмы с торцевой поверхностью в виде квадрата с ребром a и длиной b . При этом ребра a квадрата и треугольника равны между собой.

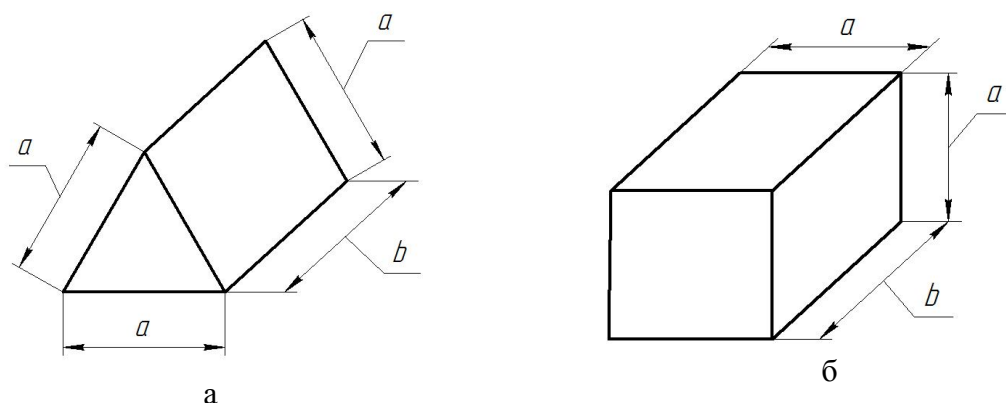


Рис. 1. Геометрическая форма гранул: а – правильная трехгранная призма с торцем в виде равностороннего треугольника с ребром a ;
б – правильная четырехгранная призма с торцем в виде квадрата с ребром a

Для каждой формы гранулы определим размеры ребер a и b , исходя из условия минимальной площади ее поверхности при заданном объеме V гранулы, для чего находим экстремум функции площади поверхности гранулы, приравняв нулю ее первую производную.

Воспользуемся методом множителей Лагранжа для вычисления экстремума функции определенного числа переменных, между которыми существует дополнительная зависимость [3, 4].

Решим задачу для гранулы в форме правильной трехгранной призмы (рис. 1а). Необходимо минимизировать площадь поверхности гранулы:

$$S_T = 3ab + 0,87a^2.$$

Дополнительное условие: объем гранулы $V_T = 0,435a^2b - \text{const}$.

Составим функцию Лагранжа:

$$\Phi = 0,435a^2b + \lambda(F - 3ab - 0,87a^2),$$

где λ – множитель (параметр) Лагранжа.

В соответствии с условиями экстремума функции находим частные производные функции Φ по a , b , λ , приравняем их к нулю и решаем систему уравнений:

$$\Phi'_a = 0,87 ab - 3 \lambda b - 1,74 \lambda a = 0;$$

$$\Phi'_b = 0,435 a^2 - 3 \lambda a = 0;$$

$$\Phi'_\lambda = F - 3 ab - 0,87 a^2 = 0.$$

Решив полученную систему из трех уравнений, имеем: $b = 0,57 a$ или $a = 1,75 b$.

Таким образом, поставленной задаче соответствует гранула в форме правильной трехгранной призмы с соотношением ребер $b = 0,57 a$, при котором площадь поверхности гранулы минимальна при заданном объеме гранулы V_T .

Исходя из полученных соотношений ребер площадь боковой грани $S_{ТБ} = 0,57 ab = 0,57 a^2$; площадь торцевой грани $S_{ТТ} = 0,435 a^2$; объем гранулы $V_T = S_{ТТ}b = 0,25 a^3$.

Решим аналогичную задачу для гранулы в форме правильной четырехгранной (квадратной) призмы (см. рис. 1б).

Необходимо минимизировать площадь поверхности гранулы:

$$S_K = 2 a^2 + 4 ab.$$

Дополнительное условие: объем гранулы $V_K = a^2 b - \text{const.}$

Функция Лагранжа:

$$\Phi = a^2 b + \lambda (F - 2 a^2 - 4 ab).$$

Как и в предыдущем случае, в соответствии с условиями экстремума функции находим частные производные функции Φ по a , b , λ , приравняем их к нулю и решаем систему уравнений:

$$\Phi'_a = 2 ab - 4 a \lambda - 4 b \lambda;$$

$$\Phi'_b = a^2 - 4 a \lambda;$$

$$\Phi'_\lambda = F - 2 a^2 - 4 ab.$$

Решив полученную систему из трех уравнений, имеем: $a = b$.

Таким образом, поставленной задаче соответствует гранула в форме правильной четырехгранной призмы с соотношением $a = b$, при котором площадь поверхности гранулы минимальна при заданном объеме гранулы V_K .

Объем и площадь боковой и торцевой граней такой призмы (куба) равны:

$$V_K = a^3; \quad S_{КБ} = S_{КТ} = a^2.$$

В таблице дан пример расчета параметров гранул, полученных из объема $V = 1\,000 \text{ мм}^3$ технологической массы, в форме трехгранной и четырехгранной призм с ребром 2–10 мм.

Расчет параметров гранул, полученных из заданного объема $V = 1\,000\text{ мм}^3$ технологической массы, в форме трехгранной и четырехгранной призм

Размер ребра гранул a , мм		2	4	6	8	10		
Форма гранул	Правильная трехгранная призма	Количество гранул, шт. $n_T = V/V_T$	500	64	20	8	4	
		Покрываемая площадь, мм ²	Боковыми гранями $S_{ТБ}^n = S_{ТБ} n_T$	1 140	570	380	285	228
			Торцевыми гранями $S_{ТТ}^n = S_{ТТ} n_T$	870	435	290	217	174
	Правильная четырехгранная призма	Количество гранул, шт. $n_K = V/V_K$	125	16	5	2	1	
	Покрываемая площадь, мм ² $S_K^n = S_{КТ} n_K$	500	250	166	125	100		
Отношение количества гранул, n_T/n_K		4						
Отношение покрываемых площадей		$S_{ТБ}^n/S_K^n$	2,3					
		$S_{ТТ}^n/S_K^n$	1,74					

По данным таблицы на рис. 2 показана зависимость покрываемой площади от размера ребер a трехгранной и четырехгранной призм.

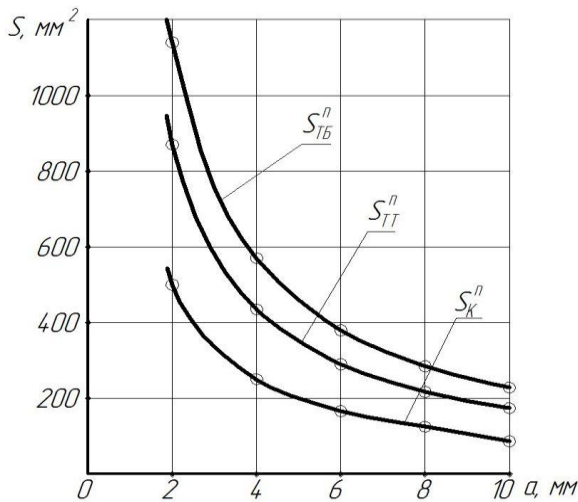


Рис. 2. Зависимость покрываемой площади обледенелой поверхности от размера ребер a :

- $S_{ТБ}^n$ – гранулами правильной трехгранной призмы (контакт боковой гранью);
- $S_{ТТ}^n$ – то же (контакт торцевой гранью);
- S_K^n – гранулами правильной четырехгранной призмы

гранулами в виде куба, поскольку дает возможность получить в 4 раза больше количество гранул, что позволяет обработать площадь обледенелой поверхности больше в 2,3 раза при контакте боковой гранью призмы и в 1,74 раза больше при контакте торцевой гранью призмы, то есть в среднем в 2 раза (см. табл.).

