

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

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

**Межвузовский сборник научных трудов**

**Выпуск 2**

**Тверь 2006**

УДК 621.891

ББК

Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: Межвуз. сб. науч. тр. / Под ред. Н.Б. Демкина. Тверь: ТГТУ, 2006. 232 с.

Сборник содержит результаты научных исследований процессов на поверхности твердых тел и в граничных слоях, механики и физики контактного взаимодействия, трения и изнашивания материалов и конструкций, фрикционных и антифрикционных материалов, смазок, новейших технологических методов повышения износостойкости оборудования. Рассмотрены фундаментальные и прикладные аспекты материаловедения, электрических процессов в коммутирующих устройствах. Предлагаются пути повышения надежности, износостойкости, экономичности технологического и энергетического оборудования.

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

Подготовлен на кафедре физики Тверского государственного технического университета.

**Редакционная коллегия:**

доктор техн. наук профессор Н.Б. Демкин (ответственный редактор);  
доктор техн. наук профессор Н.А. Буше;  
доктор техн. наук профессор А.Н. Болотов;  
доктор техн. наук профессор В.Г. Зубчанинов;  
доктор техн. наук профессор В.В. Измайлов (зам. ответственного редактора);  
канд. техн. наук М.В. Новосёлова (ответственный секретарь).

**Рецензенты:**

зав. кафедрой общей физики ТвГУ, доктор хим. наук профессор Ю.Д. Орлов;  
доктор физ.-мат. наук профессор Ю.Г. Пастушенков.

ISBN

© Тверской государственный  
технический университет, 2006



Сборник посвящается 80-летию со дня рождения основоположника Тверской научной школы трибологии заслуженного деятеля науки и техники Российской Федерации доктора технических наук профессора Николая Борисовича Демкина и содержит статьи ведущих отечественных и зарубежных ученых, посвященные широкому кругу вопросов, касающихся физических, химических, механических процессов на поверхности и в контакте твердых тел.

Значительная часть исследований посвящена контактированию технических поверхностей и фрикционным процессам в контакте деталей машин. Предлагаются практические способы повышения износостойкости фрикционных узлов, снижения потерь на трение. Рассмотрены теоретические модели процессов, происходящих на поверхности и в граничных слоях. Представлены результаты научных исследований, направленных на повышение надежности и эффективности электроконтактных соединений. Рассмотрены материаловедческие аспекты создания конструкционных материалов с повышенными эксплуатационными свойствами для технологического оборудования.

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

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

## **МИКРОГЕОМЕТРИЯ И КОНТАКТИРОВАНИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

---

УДК 621. 891

Н.Б. Демкин

Тверской государственный технический университет

### **КОМПЬЮТЕРНЫЕ МОДЕЛИ ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА В ТРИБОЛОГИИ**

Теория контакта реальных поверхностей, разрабатываемая в течение ряда лет в нашей лаборатории, исходит из того, что механика дискретного контакта шероховатых поверхностей имеет ряд особенностей. Выступы, образующиеся при обработке и трении, весьма разнообразны по форме и имеют различное распределение высот. Поэтому при моделировании топографии поверхностей надо учитывать факторы, связанные с характером технологической обработки, и вводить в статистические законы распределения параметры определенные экспериментально, характеризующие реальную поверхность.

Развитие трибологии неразрывно связано с изучением свойств фрикционного контакта.

Свойства фрикционного контакта оказывают сильнейшее влияние на процессы трения и изнашивания, поскольку вследствие дискретности контакта касание выступов происходит только на отдельных площадках образующих фактическую площадь контакта. Поэтому сила трения оказывается пропорциональной этой площади, а диаметр площадок контакта при трении определяет время взаимодействия выступов.

Износ поверхностей трения происходит на фактической площади контакта и зависит не только от свойств материала, но и от давления на этой площади, поскольку величина фактического давления определяет разрушение поверхностных пленок и возникновение адгезионных связей на контакте. С ростом фактического давления увеличивается сила трения, а следовательно и температура, под влиянием которой меняются физико-механические свойства поверхности трения.

Сближение поверхностей влияет на напряженно-деформированное состояние контакта, характер взаимодействия и деформацию выступов.

Объем межконтактного пространства определяет максимальное количество смазки в контакте и т.д. [1-3].

Успешное развитие трибологии в значительной мере основывается на механике дискретного контакта [4, 5]

## Микротопография поверхности

Теория контакта реальных поверхностей отличается тем, что статистические законы, характеризующие топографию поверхностей, определяются экспериментально, причем выбирается такой закон распределения, который наилучшим образом соответствует полученным экспериментальным данным.

Распределение материала по высоте шероховатого слоя (нормированное выражение кривой опорной поверхности), как показали специально проведенные исследования, лучше всего описывается интегральной функцией бета-распределения в виде [6, 7]

$$\eta(\varepsilon) = \frac{\Gamma(z_1 + z_2)}{\Gamma(z_1)\Gamma(z_2)} \int_0^\varepsilon x^{z_1-1} (1-x)^{z_2-1} dx.$$

Бета-распределение обладает значительной гибкостью и, варьируя значениями  $z_1$  и  $z_2$ , можно достаточно точно отобразить ход реальных опорных кривых.

Поскольку в процессе трения и изнашивания участвуют только наиболее высокие выступы, расположенные выше средней плоскости, для описания топографии поверхности создаваемой этими выступами используются три функции распределения [8, 9].

1. Распределение материала по высоте шероховатого слоя:

$$\eta(\varepsilon) = A_p/A_c = t_m \varepsilon^v,$$

где  $\varepsilon = p/R_p$ ,  $v = 2 t_m (R_p/R_a) - 1$ .

Функция распределения материала по высоте шероховатого слоя играет особенно большую роль, поскольку это единственная топографическая характеристика поверхности, которая может быть надежно и достаточно просто определена при помощи профилографа. Вид этой функции отражает характерные черты данного вида обработки или условий трения. Функция имеет ясный математический смысл, выражая вероятность того, что материал находится выше некоторого уровня  $\varepsilon$ .

2. Распределение материала по высоте единичного выступа (форма выступа):

$$\psi(\varepsilon) = \delta A_1(\varepsilon) / \delta A_m = \varepsilon^\gamma,$$

здесь  $\gamma$  – коэффициент формы выступов (см. табл.).