Анализ полученных результатов позволяет сделать выводы.

1. Эффективность антигололедного средства, помимо его способности вызывать таяние ледяной корки, определяется также формами и размерами гранул. Таким требованиям наиболее полно отвечают гранулы в виде правильных трехгранных или четырехгранных призм.

2. Из одного и того же объема V технологической массы при равных размерах ребер a призм применение гранул антигололедного средства в форме правильной трехгранной призмы эффективнее по сравнению с гранулами в виде куба, поскольку дает возможность получить в 4 раза больше количество гранул, что позволяет обработать площадь обледенелой поверхности больше в 2,3 раза при контакте боковой гранью призмы и в 1,74 раза больше при контакте торцевой гранью призмы, то есть в среднем в 2 раза (см. табл.).

3. Из одного и того же объема V технологической массы при уменьшении размера гранул увеличивается покрываемая площадь обрабатываемой поверхности. Так, при уменьшении размера ребра с 10 до 2 мм покрываемая площадь возрастает в 5 раз (см. рис. 2). Однако следует отметить, что масса для приготовления гранул содержит волокнистые включения, которые могут забивать отверстия матрицы небольших размеров, что приведет к необходимости их очистки. Поэтому целесообразно изготавливать отверстия в виде правильных треугольников или квадратов со стороны не менее 4 мм.

Библиографический список

1. Патент № 2408646 РФ. Антигололедный состав и способ его получения / С.Н. Гамаюнов [и др.]; опубл. 10.01.2011. Бюл. № 1.
2. Положительное решение от 07.10.2014. по заявке Пресс-гранулятор Российская Федерация № 2014135580-13.
3. Горячев, В.И. Решение задач торфяного производства численными методами / В.И. Горячев. Калинин: КПИ, 1990. 92 с.
4. Бронштейн, И.Н. Справочник по математике / И.Н. Бронштейн, К.А. Семендяев. М.: Главная редакция физико-математической литературы, 1981. 608 с.

УДК 621.79.01

Д.А. Барчуков
Тверской государственный технический университет

ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ПРОЧНОСТЬ КАК КРИТЕРИЙ РАБОТОСПОСОБНОСТИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЙ, ПОЛУЧАЕМЫХ НАПЛАВКОЙ БЫСТРОРЕЖУЩИХ СТАЛЕЙ НА КОНСТРУКЦИОННЫЕ СТАЛИ

Приведены сведения об условиях возникновения трещин как основного признака низкой технологической прочности при наплавке быстрорежущих сталей на конструкционные стали. Рассмотрен перечень мероприятий повышения технологической прочности наплавленного биметаллического соединения.

Ключевые слова: наплавленная быстрорежущая сталь, зона термического влияния, работоспособность, технологическая прочность.

The information of the conditions of cracks appearance in the time of the welding of high-speed steels on a structural steel has been presented. Cracks appearance is considered as a main sign of low technological strength of a material. The activity list for the enhancement of the technological strength of welding bimetallic joint is reviewed.

Key words: welding high speed steel, zone of thermal influence, efficiency, technological strength.

Технологическая прочность – способность металла выдерживать без разрушения различного рода воздействия в процессе его технологической обработки.

Способность образовывать швы без горячих трещин, то есть способность претерпевать без разрушения упруго-пластическую деформацию при высоких температурах в процессе наплавки или сварки, называют технологической прочностью наплавленного металла в процессе кристаллизации.

Рассмотрим причины возникновения и возможности предотвращения образования горячих трещин при наплавке теплостойких сталей высокой твердости.

Если в процессе наплавки создадутся условия, при которых в металле валика во время его кристаллизации и последующего охлаждения возникнут растягивающие напряжения, превышающие деформационную способность материала при данной температуре, то произойдет его разрушение. Такие условия в наплавленном металле могут возникнуть при высоких температурах, близких к температуре кристаллизации. В этих случаях возникают горячие трещины.

Необходимым условием возникновения горячих трещин является наличие существенной разницы между фактическими деформациями кристаллизующегося и остывающего металла и теми тепловыми деформациями, которые имели бы место в том случае, если бы наплавленный металл претерпевал сжатие, пропорциональное снижению температуры в процессе его охлаждения. Сказанное может быть пояснено схемой (рис.) [1, 2].

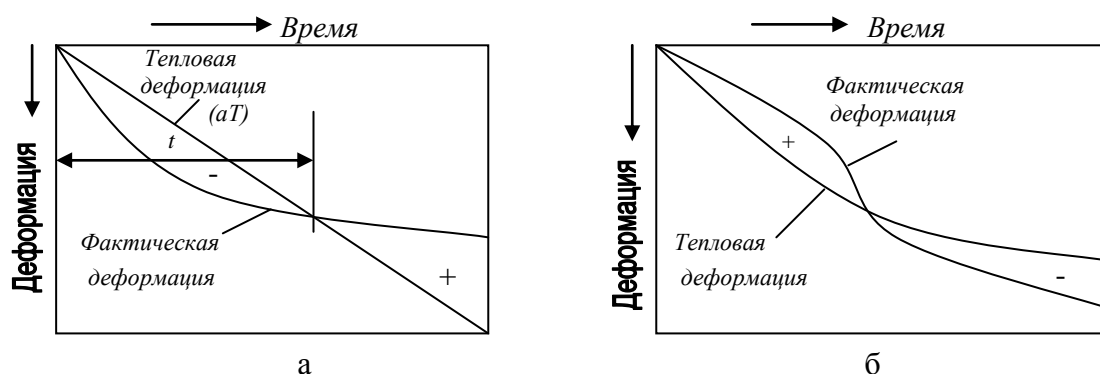


Схема протекания деформаций

в кристаллизующемся и остывающем наплавленном металле:

- а – начальная фактическая деформация укорочения превышает тепловые деформации;
 б – начальная фактическая деформация меньше тепловой деформации [2]

В процессе охлаждения металл должен укорачиваться пропорционально температуре, то есть тепловые укорочения должны составлять величину aT (рис. а). Однако фактическая деформация металла отличается от величины aT , так как наплавленный металл связан с основным металлом, температура которого под действием нагрева изменяется. При этом некоторые участки в данный момент времени остывают и тоже укорачиваются, но с другой скоростью; более удаленные участки металла продолжают нагреваться и, следовательно, расширяются. В результате того, что металл

валика связан с основным металлом, фактические деформации наплавленного металла могут существенно отличаться от тепловых деформаций aT .

Если фактическое укорочение больше, чем тепловые деформации aT , то это значит, что наплавленный металл испытывает обжатие со стороны окружающего металла и в это время трещины возникнуть не могут (обжатие на рисунке обозначено знаком минус). Через время t фактические деформации укорочения могут стать меньше, чем тепловые деформации aT ; в этом случае наплавленный металл будет испытывать растяжение со стороны окружающего металла. Если к этому времени в наплавленном металле останутся участки (прослойки) с низким пределом текучести, деформационная способность которых меньше фактической деформации, то возникнут горячие трещины. Если же такие участки не сохранятся, то трещин не будет [2].

Однородный металл при высоких температурах обладает низким сопротивлением деформации, а его пластичность достаточна, чтобы деформация произошла без разрушения. Однако если в металле имеются концентраторы деформации (например, тонкие жидкие прослойки), то возникает сосредоточенная деформация: удлинение происходит за счет более слабых участков. В «твердо-жидком» металле незатвердевшие прослойки занимают малую часть общего объема; когда деформация концентрируется в микрообъемах прослоек, то возникают трещины. При остывании металла вплоть до комнатной температуры они продолжают расти под действием напряжений, обусловленных неравномерным нагревом.