3. Распределение вершин выступов по высоте шероховатого слоя:

$$\varphi(\varepsilon) = n_r(\varepsilon) / n_m = \varepsilon^{v-\gamma}.$$

Располагая двумя из этих функций легко получить третью, поскольку функции распределения взаимосвязаны:

$$\eta(\varepsilon) = t_m \int_0^\varepsilon \psi(x) \varphi(x) dx .$$

Предлагаемые функции распределения позволяют с достаточной точностью описать топографию поверхностей и удобны для проведения компьютерных расчетов.

Значения коэффициентов формы для выступа профиля и поверхности

Форма выступа	Профиль $\gamma_{пр}$	Поверхность $\gamma_{пов}$
Сферический и эллиптич. сегмент	$1/2$	1
Клин	1	1
Цилиндрическая поверхность	$1/2$	$1/2$
Стержень	0	0

### Компьютерные модели контакта

Компьютерные модели контакта шероховатых поверхностей работают по следующему алгоритму. По характеристикам микрогеометрии поверхностей определяются параметры функции распределения вершин выступов. При заданной нагрузке, с использованием итерационного процесса определяется деформация каждого выступа и по ее величине находится закон деформирования выступа (рис. 1). Нагрузки, воспринимаемые отдельными выступами, суммируются и определяется нагрузка на упруго, упругопластически и пластически деформируемые выступы.

$$N = N_y + N_{yn} + N_n.$$

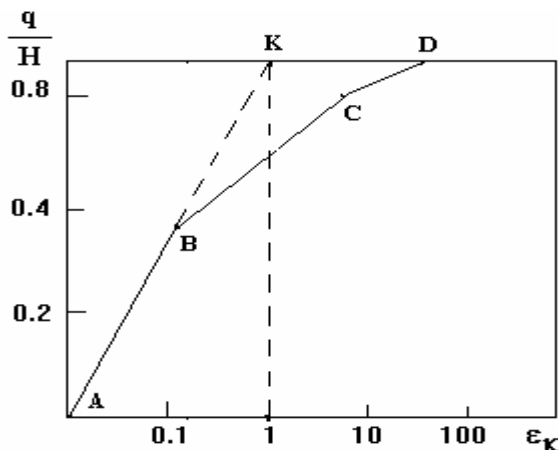


Рис.1. Зависимость между относительным давлением и сближением

Если число выступов, вступивших в контакт, достигло числа выступов на контурной площади, то при дальнейшем увеличении нагрузки число выступов остается постоянным, т.е. учитывается возможность возникновения насыщенного контакта.

Для каждого выступа, в зависимости от его деформации, определяются размеры площадок контакта и находится суммарная площадь фактического контакта при данной нагрузке. Фактическое давление определяется как отношение нагрузки к фактической площади контакта. Располагая величиной фактического давления  $P_f$ , легко выразить другие характеристики контакта шероховатых поверхностей.

Эта модель позволяет рассчитать не только среднее контактное давление, но и определить, какая доля выступов находится в том или ином режиме деформирования.

Основные факторы, необходимые для расчета, характеристики контакта, определяемые с помощью компьютерного моделирования, и эксплуатационные свойства, устанавливаемые на основе этих характеристик, показаны на рис. 2.

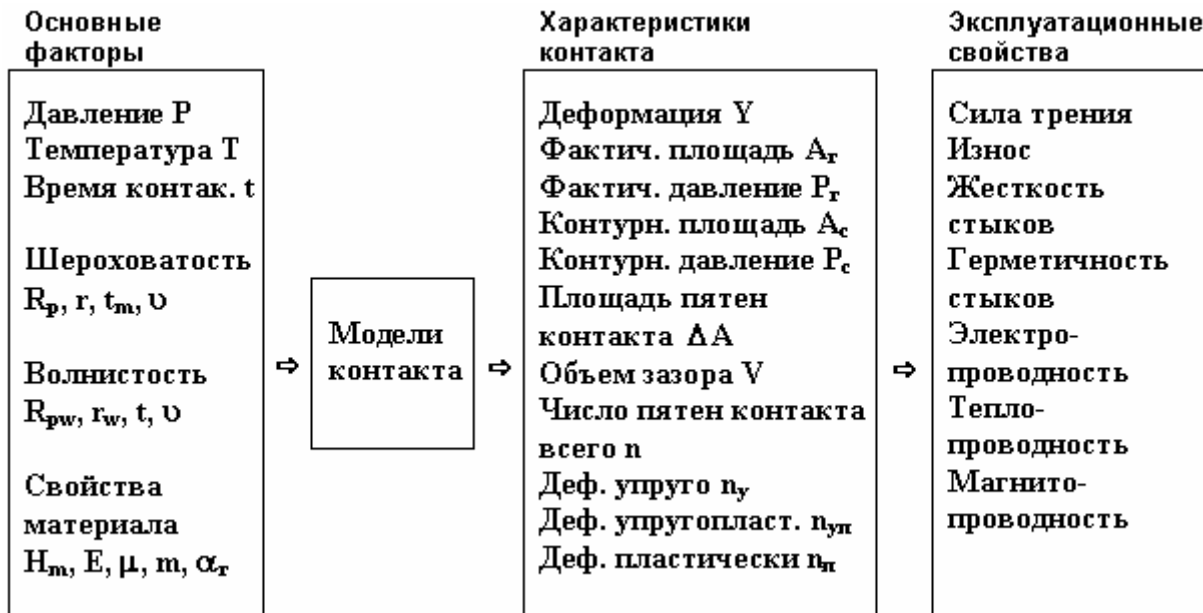


Рис. 2. Схема расчета характеристик контакта

Как видно из схемы, для проведения расчетов необходимо располагать внешними условиями, характеристиками микрогеометрии и физико-механическими свойствами материалов.

### Расчет характеристик контакта

В качестве модели единичной неровности возьмем наиболее удобную модель в виде сферического сегмента, т.е. выбираем, что коэффициент формы  $\gamma = 1$ . Полагаем, что для описания деформации могут быть использованы классические решения контактных задач, полученные для изотропных материалов и макрообъемов. Если имеется волнистость, волны, на которых располагаются выступы, деформируются упруго.

Расчет выполняется применительно к контакту шероховатой поверхности с гладкой твердой, а затем делается переход к контакту двух шероховатых поверхностей с использованием композиции законов распределения [11, 12].

Зависимость фактической площади контакта и сближения от контурного давления показана на рис. 3, точками представлены эксперименталь-

ные данные. Из рисунка видно, что между расчетом и экспериментом имеется удовлетворительное соответствие.