Для анализа причин появления горячих трещин определяют высоко-температурные деформации и сопоставляют их с деформационной способностью металла в процессе наплавки.

Многочисленными исследованиями [3, 4] установлено, что химический состав наплавленного металла оказывает решающее влияние на состав прослоек и тем самым на стойкость металла против образования горячих трещин. Все элементы, входящие в состав наплавленного металла, условно могут быть отнесены к трем основным группам. Первая группа – элементы, присутствие которых снижает стойкость металла против горячих трещин. Вторая группа – элементы, которые в зависимости от их сочетания и концентрации оказывают положительное или отрицательное влияние на стойкость против образования горячих трещин. Третья группа – элементы, присутствие которых не оказывает влияния на стойкость металла против кристаллизационных трещин [5].

Сера, углерод и другие элементы, образующие прослойки легкоплавких эвтектик, увеличивают склонность металла к образованию горячих трещин. Углерод усиливает вредное действие серы. При наплавке высокоуглеродистых высоколегированных сталей углерод способствует образованию по границам кристаллитов легкоплавких пленок карбидного происхождения, что снижает стойкость металла против кристаллизационных трещин.

Марганец повышает стойкость наплавленного металла против образования горячих трещин, так как он обладает более высоким по сравнению с железом химическим сродством к сере и связывает ее в тугоплавкое соединение, вследствие чего уменьшается температурный интервал хрупкости (ТИХ).

Наличие определенных количеств некоторых элементов даже при малом содержании серы и умеренном содержании углерода может вызывать появление горячих трещин. К таким элементам относятся хром, вольфрам, молибден, ванадий, титан и некоторые другие.

Чем сильнее тот или иной элемент снижает растворимость углерода в аустените, тем в большей степени он способен вызывать образование горячих трещин из-за увеличения межкристаллитных легкоплавких прослоек, а следовательно, из-за увеличения ТИХ. Элементы-карбидообразователи можно расположить по убывающей степени влияния на образование горячих трещин: титан, ванадий, вольфрам, молибден, хром.

Очень важным фактором, способствующим возникновению прослоек и других концентраторов, является дендритная ликвация. Химическая, а также физическая неоднородность, обусловленная ликвацией, приводит к тому, что в некоторых микрообъемах затвердевающего участка наплавленного валика образуются легкоплавкие эвтектики, или участки с искаженной кристаллической решеткой. Обычно концентраторы деформации возникают на стыках столбчатых кристаллов или в точках периметра сечения, затвердевающих в последнюю очередь (границы зерен основного металла). Мнение о том, что жидкие прослойки являются важнейшей, но не единственной причиной образования горячих трещин, возникающих вблизи температуры солидуса при «твердо-жидком» состоянии металла, в настоящее время подкреплено обширным экспериментальным материалом [6, 7].

Предотвращение трещин при наплавке возможно при проведении следующих мероприятий:

1. Снижение темпа деформации металла в ТИХ при наплавке.

Это возможно путем закрепления нежестких заготовок, увеличения их жесткости, более равномерного распределения деформаций при высоких температурах путем регулирования режимов наплавки [8].

2. Регулирование режима наплавки.

Влияние режима наплавки на сопротивляемость образованию горячих трещин весьма важно, так как определяет форму наплавленного валика, характер и схему кристаллизации. Кроме того, в значительной мере определяет время пребывания наплавленного металла в области высоких температур, при которых происходит не только формирование структуры, но и протекают процессы, приводящие к появлению химической и физической неоднородности.

3. Регулирование состава и структуры наплавленного металла.

Существует группа элементов, обуславливающих снижение технологической прочности наплавленного металла. Вместе с тем встречаются элементы, способствующие повышению этой прочности. К числу элементов, снижающих технологическую прочность наплавленного металла, относятся сера, углерод, медь, никель и кислород. Можно повысить запас технологической прочности путем ограничения содержания этих элементов или уменьшить размеры ликвационных прослоек, связав вредные примеси (сера, фосфор) в нерастворимые соединения уже в сварочной ванне.

Большое влияние оказывает структура наплавленного металла, образующаяся при кристаллизации. Благоприятной считается дендритная равноосная структура. Обычно высокопрочные, высоколегированные стали и сплавы больше подвержены образованию горячих трещин, чем обычные конструкционные. Это можно объяснить большей направленностью кристаллитной структуры в шве, увеличенной усадкой, многокомпонентным легированием, способствующим образованию эвтектических составляющих по границам зерен. Поэтому следует искать возможность повышения технологической прочности наплавленного металла за счет введения легирующих элементов, таких как марганец, ванадий и хром [9]. Однако изменять концентрацию легирующих элементов в наплавленном металле в широких пределах не представляется возможным.

4. Предварительный подогрев и замедленное охлаждение деталей после наплавки.

Подогрев позволяет уменьшить влияние растягивающих напряжений, снизить темп их нарастания в период, когда расплавленный металл имеет пониженную пластичность. Температура предварительного подогрева зависит от марки основного и наплавляемого металла.

Однако такой путь не всегда приемлем, так как высокотемпературный подогрев увеличивает время пребывания металла в области интенсивного выделения легирующих элементов из аустенита с образованием и коагуляцией карбидных фаз. Наплавленный металл приобретает пониженную теплостойкость и твердость из-за недостаточной легированности твердого раствора. С целью получения оптимальных значений теплостойкости и твердости, характерных для сталей данного класса, возникает необходимость выполнения последующей термической обработки [10].

Применение высокотемпературного подогрева и последующей сложной термической обработки оказывает сдерживающее влияние на применение наплавки теплостойкими сталями высокой твердости [10].

5. Влияние величины первичных кристаллитов.

Поскольку мелкодисперсные структурные составляющие имеют высокую деформационную способность в ТИХ, их количество, форма и ориентировка весьма важны при решении рассматриваемой задачи. Измельчение первичной структуры способствует уменьшению степени химической неоднородности, то есть уменьшению концентрации вредных примесей по

границам кристаллитов. Измельчение первичной структуры наплавленного металла может быть достигнуто за счет увеличения скорости кристаллизации. Данный фактор может оказать, несмотря на высокий темп деформации в наплавленном металле, решающее значение на увеличение стойкости теплостойких сталей к образованию горячих трещин.

Из вышеизложенного следует, что на образование горячих трещин в наплавленном металле влияют факторы: силовой, определяющийся интенсивностью нарастания деформации по мере снижения температуры; технологический, определяющийся в первую очередь химическим составом наплавляемого металла, от которого зависит деформационная способность материала в температурном интервале хрупкости, а также определяющийся скоростью кристаллизации наплавленного металла с возможностью получения мелкого зерна, отсутствия грубой эвтектики и т.д.