Изменение объема зазора от номинального давления при различной высоте волн для незакаленных стальных поверхностей показано на рис. 4.

Влияние температуры на свойства контакта выражается, главным образом, в том, что с увеличением температуры уменьшается значение твердости. Изменение модуля упругости с температурой для металлов весьма невелико и им можно пренебречь. Твердость в зависимости от времени  $t$  и гомологической температуры  $\Theta$  можно выразить как [13]

$$H(\Theta, t) = H_0 \left( \frac{1 + \Theta_T^{2/3}}{1 + \Theta_0^{2/3}} \right) \left( \frac{t_H}{t_K} \right)^m.$$

Здесь  $H_0$  – твердость при начальной гомологической температуре  $\Theta_0$ .

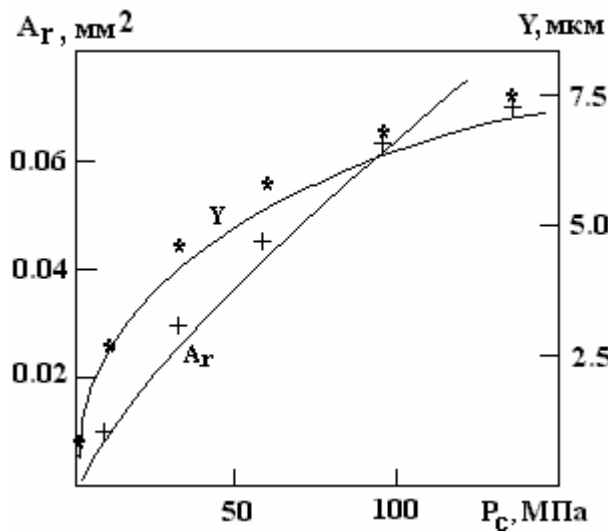


Рис. 3. Фактическая площадь и сближение в зависимости от контурного давления.  
Медь,  $R_p = 20$  мкм

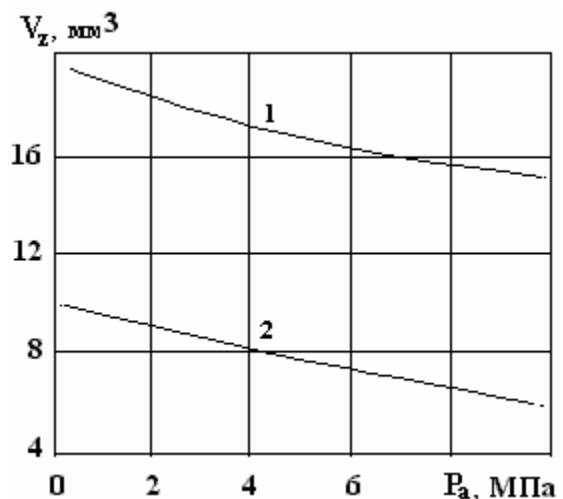


Рис. 4. Влияние номинального давления на объем зазора:  
1 –  $R_w = 10$  мкм, 2 –  $R_w = 0,5$  мкм

Подставляя значение твердости и применяя описанную выше ЭВМ-модель контакта, можно оценить влияние температуры и времени на характеристики фрикционного контакта.

Относительное изменение характеристик контакта с увеличением температуры для стальных поверхностей показано на рис. 5 [14]. Как видно из диаграммы, наиболее существенно меняются фактическая площадь контакта, деформация контакта и фактическое давление, на объем зазора температура почти не влияет.



### Расчет силы трения

С использованием данной модели были выполнены расчеты коэффициентов трения на основе молекулярно-механической теории трения переработанной с учетом упругопластической деформации выступов [15]. Коэффициент трения может быть представлен в виде суммы адгезионной и деформационной составляющих

$$f = f_a + f_d.$$

При упругом контакте коэффициент трения выражается в виде

$$f_u = 2,35(\tau_0 / E)(r / Y)^{1/2} + \beta + 0,19\alpha_g(Y / r)^{1/2},$$

при пластическом контакте

$$f_p = (\tau_0 / HB) + \beta + 0,55(Y / r)^{1/2},$$

при упругопластическом контакте

$$f_{up} = (\tau_0 / GH_m)(Y_k / Y)^m + \beta + 0,55(Y / r)^{1/2} + 0,19\alpha_g(Y_B / r)^{1/2}.$$

Зависимость коэффициента трения от контурного давления для упругопластического контакта поверхностей показана на рис. 6. Как видно из рисунка, коэффициент трения возрастает за счет роста деформационной составляющей, а адгезионная составляющая незначительно уменьшается при увеличении давления, по-видимому, за счет роста фактической площади контакта.

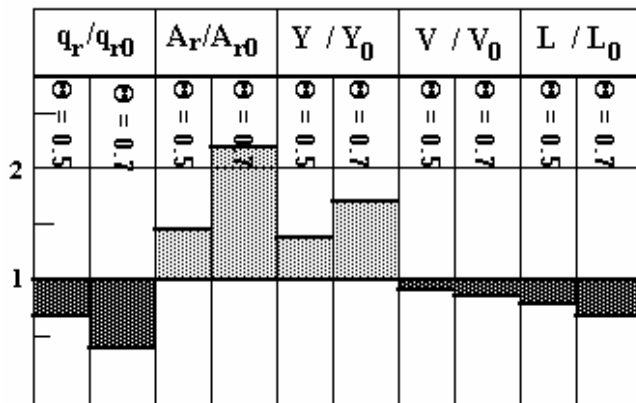


Рис. 5. Влияние температуры на относительное изменение характеристик контакта. Нулевые значения соответствуют комнатной температуре.  
Сталь 35, HB = 2500 МПа

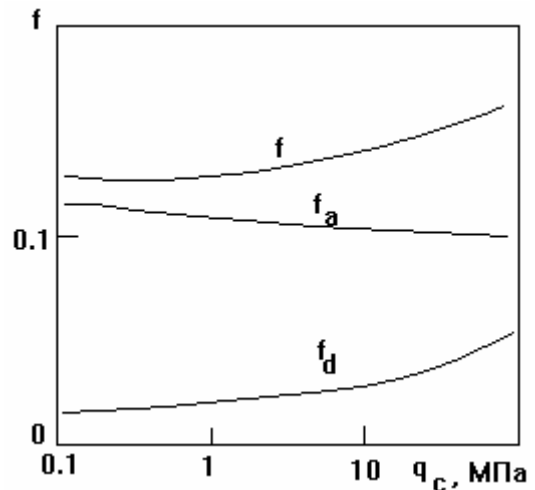


Рис. 6. Влияние контурного давления на коэффициент трения  $f$  и его деформационную  $f_d$  и адгезионную  $f_a$  составляющие  
HB = 2000 МПа, Rp = 1.5 мкм, r = 50 мкм,  $\tau_0 = 15$  МПа,  $\beta = 0,05$

## Расчет износа

Для усталостной модели изнашивания интенсивность линейного износа на основе молекулярно-механической теории можно выразить в виде [1]

$$I_h = \frac{A_r y}{(v+1)n_k A_{mp} d}$$

Таким образом, на интенсивность линейного износа влияют сближение  $y$ , фактическая площадь контакта  $A_r$ , средний диаметр пятен контакта  $d$ , площадь трения  $A_{тр}$  и число циклов взаимодействия  $n_k$ .

Наиболее существенной является зависимость износа от числа циклов до разрушения  $n_k$ . Поскольку для упругого контакта эта величина в десятки раз больше, чем для пластического, то соответственно для упругого контакта износ будет много меньше. Таким образом, для высокой износостойкости узла трения необходимо, чтобы в контакте преобладала упругая деформация микровыступов или, если это невозможно, упругопластическая. Поэтому, подбирая микрогеометрию и свойства материала, желательно обеспечить преобладание в узле трения выступов деформирующихся упруго или упругопластически, для достижения этого эффекта следует снижать значение параметра  $v$ , стремиться к увеличению радиусов вершин выступов и, по возможности, снижать фактическое давление.

Зависимости силы трения и числа упругодеформированных выступов от давления представлены на рис. 7, обе кривые имеют одинаковый характер.

Зависимость от давления доли выступов деформируемых упруго, упругопластически и пластически для контакта двух одинаковых стальных поверхностей с различной микрогеометрией представлена на рис. 8 [16].

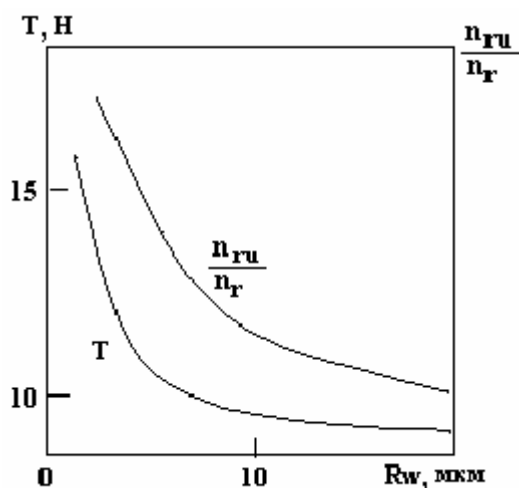


Рис. 7. Зависимость силы трения от шероховатости и от доли упругодеформируемых выступов

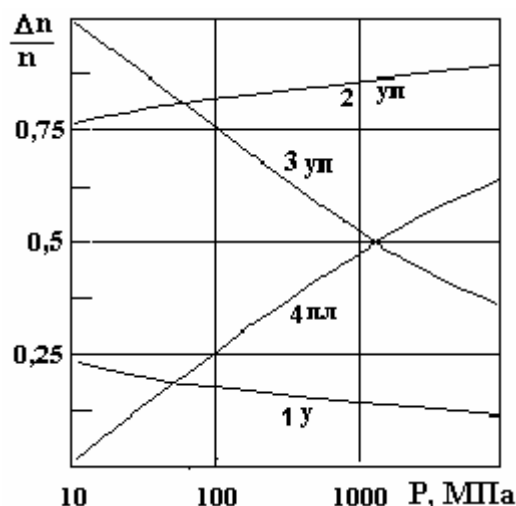


Рис. 8. Зависимость доли выступов деформируемых упруго (У) и упругопластически (УП) от давления. 1, 2 —  $R_p = 1$  мкм; 3, 4 —  $R_p = 10$  мкм

### Расчет герметичности

Поскольку поверхности имеют шероховатость и волнистость, контактный слой, образованный сжатыми поверхностями, имеет множество пересекающихся микроканалов, напоминая по структуре пористую среду. Полагая, что движение газа в межконтактном зазоре подобно его течению в пористом теле, массовый расход газа  $Q$  можно выразить как [8]

$$Q = \frac{\pi V_3^3 (p_1 - p_2)}{24 A_a^3 (1 - \eta_r)^2 R_T T f_d \ln \frac{\rho_2}{\rho_1}},$$

где  $P_1$  и  $P_2$  – давление на входе и выходе уплотнения,  $V_3$  – объем межконтактного пространства,  $A_a$  – номинальная площадь,  $R_T$  – газовая постоянная,  $T$  – температура,  $f_d$  – динамический коэффициент вязкости,  $\rho_1$  и  $\rho_2$  – внутренний и наружный радиусы уплотнения. Подставляя в формулу объем межконтактного пространства  $V_3$ , который выражается через высоту неровностей и величину сближения, мы получим зависимость величины утечки от геометрических характеристик контакта и свойств материала.

Зависимость потока воздуха  $Q$  от номинального давления для контакта двух цилиндров, сжимаемых торцами, показана на рис. 9. Как видно из рисунка, при давлении более 4 МПа расчет удовлетворительно совпадает с данными экспериментов [17].

### Расчет проводимости

Тепловая проводимость контакта имеет большое значение при решении задач трибологии. Так, для узлов, работающих при высокой тепловой напряженности (тормоза, теплообменники и др.), решающее значение имеет отвод тепла от узла трения посредством контактной теплопроводности. Эффективность работы энергетических установок (например, атомных реакторов) в решающей мере зависит от работы теплообменников, на работу которых тепловая проводимость контакта шероховатых поверхностей оказывает большое влияние.