Библиографический список

1. Гуляев, А.И. Технологическая пластичность быстрорежущих сталей / А.И. Гуляев, Л.М. Сарманова // *Материаловедение и термическая обработка металлов*. 1969. № 7. С. 2-9.
2. Прохоров, Н.Н. Физические процессы в металлах при сварке. Т. 2. / Н.Н. Прохоров. М.: Металлургия, 1976. 600 с.
3. Куркин, С.А. Стойкость металла против образования горячих трещин при автоматической сварке / С.А. Куркин // *Автоматическая сварка*. 1954. № 2. С. 23-32.
4. Фрумин, И.И. О механизме возникновения кристаллизационных трещин при сварке и наплавке / И.И. Фрумин // *Автоматическая сварка*. 1957. № 1. С. 88-102.
5. Прохоров, Н.Н. Технологическая прочность сварных швов в процессе кристаллизации / Н.Н. Прохоров. М.: Металлургия, 1979. 248 с.
6. Matsuda, F. Fractographic investigation on solidification crack in the vareststraint test of fully austenitic stainless steel / F. Matsuda, H. Nakagawa, S. Ogata, [et al.] // *Transactions of JWRI*. 1978. V. 7. № 1. P. 59-70.
7. McKeown, D.J. Versatile weld metal cracking tests / D.J. McKeown // *Metal Construction*. 1970. V. 2. № 8. P. 351-352.
8. Земзин, В.Н. Условия образования трещин при сварке и термической обработке. Ч. 2. Оценка влияния жесткости сварной конструкции / В.Н. Земзин, А.А. Чижик, А.А. Ланин // *Сварочное производство*. 1984. № 4. С. 1-4.
9. Arata, Y. Solidifications crack susceptibility in weld metals of fully austenitic steels / Y. Arata, F. Matsuda, H. Nakagawa [et al.] // *Transactions of JWRI*. 1978. V. 7. № 2. P. 169-172.
10. Зубков, Н.С. Изготовление наплавленного металлорежущего инструмента: монография / Н.С. Зубков, В.А. Тютяев, Е.Н. Зубкова. Тверь: Изд-во Тверского государственного технического университета, 1998. 100 с.

УДК 621.785:669.14.018.29

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

ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ И СТРУКТУРНО-ФАЗОВОЕ СОСТОЯНИЕ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ ПОСЛЕ ГАЗОЛАЗЕРНОЙ РЕЗКИ И ОБРАБОТКИ ХОЛОДОМ

Представлены результаты экспериментальных исследований шероховатости поверхности, микроструктуры, фазового состава и распределения микротвердости быстрорежущей стали после газолазерной резки и обработки холодом.

Ключевые слова: шероховатость поверхности, микроструктура, микротвердость, быстрорежущая сталь, газолазерная резка, обработка холодом.

The results of experimental studies of surface roughness, microstructure, phase composition and microhardness distribution of high-speed steel after gas-laser cutting and cold treatment are presented.

Key words: surface roughness, microstructure, microhardness, high-speed steel, gas laser cutting, cold treatment.

Изготовление металлообрабатывающего инструмента в цельном варианте из высоколегированных, дорогих и дефицитных инструментальных сталей при сравнительно низком коэффициенте использования металла с ограниченным ресурсом эксплуатации побуждает искать новые подходы в сокращении расхода сталей [1]. Одним из способов экономного использования быстрорежущих сталей является изготовление биметаллического инструмента с применением наплавки [2]. Однако широкое применение наплавки при производстве инструмента сдерживается высокой трудоемкостью механической обработки наплавленного металла с твердостью 58...62 HRC. Припуски на механическую обработку при изготовлении инструмента можно удалять с помощью газолазерной резки (ГЛР), которая сочетает высокие показатели производительности процесса с точностью и высоким качеством реза [3–5]. Применение ГЛР в процессе удаления припусков позволяет не только упрочнить кромки реза за счет закалки, но и одновременно сформировать рабочие поверхности нужной геометрии, что значительно улучшает технологический цикл изготовления инструмента [2–7]. При ГЛР образуется зона термического влияния, в которой происходит высокоскоростная закалка поверхностных слоев. В зоне оплавления и зоне закалки из твердой фазы возможно пересыщение аустенита углеродом и легирующими компонентами за счет растворения карбидов. В результате в структуре может содержаться повышенное (до 80 %) количество остаточного аустенита [3, 4]. В переходной зоне, где нагрев ниже критической температуры A_{c1} , в предварительно закаленной и отпущенной стали происходит снижение микротвердости и разупрочнение мартенсита, связанное с образованием струк-

тур отпуска. После закалки быстрорежущих сталей обычно выполняют трехкратный отпуск с целью устранения остаточного аустенита и упрочнения стали выделяющимися высокодисперсными карбидами [1]. Выполнение объемного высокотемпературного отпуска приведет к дальнейшему разупрочнению переходной зоны. Эффективным способом превращения остаточного аустенита в мартенсит при сохранении легирующих компонентов в твердом растворе является обработка холодом [1, 8, 9]. Этот вид обработки представляет собой продолжение процессов закалки за счет возобновления мартенситного превращения остаточного аустенита при охлаждении стали до температуры окончания мартенситного превращения M_k . Применение обработки холодом позволяет минимизировать процессы разупрочнения стали в переходной зоне.

Известно, что сопротивление металлообрабатывающего инструмента изнашиванию в процессе эксплуатации в значительной степени определяется эффективной прочностью поверхностного слоя стали, зависящей от ее структурно-фазового состояния [10, 11]. Данная работа посвящена исследованию шероховатости поверхности и структурно-фазового состояния наплавленной быстрорежущей стали марки P2M8 после ГЛР и обработки холодом.

Методика эксперимента. На заготовки из низколегированной конструкционной стали 30ХГСА проводили наплавку быстрорежущей стали дугой прямого действия на постоянном токе обратной полярности в защитной среде аргона. Для наплавки применяли порошковую проволоку с химическим составом, близким к быстрорежущей стали P2M8. После наплавки заготовки подвергали низкотемпературному отпуску для снижения уровня остаточных напряжений. ГЛР выполняли на базе ОАО «Тверской вагоностроительный завод» на технологическом лазерном комплексе *BySprint 3015* компании *Bystronic*, в качестве вспомогательного газа использовали азот. Обработку холодом выполняли сразу после ГЛР, погружая партию образцов в жидкий азот на 15 мин.

Шероховатость поверхностей резцов определяли с помощью цифрового портативного измерителя шероховатости (профилометра) *TR-200*. Высотные, шаговые и интегральные параметры шероховатости поверхности реза определяли согласно ГОСТ 2789-73. Количественную оценку микро топографии поверхности реза выполняли по поперечным профилограммам. Упрочнение и глубину закаленного слоя оценивали по микротвердости наплавленного металла в зоне лазерного воздействия с использованием отечественного прибора ПМТ-3 согласно ГОСТ Р 8.748-2011 (ИСО 14577-1:2002). Исследование микроструктуры стали выполняли методами оптической и растровой электронной микроскопии на универсальном микроскопе *JEOL 6610LV* (Япония). Фазовый состав стали определяли методом рентгеноструктурного анализа на дифрактометре ДРОН-4-07 с использованием монохроматизированного кобальтового K_α -излучения.

Полученные результаты и обсуждение. Поверхность газолазерного реза представляется совокупностью периодически повторяющихся неровностей: волнистостью, бороздчатостью, шероховатостью. Бороздки выполняют функцию концентраторов напряжений, влияющую на усталостную прочность металла. Уменьшение бороздчатости представляет собой важнейшую задачу при изготовлении инструмента. Природа образования неровностей изучена недостаточно. Исследованиям поверхности лазерного реза посвящено большое количество теоретических и экспериментальных работ [2–6]. При резке с продувкой азотом бороздчатость может возникать благодаря гидродинамической неустойчивости слоя расплава, обусловленной силовым воздействием струи газа на расплав. Наиболее высокое качество реза достигается на стационарном режиме газолазерной резки, когда жидкая ванна расплава расположена по всей длине канала реза [3, 4] и скорости плавления металла в направлении реза и удаления расплавленного металла в каждом сечении канала равны. При меньших скоростях газолазерной резки имеет место нестационарный режим, отличающийся периодическим выбросом расплавленного металла из зоны обработки, при этом качество поверхности реза значительно ухудшается.