Тепловую проводимость контакта можно представить в виде [18]

$$\alpha_T = \frac{2\lambda_m A_r}{\pi r \varphi_C A_C} + \frac{\lambda_C}{h_\Sigma}, \quad \lambda_m = \frac{2\lambda_1 \lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2}.$$

Здесь  $\lambda_m$  – приведенный коэффициент теплопроводности материалов контактирующей пары,  $\lambda_C$  – коэффициент теплопроводности межконтактной среды,  $A_C$  и  $A_r$  – контурная и фактическая площади контакта,  $r$  – средний радиус пятна контакта,  $\varphi_C$  – коэффициент сужения сечения теплового потока у контактной поверхности,  $h_\Sigma$  – эквивалентная толщина межконтактного зазора. Подставляя значения величин, полученных на основе теории

контакта реальных поверхностей, найдем для термической проводимости пластически деформируемого стыка зависимость [8]:

$$\alpha_T = \frac{\lambda_m}{\pi} \left( \frac{2\nu}{rRp} \right)^{1/2} t_m^{1/2} \left( \frac{P_c}{H} \right)^{2\nu - \frac{1}{2\nu}} + \frac{\lambda_c}{Rp \left[ 1 - \left( \frac{P_c}{t_m H} \right)^{1/\nu} \right]}$$

Аналогично можно получить формулу и для термической проводимости упругодеформируемого стыка. Зависимость термического сопротивления контакта стальных поверхностей от давления при пластическом контакте показана на рис. 10. Как видно из рисунка, между расчетными и теоретическими данными имеется удовлетворительное соответствие.

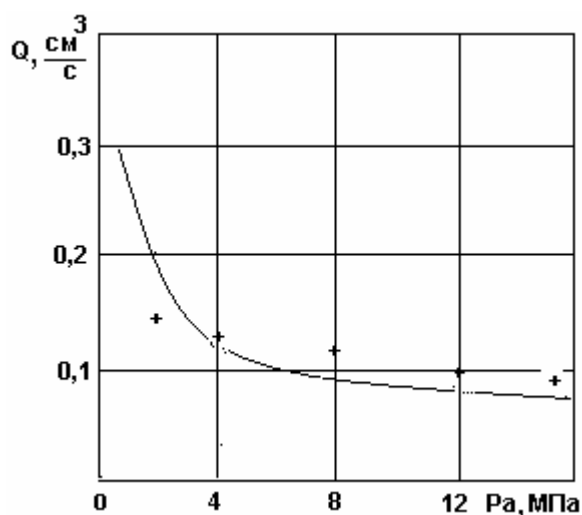


Рис. 9. Влияние давления на герметичность

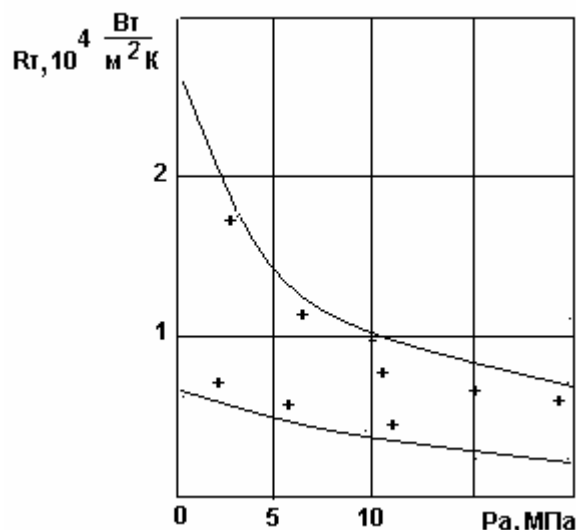


Рис.10. Влияние давления на термическое сопротивление

### Заключение

Применение теории контакта реальных поверхностей позволяет создать компьютерные модели для расчета основных характеристик, необходимых в трибологии. Компьютерные модели существенно облегчают проектирование узлов трения, широко используются для трибодиагностики работы машин и механизмов, позволяя в короткое время просчитывать различные варианты и находить наиболее приемлемые [19, 20].

Обозначения:  $\eta(\varepsilon)$ ,  $\varphi(\varepsilon)$ ,  $\phi(\varepsilon)$  – функции распределения материала шероховатого слоя, вершин выступов и материала единичного выступа;  $t_m$  и

$\nu$  – коэффициенты функции распределения материала;  $\varepsilon = Y/R_p$  – относительное сближение;  $Y$  – сближение;  $Y_k$  – критическое сближение;  $\varepsilon_k$  – относительное критическое сближение;  $A_f, A_c, A_a$  – фактическая, контурная и номинальная площади контакта;  $A_m$  – площадь сечения выступов на уровне средней плоскости;  $\Delta A_f$  – площадь контакта единичного выступа;  $R_p$  – высота сглаживания;  $R_w, r_w$  – высота и радиус волн;  $H_m$  – предельная твердость по Майеру;  $E$  – приведенный модуль упругости;  $m$  – реологический коэффициент;  $\omega, G$  – коэффициенты, характеризующие деформацию выступа;  $r$  – средний радиус вершин выступов;  $N$  – нагрузка;  $P_f, P_c, P_a$  – фактическое, контурное и номинальное давление;  $H_T$  – твердость при гомологической температуре  $\Theta_T$ ,  $H_0$  – твердость при начальной гомологической температуре  $\Theta_0$ ;  $H_t$  – твердость при времени контактирования  $t_k$ .

### Библиографический список

1. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968.
2. Демкин Н.Б. Трение, износ и смазка. – М.: Машиностроение, 2003. – 575 с. (с соавторами).
3. Демкин Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей. – М.: Наука, 1970. – 228 с.
4. Горячева И.Г., Добычин М.Н. Контактные задачи в трибологии. – М.: Машиностроение, 1988. – 256 с.
5. Свириденко А.И., Чижик, С.А. Петроковец М.И. Механика дискретного фрикционного контакта. Минск: Наука и техника, 1990. – С. 271.
6. Измайлов В.В., Курова М.С. Применение бета-распределения для расчета характеристик контакта шероховатых тел // Трение и износ. 1983. Т. 4. №5. – С. 902-906.
7. Демкин Н. Б. Выражение опорной кривой с помощью бета-функции / Контактное взаимодействие твердых тел. Калинин: КГУ, 1982. – С. 3-9.
8. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. – М.:Машиностроение, 1981. – С. 243.
9. Трение, изнашивание и смазка. Справочник. 1 т. – М.:Машиностроение, 1979. – 346 с.
10. Демкин Н.Б., Коротков М.А., Алексеев В.М. Методика расчета характеристик фрикционного контакта // Расчет и моделирование режима работы тормозных и фрикционных устройств. – М.: Наука, 1974.
11. Демкин Н.Б. Теория трения реальных поверхностей и трибология // Трение и износ, 1995. Т. 16. № 6. – С. 1003-1025.
12. Demkin N.B. Influence oxide films of real area of contact and friction of metal surfaces // 1-й Европейский Конгресс по трибологии: Тр. конгресса. Лондон, 1973. Т.18. – С.127-135.
13. Измайлов В.В., Гусев А.Ф. Температурная и временная зависимости твердости конструкционных материалов // Машиноведение, 1986. Т. 2. – С. 100-104.
14. Demkin N.B. Plastic contact deformation of metals // Труды Международного конгресса по обработке металлов. Eurometalworking'94. Италия, 1994. – С. 1-7.
15. Демкин Н.Б. Модель трения при упругопластическом контакте // Трение и износ. 1994. Т.15. № 5. – С. 237.
16. Демкин Н.Б. Многоуровневые модели фрикционного контакта // Трение и износ. 2000. Т.21. № 2. – С. 115-120.

17. Демкин Н.Б. Фактическая площадь касания твердых поверхностей. – М.: АН СССР, 1962. – 110 с.

18. Шлыков Ю.П., Ганин Г.А., Царовский С.Н. Контактное термическое сопротивление. М.: Энергия, 1977. – С. 327.

19. Болотов А.Н., Хренов В.Л. Триботехника подшипниковых опор и направляющих скольжения с магнитной разгрузкой // Трение и износ. 1995. Т. 16. №6. С. 1048.

20. Маркова Л.В., Мышкин Н.К. Трибодиагностика машин. Минск: Белорусская наука, 2005. – С. 251.

УДК 539.375

А.О. Горленко, В.П. Матлахов  
Брянский государственный технический университет

## **КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИЯ**

В настоящее время предложено достаточно большое число моделей контактного взаимодействия и произведены расчеты характеристик контакта в основном для номинально плоских поверхностей. В меньшей степени изучен контакт цилиндрических поверхностей. Недостатком известных методик расчета является то, что параметры качества поверхностного слоя учитываются не в полной мере, а контакт цилиндрических сводится к контакту номинально плоских поверхностей. В данной работе предлагается подход, позволяющий моделировать контакт цилиндрических поверхностей с учетом шероховатости, волнистости, макроотклонений и физико-механических свойств поверхностного слоя.

При моделировании геометрического контакта рассматривается некоторый участок цилиндрической поверхности, расположенный вдоль направляющей. Данная элементарная площадка является лишь некоторой частью общей геометрической площади контакта цилиндрических поверхностей и представляет собой участок цилиндрической поверхности, ширина которого определяется длиной большей полуоси эллиптического параболоида при моделировании волнистости [1]. Допуская, что на всей поверхности трения контактное взаимодействие происходит аналогично рассматриваемому участку, можно ввести масштабный коэффициент, определяющий его размеры:

$$K_0 = 200 A / (\pi \cdot l \cdot p \cdot S_{mw} \cdot t_{mw}), \quad (1)$$

где  $A$  – геометрическая площадь контакта;  $l$  – длина образующей контактирующих цилиндров;  $S_{mw}$ ,  $t_{mw}$  – параметры волнистости;  $p$  – коэффициент, учитывающий соотношение длин полуосей эллиптических параболоидов.

На участках номинальной площади контакта моделируется волнистая поверхность, модель которой представляет собой набор деформируемых под нагрузкой эллиптических параболоидов 2-го порядка, вершины которых имеют определенный закон распределения (рис. 1). Для этой модели сечения, получаемые от пересечения профиля волнистости плоскостью, перпендикулярной средней плоскости, будут параболоми 2-го порядка, а плоскостью, параллельной средней плоскости, – эллипсами (рис. 2).

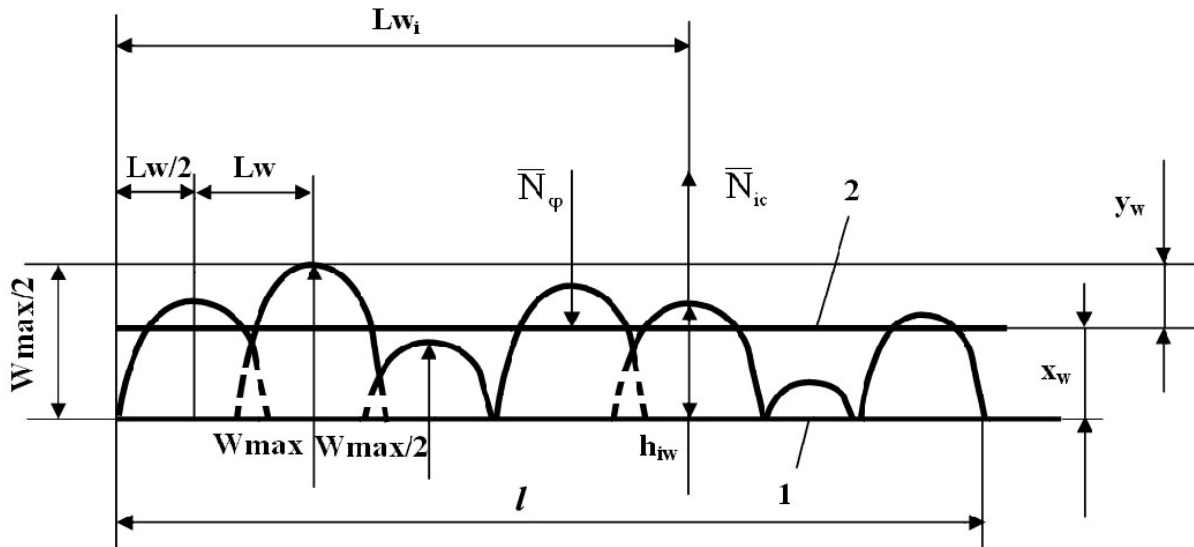


Рис. 1. Расчетная схема моделирования контакта цилиндрических поверхностей: 1, 2 – соответственно поверхности вала и втулки;  $l$  – ширина втулки;  $y_w$  – сближение контактирующих поверхностей;  $x_w$  – уровень сечения модели поверхностей