Газолазерную резку наплавленной быстрорежущей стали выполняли на режимах, подобранных опытным путем: скорость резки 1 500 мм/мин, мощность излучения 4 400 Вт, расстояние между фокальной точкой и поверхностью заготовки 1 мм, давление вспомогательного газа азота $16 \cdot 10^5$ Па. Значение среднего арифметического отклонения профиля Ra составило $1,2 \pm 0,05$ мкм (7-й класс шероховатости по ГОСТ 2789-73), что позволило отказаться от дальнейшей механической обработки упрочненной поверхности. При увеличении толщины реза ширина и глубина бороздок увеличиваются, при этом качество реза ухудшается.

При ГЛР быстрорежущей стали образуется зона лазерного воздействия со слоистым строением. По результатам измерения микротвердости и исследованиям микроструктуры по глубине зоны лазерного воздействия можно отметить три принципиально различных по природе фазовых превращений слоя: оплавленная зона, зона закалки из твердой фазы, зона отпуска и основной металл.

На рис. 1 представлена микроструктура стали в зоне оплавления и зоне закалки из твердой фазы. Зона оплавления протяженностью 3...7 мкм имеет ячеистую структуру. По данным стереометрического анализа средний размер ячеек около 1 мкм. Зона закалки из твердой фазы размером 100...120 мкм. В зоне закалки из твердой фазы, нижняя граница которой определяется нагревом до критической температуры A_{c1} , происходит повторная закалка матрицы. На глубину до 30...40 мкм от поверхности реза произошло частичное растворение карбидов M_6C , входящих в состав эвтектики. При охлаждении в местах нахождения эвтектик образовались области с высоколегированным остаточным аустенитом и тонкодисперсными

карбидами. Первичные карбиды со светлым контрастом округлой формы представляют собой обогащенные ниобием карбиды MC . Заметное растворение карбидов ниобия по данным [1] начинается при нагреве выше температуры $860\text{ }^{\circ}\text{C}$. Результаты исследований методами электронной микроскопии показали, что при кратковременном нагреве во время ГЛР карбиды ниобия растворились только в зоне закалки из жидкой фазы. В зоне закалки из твердой фазы, по всей видимости, растворение прошло лишь частично, что проявилось в уменьшении размеров карбидов, находящихся вблизи зоны оплавления.

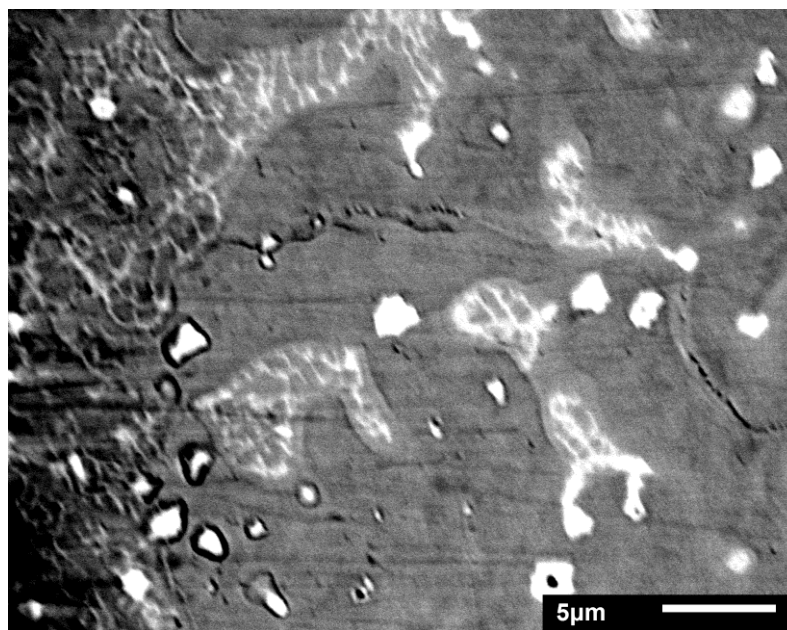


Рис. 1. Микроструктура наплавленной быстрорежущей стали после ГЛР.
Растровая электронная микроскопия

По данным рентгеноструктурного фазового анализа (рис. 2а) в зоне закалки сталь состоит из нижеследующих фаз: мартенсита, карбидов M_6C и MC , остаточного аустенита в количестве 50...60 %. Высокий процент содержания остаточного аустенита объясняется тем, что температура окончания мартенситного превращения M_k опускается в область отрицательных значений и при охлаждении поверхности реза до комнатной температуры мартенситное превращение в зоне закалки происходит не в полном объеме.

При обработке закаленной быстрорежущей стали холодом превращение аустенита в мартенсит происходит только в процессе охлаждения до температуры M_k ($-80\text{ }^{\circ}\text{C}$). Дальнейшее понижение температуры не приводит к более полному превращению аустенита в мартенсит. В настоящей работе обработку холодом выполняли сразу после ГЛР путем погружения образцов на 15 мин в жидкий азот. Обработка холодом снижает количество остаточного аустенита до 7–9 % (рис. 2б).

В последнее время для устранения остаточного аустенита из структуры сталей на практике все чаще стали применять обработку в жидком азоте и других жидких газах [8, 9]. Это связано с тем, что в результате шокового охлаждения происходят процессы дестабилизации стабилизированного аустенита, то есть можно обработку холодом выполнять не сразу после ГЛР, а через 3–4 часа без снижения полноты фазового превращения.

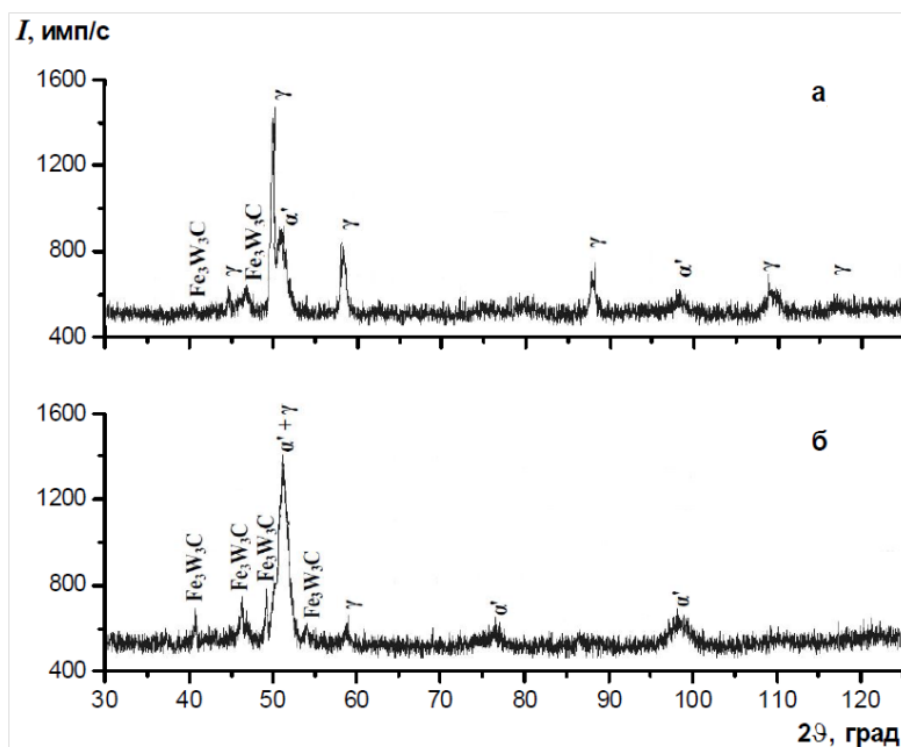


Рис. 2. Дифрактограммы быстрорежущей стали в зоне закалки:
а – после ГЛР; б – после ГЛР и обработки холодом

Результаты измерения микротвердости быстрорежущей стали Р2М8 в зоне лазерного воздействия после ГЛР и обработки холодом представлены в таблице. После обработки холодом выявлено значительное повышение микротвердости во всех участках зоны лазерного воздействия и в основном металле. Это вызвано тем, что наплавленная быстрорежущая сталь после низкотемпературного отпуска содержала повышенное количество остаточного аустенита, следовательно, при обработке холодом произошло превращение остаточного аустенита в мартенсит не только в зоне оплавления и закалки, но и в зоне отпуска и основном металле.