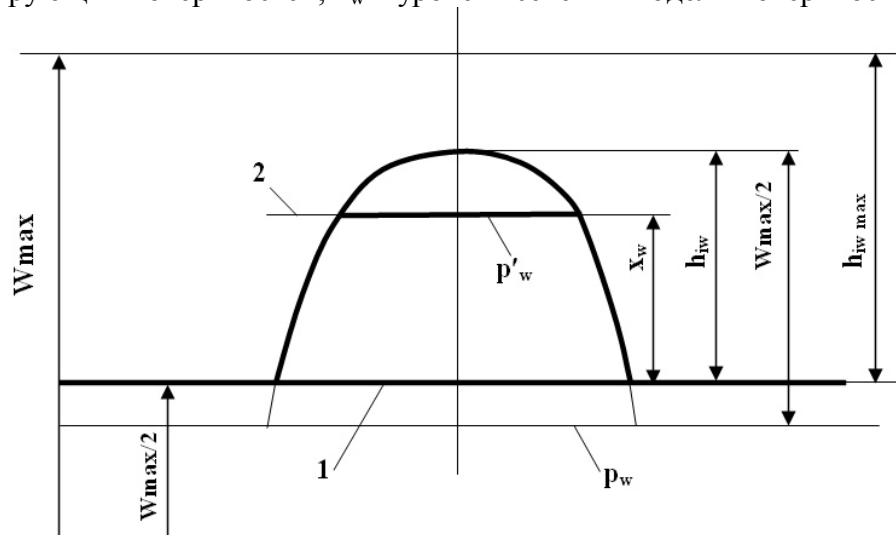


Рис. 2. Форма выступов модели волнистой поверхности: 1, 2 – контактирующие поверхности трения;  $p_w$ ,  $p'_w$  – соответственно длины поперечных полуосей эллипсов на уровне средней плоскости и уровне сечения  $x_w$ ;  $h_{iw}$  – высота  $i$ -го выступа модели волнистой поверхности;  $W_{max}$  – максимальная высота профиля волнистости

Учитывая [1], площадь сечения  $i$ -го параболоида на уровне  $x_w$  определится выражением

$$P_{iw} = p \pi p_w^2 (h_{iw} - x_w) / h_{iw}, \quad (2)$$

где  $p_w = S_{mw} \cdot t_{mw} / 200$ .

Закон и параметры распределения высот выступов параболоидов находятся, исходя из условия равенства относительных опорных площадей профиля реальной поверхности и модели. Представим функцию плотности распределения высот выступов в виде экспоненциальной функции

$$f(h_w) = \lambda e^{-\lambda(h_w - W_{\max}/2)}, \quad (3)$$

где  $\lambda$  – параметр распределения.

Учитывая изменение значений высот выступов волнистости  $h_w \in [W_{\max}/2; W_{\max}]$ , будем иметь

$$f(h_w) = \begin{cases} \lambda \exp(-\lambda[h_w - W_{\max}/2]); & W_{\max}/2 \leq h_w \leq W_{\max}; \\ 0; & h_w \leq W_{\max}/2, h_w > W_{\max}. \end{cases} \quad (4)$$

Тогда функция (закон) распределения высот выступов (рис. 3) будет иметь вид

$$F(h_w) = \int (h_w) dh_w, \quad (5)$$

а с учетом (3) и пределов изменения значений  $h_w$

$$F(h_w) = \begin{cases} 0; & h_w \leq W_{\max}/2; \\ 1 - \exp(-\lambda[h_w - W_{\max}/2]); & W_{\max}/2 \leq h_w \leq W_{\max}; \\ 1; & h_w > W_{\max}. \end{cases} \quad (6)$$

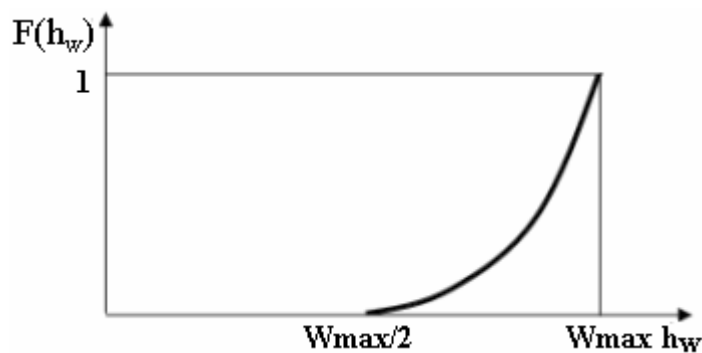


Рис. 3. Функция (закон) распределения высот выступов модели

Значения высот выступов будут определяться в результате решения уравнения  $F(\xi) = \eta$ , где  $\eta$  – случайная величина, равномерно распределенная на отрезке  $[0; 1]$ , который является областью изменения функции  $F(h_w)$ .

Высоты выступов определяются следующим обра-

ЗОМ:



$$h_{iw} = \begin{cases} W \max / 2; & \eta = 0; \\ W \max (0,5 - \ln(1 - \eta) / \lambda); & 0 < 1 < \exp(-\lambda W \max / 2); \\ W \max; & 1 - \exp(-\lambda W \max / 2) \leq \eta \leq 1. \end{cases} \quad (7)$$

Параметр распределения  $\lambda$ , непосредственно влияющий на вид кривой  $f(h_w)$  [2], находится, исходя из равенства относительных опорных площадей профиля реальной поверхности  $t_p(x_w)$  и модели  $\tilde{P}_w(x_w)$  на уровне сечения  $x_w$ , при решении уравнения (8) (решаемого с помощью приближенных методов на ЭВМ)

$$Z_{\min} \int_{W \max / 2}^{W \max} \left[ \tilde{P}_w(x_w) - t_p(x_w) \right]^2 dx_w. \quad (8)$$

Определив конфигурацию волнистой поверхности, можно найти контурную площадь контакта. Положение вершин выступов модели будет определяться с шагом между вершинами параболоидов, равным среднему шагу по вершинам локальных выступов волнистости  $Lw$  (рис. 1). Положение вершин параболоидов при моделировании волнистой поверхности определяется с помощью выражений

$$\begin{cases} Lw_i \in [0; d]; \\ Lw_i = Lw / 2; \\ Lw_i = Lw_{(i-1)} + Lw. \end{cases} \quad (9)$$

Площадь сечения  $i$ -го параболоида для участков контурной площади контакта, ограниченной (9) с учетом упругих деформаций выступов:

$$P_{ic} = \pi r_w^2 (h_{iw} - x_w - y_{уп.w}) / h_{iw}, \quad (10)$$

где величина упругих деформаций с учетом [1]

$$y_{уп.w} = (1 - \mu^2) ck \sigma_T P_{iw} / (\pi E). \quad (11)$$

Реакция каждого выступа

$$N_{ic} = ck \sigma_T P_{ic} (1 + f^2)^{0,5}, \quad (12)$$

где  $f$  – коэффициент трения.