Микротвердость быстрорежущей стали Р2М8 в зоне лазерного воздействия

Область измерения микротвердости	Микротвердость HV после ГЛР	Микротвердость HV после ГЛР и обработки холодом
Оплавленная зона	8 300±188	10 000±170
Зона закалки	9 000±126	9 600±123
Зона отпуска	7 750±69	8 020±71
Основной металл	7 980±290	8 300±275

Применение обработки холодом после ГЛР быстрорежущей стали имеет ряд преимуществ. Известно, что одним из самых больших недостатков обработки холодом является увеличение в объеме стали, что приводит к появлению дополнительных структурных и термических напряжений, образованию трещин [7, 8]. Так как при ГЛР быстрорежущей стали зона закалки имеет глубину около 100–120 мкм в зависимости от режимов, то при обработке холодом мартенситное превращение будет интенсивно проходить только в тонком закаленном слое. Образующиеся напряжения будут релаксировать в переходной зоне, так как она имеет по сравнению с закаленным слоем пониженную твердость. Обработка холодом не разупрочняет переходную зону.

Также необходимо отметить, что обработка холодом устраняет остаточный аустенит из структуры быстрорежущей стали, не разупрочняя мартенсит, то есть сохраняется высокое количество растворенного в нем углерода и высокая степень легирования мартенсита. На многих предприятиях, там, где выполняют ГЛР с продувкой кислородом, жидкий азот является побочным продуктом технологии получения кислорода из воздуха. Неудобств и сложности транспортировки и хранения жидкого азота, как правило, не возникает.

Выводы. 1. При газолазерной резке наплавленной быстрорежущей стали в поверхностных слоях реза формируется зона лазерного воздействия со слоистым строением. Содержание остаточного аустенита в зоне закалки 50–60 %. Благодаря растворению карбидных фаз в зоне оплавления и зоне закалки, мартенсит имеет высокую степень легирования и повышенное количество растворенного в нем углерода.

2. По данным рентгеноструктурного фазового анализа количество остаточного аустенита в зоне закалки после обработки холодом снижается до 7–9 %. При обработке холодом происходит превращение остаточного аустенита в мартенсит во всех зонах лазерного воздействия и основном металле, что вызывает повышение микротвердости в поверхностных слоях реза до 9 600–10 000 МПа. Применение обработки холодом после ГЛР позволяет минимизировать процессы разупрочнения стали в переходной зоне.

3. Значение среднего арифметического отклонения профиля Ra составило $1,2 \pm 0,05$ мкм, что позволяет отказаться от дальнейшей механической обработки упрочненной поверхности при изготовлении некоторых видов инструмента.

Библиографический список

1. Геллер, А.Ю. Инструментальные стали / А.Ю. Геллер. М.: Металлургия, 1983. 527 с.
2. Афанасьева, Л.Е. Лазерная и криогенная обработка быстрорежущей стали: монография / Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова. Тверь: ТвГТУ, 2014. 96 с.
3. Григорьянц, А.Г. Технологические процессы лазерной обработки / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов, А.И. Мисюров. М.: МГТУ, 2006. 664 с.

4. Панченко, В.Я. Лазерные технологии обработки материалов: современные проблемы фундаментальных исследований и прикладных разработок / В.Я. Панченко [и др.]. М.: Физматлит, 2009. 664 с.

5. Барабонова, И.А. Градиентное упрочнение наплавленной быстрорежущей стали газолазерной резкой / И.А. Барабонова, Л.Е. Афанасьева, Е.В. Ботянов, Г.В. Раткевич // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 9 (105). С. 13-16.

6. Афанасьева, Л.Е. Влияние газолазерной резки на структуру и свойства машиностроительных сталей / Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова, Н.С. Зубков, В.Н. Гадалов, В.Г. Сальников, Д.Н. Романенко // Заготовительные производства в машиностроении. 2012. № 3. С. 37-39.

7. Афанасьева, Л.Е. Структурные фазовые превращения в быстрорежущей стали при лазерной закалке с оплавлением поверхности многоканальным CO₂ лазером / Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова, Е.В. Ботянов, Г.В. Раткевич, Р.М. Гречишкин // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 8 (104). С. 10-13.

8. Солоненко, В.Г. Криогенная обработка режущих инструментов / В.Г. Солоненко // Технология металлов. 2009. № 4. С. 7-14.

9. Bonek, M. Structure and properties of laser alloyed surface layers on the hot-work tool steel / M. Bonek, L.A. Dobrzanski, E. Hajduczek, A. Klimpel // J. Materials Processing Technology. 2006. № 175. P. 45-54.

10. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.

11. Измайлов, В.В. Исследование трения металлов и неметаллов на микроструктурном уровне / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, М.П. Вильмс // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования. Тверь: ТвГТУ, 2011. № 4. С. 38-46.

УДК 621.785:669.14.018.29

Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова, И.А. Барабонова
Тверской государственный технический университет

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ ПОСЛЕ ГАЗОЛАЗЕРНОЙ РЕЗКИ И ОБРАБОТКИ ХОЛОДОМ

Представлены результаты определения коэффициента трения покоя и испытаний на изнашивание образцов быстрорежущей стали Р6М5 после закалки и трехкратного отпуска, газолазерной резки и обработки холодом.

Ключевые слова: интенсивность изнашивания, коэффициент трения, быстрорежущая сталь, газолазерная резка, обработка холодом.

The results of static friction coefficient determination and wear testing are presented for high-speed steel R6M5 samples after quenching, triple tempering, gas laser cutting and cold treatment.

Key words: wear intensity, friction coefficient, high-speed steel, gas laser cutting, cold treatment.

Интенсификация рабочих режимов и тяжелые условия эксплуатации создают предпосылки для быстрого выхода из строя металлообрабатываю-

шего инструмента. Потеря работоспособности инструмента в большинстве случаев происходит в результате изнашивания рабочих поверхностей [1–5]. Значительный ресурс повышения работоспособности металлообрабатывающего инструмента заключается в материале, из которого он изготавливается. Именно поэтому триботехническому материаловедению уделяется все более пристальное внимание. Задача повышения стойкости высокопроизводительного инструмента неразрывно связана с созданием новых способов упрочнения их рабочих поверхностей, обеспечивающих повышение эксплуатационных свойств. Износостойкость быстрорежущих сталей зависит от многих факторов и прежде всего от твердости и прочности поверхностных слоев, типа структуры, величины и характера напряжений [4].

Данная работа посвящена исследованию триботехнических характеристик (коэффициента трения, твердости, интенсивности изнашивания) образцов быстрорежущей стали марки Р6М5 после закалки и трехкратного отпуска, газолазерной резки (ГЛР) и обработки холодом.

Методика эксперимента. Быстрорежущая сталь марки Р6М5 является ведущей сталью на рынке производства инструментов как в нашей стране, так и за рубежом. Она относится к вольфрамомолибденовым сталям оптимального состава.

Заготовки из быстрорежущей стали марки Р6М5 послековки и изотермического отжига подвергали объемной закалке и трехкратному высокотемпературному отпуску при температуре 560 °С. Затем их разрезали на образцы с помощью ГЛР на базе ОАО «Тверской вагоностроительный завод» на технологическом лазерном комплексе *BySprint 3015* компании *Bystronic*. Обработку холодом выполняли сразу после ГЛР, погружая партию образцов в жидкий азот на 15 мин.

Для определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев стали был использован микротрибометр [6]. Поверхность образцов предварительно подвергалась механической полировке на алмазной пасте.

В качестве контрообразцов были использованы сферические инденторы из различных материалов: циркония; золота; оксида алюминия (корунда). Выбор индентора связан с тем, что эти материалы практически не окисляются, тем самым обеспечивая воспроизводимость условий эксперимента.

Коэффициенты трения определяли при нормальных нагрузках N на контакт от 0,49 до 5,88 мН, которые создавали разновесами массой от 50 до 600 мг. Измерение при одной нагрузке повторяли 10–20 раз.

Испытание на изнашивание стальных образцов проводили о закрепленный абразив по схеме шар – плоскость. В качестве контрообразца использовали сферический наконечник с алмазным напылением. Диаметр наконечника равен 1,6 мм. К контакту прикладывали нагрузку в 50 г. Тангенциальные возвратно-поступательные перемещения контрообразца осуществлялись электромеханическим приводом с питанием от генератора импульсов с частотой $\nu = 20$ Гц. За один период путь трения составлял

10...12 мм. Каждый образец подвергался испытанию в течение $t = 10$ ч. Общий путь трения составлял $L_{тр} = 7\ 200...8\ 600$ м. Далее с поверхности образцов перпендикулярно дорожке изнашивания были сняты профилограммы. По профилограмме определяли ширину и максимальную глубину h_{max} дорожки изнашивания. Затем рассчитывали характеристики изнашивания образца: линейный износ за цикл ($h_{max}/(vt)$); объемную скорость изнашивания (V/t); линейную интенсивность изнашивания ($h_{max}/L_{тр}$); объемную интенсивность изнашивания $V/L_{тр}$, где V – объемный износ (объем канавки износа).

Полученные результаты и обсуждение. Результаты измерений коэффициента трения f полированной поверхности образцов стали Р6М5 после различных видов обработки представлены в табл. 1.

Таблица 1. Экспериментальные значения коэффициентов трения f

Материал контробразца	N , мН	Закалка и трехкратный отпуск	ГЛР и обработка холодом	ГЛР
Цирконий	0,49	0,24±0,05	0,24±0,03	0,21±0,01
	0,98	0,13±0,01	0,18±0,02	0,17±0,02
	1,96	0,09±0,01	0,11±0,02	0,14±0,02
	2,94	0,10±0,02	0,11±0,02	0,14±0,01
	3,92	0,10±0,01	0,09±0,02	0,13±0,01
	5,89	0,10±0,01	0,11±0,01	0,13±0,01
Корунд	0,49	0,25±0,04	0,21±0,01	0,22±0,01
	0,98	0,17±0,01	0,16±0,01	0,18±0,02
	1,96	0,14±0,01	0,14±0,01	0,15±0,003
	2,94	0,15±0,02	0,13±0,01	0,15±0,003
	3,92	0,14±0,01	0,12±0,004	0,14±0,004
	5,89	0,13±0,01	0,12±0,01	0,14±0,004
Золото	0,49	0,32±0,06	0,28±0,03	0,23±0,02
	0,98	0,28±0,03	0,19±0,02	0,20±0,02
	1,96	0,15±0,02	0,14±0,01	0,12±0,01
	2,94	0,17±0,01	0,13±0,01	0,12±0,02
	3,92	0,13±0,01	0,11±0,02	0,11±0,01
	5,89	0,13±0,01	0,11±0,02	0,11±0,01

С увеличением нормальной нагрузки на контакт значения коэффициента трения для всех исследованных поверхностей убывают. При малых нагрузках (до 2 мН) наблюдается более интенсивное снижение значений f , при больших нагрузках значения f изменяются незначительно.

В исследованной области механических нагрузок значения f полированных поверхностей образцов стали после ГЛР, ГЛР и обработки холодом в паре с контробразцом из циркония выше, чем f поверхности стали после традиционного упрочнения – закалки и трехкратного отпуска. Зависимости коэффициента трения исследуемых образцов от нормальной нагрузки в паре с контробразцом из корунда для всех видов обработки практически

совпадают. Значения f образцов после ГЛР, ГЛР и обработки холодом в паре с контрообразцом из золота ниже, чем значения f полированной поверхности стали после закалки и трехкратного отпуска.

Анализ данных табл. 1 позволяет сделать заключение, что быстрорежущая сталь марки Р6М5 после закалки и трехкратного отпуска, газолазерной резки и обработки холодом имеет близкие значения коэффициента трения в исследованной области механических нагрузок, с повышением нагрузки величина коэффициента трения снижается по одинаковому закону.

В табл. 2 представлены результаты измерения микротвердости стальных образцов при нагрузке на индентор 1,96 мН.

Таблица 2. Распределение микротвердости в зоне лазерного воздействия

Область измерения микротвердости	Микротвердость HV после ГЛР	Микротвердость HV после ГЛР и обработки холодом
Оплавленная зона	8 600±134	10 000±124
Зона закалки	9 100±112	9 800±122
Зона отпуска	7 900±88	7 900±79
Основной металл	8 300±132	8 310±145

После закалки и трехкратного отпуска быстрорежущая сталь имеет микротвердость $HV = 8\ 300 \dots 8\ 450$ МПа. При ГЛР происходит повторная закалка поверхностных слоев реза. Микротвердость в оплавленной зоне и зоне закалки повышается незначительно, так как в структуре содержится повышенное количество остаточного аустенита [7–10]. При обработке холодом значительная часть остаточного аустенита превращается в мартенсит. Это приводит к повышению микротвердости в оплавленной зоне и зоне закалки до значений 9 800...10 000 МПа.

Сопротивление металлических материалов различным видам изнашивания часто в большей степени определяется не исходной прочностью (твердостью), а уровнем эффективной прочности поверхностного слоя, который достигается в процессе фрикционного нагружения. Результаты экспериментально определенной интенсивности изнашивания быстрорежущей стали Р6М5 после различных видов обработки представлены в табл. 3.

Таблица 3. Характеристики изнашивания стальных образцов

Характеристика	Закалка и трехкратный отпуск	ГЛР	ГЛР и обработка холодом
Линейная интенсивность изнашивания, 10^{-9}	8,6	3,3	4,2
Объемная интенсивность изнашивания, 10^{-15} м ²	4,1	1,4	2,1
Линейный износ за цикл, 10^{-8} мм/цикл	9,4	3,3	5,0
Объемная скорость изнашивания, 10^{-3} мм ³ /ч	3,2	1,0	1,8

Стандартная термическая обработка быстрорежущей стали Р6М5, заключающаяся в закалке и высокотемпературном трехкратном отпуске,

формирует структуру высокоотпущенного мартенсита с пониженным (0,2 %) количеством углерода, упрочненного дисперсными карбидами [1]. Анализ результатов испытаний на износ показал, что такая обработка не обеспечивает высокого уровня абразивной износостойкости. Значительно более высоким сопротивлением абразивному износу обладают структуры тетрагонального мартенсита с повышенным содержанием углерода и метастабильного аустенита, полученные в поверхностных слоях реза [7–10]. После газолазерной резки в 3 раза снижается скорость изнашивания за счет формирования метастабильных структурных состояний, способных к интенсивному деформационному упрочнению в результате фазовых превращений под действием контактного нагружения. Метастабильный аустенит при фрикционном взаимодействии претерпевает деформационное $\alpha \rightarrow \gamma$ превращение. Пластической деформацией в α -мартенсите инициируется деформационное динамическое старение, или деформационный отпуск мартенсита [8]. После обработки холодом количество остаточного аустенита в зоне лазерного воздействия снижается до 7–9 %, что приводит к возрастанию скорости изнашивания.

Выводы. 1. Быстрорежущая сталь марки Р6М5 после закалки и трехкратного отпуска, газолазерной резки и обработки холодом имеет близкие значения коэффициента трения при нормальных нагрузках на контакт от 0,49 до 5,88 мН; с повышением нагрузки коэффициент трения снижается по одинаковому закону.

2. При обработке холодом значительная часть остаточного аустенита превращается в мартенсит. Это приводит к повышению микротвердости в оплавленной зоне и зоне закалки до 9 800...10 000 МПа.

3. Стандартная термическая обработка быстрорежущей стали Р6М5, заключающаяся в закалке и высокотемпературном трехкратном отпуске, не обеспечивает высокого уровня абразивной износостойкости. ГЛР и обработка холодом формируют в поверхностных слоях метастабильные структуры тетрагонального мартенсита и остаточного аустенита, способные к интенсивному деформационному упрочнению под действием контактного нагружения, что приводит к снижению скорости изнашивания в 1,8 раз.

Библиографический список

1. Геллер, А.Ю. Инструментальные стали / А.Ю. Геллер. М.: Металлургия, 1983. 527 с.
2. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
3. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 116 с.
4. Власов, В.М. Работоспособность упрочненных трущихся поверхностей / В.М. Власов. М.: Машиностроение. 1987. 304 с.
5. Барабонова, И.А. Градиентное упрочнение наплавленной быстрорежущей стали газолазерной резкой / И.А. Барабонова, Л.Е. Афанасьева, Е.В. Ботянов, Г.В. Раткевич // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 9 (105). С. 13-16.

6. Патент № 2150688 РФ. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова, А.А. Иванова; опубл. 10.06.2000. Бюл. № 16.

7. Афанасьева, Л.Е. Структурные фазовые превращения в быстрорежущей стали при лазерной закалке с оплавлением поверхности многоканальным CO₂ лазером / Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова, Е.В. Ботянов, Г.В. Раткевич, Р.М. Гречишкин // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 8 (104). С. 10-13.

8. Макаров, А.В. Влияние лазерной обработки на структуру, износостойкость и усталостные свойства высокопрочного чугуна / А.В. Макаров, И.Ю. Малыгина, А.Л. Осинцева // Физика и химия обработки материалов. 2006. № 4. С. 46-55.

9. Барабонова, И.А. Триботехнические свойства быстрорежущей стали после лазерной поверхностной обработки / И.А. Барабонова, Н.С. Зубков, М.В. Новоселова, Л.Е. Афанасьева // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования. 2013. № 6. С. 74-79.

10. Афанасьева, Л.Е. Лазерная и криогенная обработка быстрорежущей стали: монография / Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова. Тверь: ТвГТУ, 2014. 96 с.

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие	3
-------------	---

МЕХАНИКА И ФИЗИКА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

<i>В.В. Измайлов, М.В. Новоселова</i> О фактической и физической площадях дискретного контакта	4
<i>Г.И. Rogozin, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян, В.Г. Прохоров</i> Оценка прочности соединений с натягом с учетом упругопластической деформации микровыступов шероховатости сопряженных поверхностей	10
<i>М.М. Матлин, А.И. Мозгунова, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин</i> Оценка возможности использования единой кривой деформирования для определения параметров контакта тел соизмеримой твердости	13
<i>М.М. Матлин, С.Л. Лебский, А.И. Мозгунова, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин, Ал.И. Сотникова</i> Единая расчетная зависимость для сближения в контакте твердых тел при соизмеримой твердости их материалов	18
<i>И.И. Беркович, Ю.И. Морозова</i> Применение статистических моделей для описания микрогеометрии частиц и контртела	23
<i>А.С. Иванов, Н.И. Смирнов, С.В. Муркин, М.М. Ермолаев</i> Влияние пластических деформаций микронеровностей на ослабление затяжки резьбовых соединений погружных центробежных насосов	27
<i>В.В. Мешков, О.В. Сутягин, С.В. Мединцев, С.П. Рыков</i> Влияние твердосмазочных покрытий на распределение нагрузки по виткам резьбовых сопряжений при пластическом контакте	31

ТРИБОТЕХНИКА И ТРИБОТЕХНОЛОГИИ

<i>Е.А. Ефимова, В.В. Измайлов</i> Влияние параметров микрогеометрии контактирующих поверхностей на интенсивность изнашивания дискретного контакта	35
<i>А.Ф. Гусев, Д.А. Гусев</i> Измерение коэффициента трения электропроводных материалов на микротрибометре	42
<i>А.Ю. Лаврентьев, Д.А. Иванов</i> Разработка процесса восстановления шламового насоса, обеспечивающего повышение износостойкости деталей	48
<i>О.В. Сутягин, Г.Б. Бурдо, А.А. Рачишкин</i> Фрикционные свойства трибосопряжений с твердосмазочными покрытиями с позиций молекулярно-механической теории трения	53
<i>А.А. Рачишкин, О.В. Сутягин, А.Н. Болотов</i> Принципы компьютерного моделирования фрикционного контакта	61
<i>А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова</i> Комплект оборудования для исследования физико-химических свойств нанодисперсных магнитных смазочных сред. Часть 3	66
<i>И.В. Горлов, А.Н. Болотов, М.Г. Рахутин</i> Прогнозирование эксплуатации торфяной машины при изменении параметров трибоэлементов	70

М.Ш. Мигранов

Исследование износостойкости режущего инструмента при нестационарном то-
чении

76

ТРИБОТЕХНИЧЕСКОЕ МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, Г.В. Сержантова

Влияние структуры на триботехнические характеристики боридных покрытий 79

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

Влияние плотности распределения дисперсных фаз на трещиностойкость термо-
диффузионных покрытий 83

В.И. Горячёв, И.И. Михеев, С.Е. Воробьёв

Оптимизация формы и размеров гранул антигололедного средства на основе тор-
фа при контакте с обрабатываемой поверхностью 89

Д.А. Барчуков

Технологическая прочность как критерий работоспособности биметаллических
соединений, получаемых наплавкой быстрорежущих сталей на конструкционные
стали 93

Л.Е. Афанасьева, И.А. Барабонова, Г.В. Раткевич

Шероховатость поверхности и структурно-фазовое состояние быстрорежущей
стали после газолазерной резки и обработки холодом 99

Л.Е. Афанасьева, М.В. Новоселова, И.А. Барабонова

Триботехнические свойства быстрорежущей стали после газолазерной резки и
обработки холодом 105

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

Межвузовский сборник научных трудов

Выпуск 8

Ответственный редактор В.В. Измайлов

Редактор Ю.Ф. Воробьева

Корректор Ю.А. Якушева

Технический редактор В.А. Смирнова

Подписано в печать 30.03.2015

Формат 60×84/16

Физ. печ. л. 7

Тираж 100 экз.

Усл. печ. л. 6,51

Заказ № 25

Бумага писчая

Уч.-изд. л. 6,09

С – 21

Редакционно-издательский центр
Тверского государственного технического университета
170026, Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22