Шероховатая поверхность моделируется на участках контурной площади контакта аналогично приведенной методике моделирования волнистости. В выражениях (1) – (12) необходимо заменить величины  $K_o$ ,  $Sm_w$ ,  $tm_w$ ,  $P_{iw}$ ,  $r_w$ ,  $h_{iw}$ ,  $x_w$ ,  $W \max$ ,  $h_w$ ,  $\lambda$ ,  $\tilde{P}_w$ ,  $b_w$ ,  $v_w$ ,  $\Delta \alpha_w$ ,  $Lw$ , на величины  $K_{ог}$ ,  $Sm$ ,  $tm$ ,  $P_{ij}$ ,  $r_r$ ,  $h_{ij}$ ,  $x_r$ ,  $R \max$ ,  $h_r$ ,  $\lambda_r$ ,  $\tilde{P}_r$ ,  $b$ ,  $v$ ,  $\Delta \alpha_r$ ,  $S$  соответственно.

Фактическая площадь контакта, на которой моделируется конфигурация шероховатой поверхности, определится следующим образом. Положе-

ние вершин выступов модели будет определяться шагом между вершинами параболоидов, равным среднему шагу по вершинам локальных выступов шероховатости.

Учитывая, что фактическая площадь контакта моделируется на участках контурной, т.е. на сечениях параболоидов, вступивших в контакт при моделировании волнистой поверхности (для которых  $h_{iw} > x_w + y_{уп.г}$ ), положение  $ij$ -й вершины параболоида при моделировании шероховатой поверхности (рис. 4) рассчитывается по выражениям

$$\begin{cases} L_{irj} \in [L_{ira}; L_{irb}]; \\ L_{ir1} = L_{ira} + S/2; \\ L_{irj} = S_{ir(j-1)} + S, \end{cases} \quad (13)$$

где  $L_{ira} = Lw_i - \Delta L$ ;  $L_{irb} = Lw_i + \Delta L$ ;  $\Delta L = p_w [2(h_{iw} - x_w) / W_{max}]^{0,5}$ .

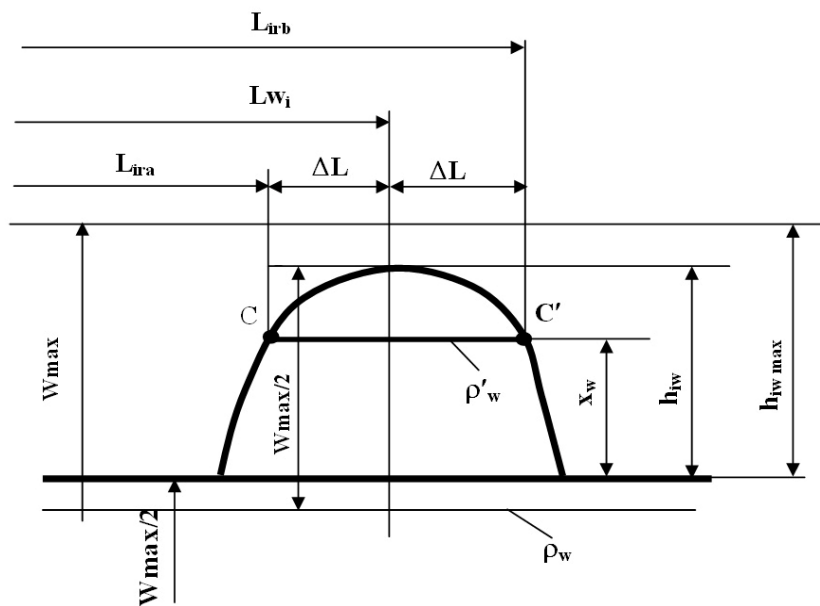


Рис. 4. Зона моделирования шероховатой поверхности на выступах волн:  
CC' – зона моделирования фактической площади контакта

Площадь сечения  $ij$ -го параболоида для участков фактической площади контакта, ограниченной (13), с учетом упругих деформаций выступов

$$P_{ijr} = \pi p_r^2 (h_{ijr} - x_r - y_{уп.г}) / h_{ijr},$$

где величина упругих деформаций с учетом [1]

$$y_{уп.г} = (1 - \mu^2) c k \sigma_T P_{ijr} / (\pi E).$$

Реакция каждого выступа

$$N_{ijr} = ck\sigma_T P_{ijr} (1 + f^2)^{0,5}.$$

Параметры, характеризующие контактное взаимодействие цилиндрических поверхностей трения, рассчитываются путем проведения с помощью ЭВМ статистических испытаний на модели процесса контактного взаимодействия на основе реализации следующего алгоритма:

**1. Ввод исходных данных, к которым относятся геометрические параметры сопряженных деталей; параметры качества их поверхностных слоев.**

**2. Определение контурной площади контакта на участках номинальной.**

Положение вершин параболоидов рассчитывается по (9), а распределение высот выступов определяется из (7).

Задается некоторая величина сближения,  $y_w$ , обусловленная уровнем сечения  $x_w \in [W_{\max}/2; W_{\max}]$  (рис. 1), и оценивается выполнение неравенства

$$|(K_o \Sigma N_{ic} - N)/N| \leq \varepsilon, \quad (14)$$

где  $N$  – внешняя приложенная нагрузка.

При этом рассматриваются выступы, вступившие в контакт ( $h_{iw} > x_w + y_{уп.w}$ ).

Выполнение неравенства (14) свидетельствует о том, что найдена величина сближения, при которой сформировавшаяся контурная площадь контакта способна выдержать внешнюю приложенную нагрузку.

**3. Определение фактической площади контакта на участках контурной.**

Для параболоидов волнистой поверхности, вступивших в контакт ( $h_{iw} > x_w + y_{уп.w}$ ; величина  $x_w$  определена при выполнении неравенства (14)), рассчитывается положение вершин параболоидов для шероховатой поверхности по (13) и распределение высот выступов из (7) с учетом подстановки в данные выражения соответствующих параметров шероховатости.

Задается некоторая величина сближения  $y_r$ , обусловленная уровнем сечения  $x_r \in [R_{\max}/2; R_{\max}]$ , и оценивается выполнение неравенства

$$|(K_{or} \Sigma N_{ijr} - N)/N| \leq \varepsilon. \quad (15)$$

При этом рассматриваются выступы, вступившие в контакт, для которых  $h_{ijr} > x_r + y_{уп.r}$ .

Выполнение неравенства (15) свидетельствует о том, что найдена величина сближения, при которой образовавшаяся фактическая площадь контакта способна выдержать внешнюю приложенную нагрузку.

Определение контурной и фактической площадей контакта, сближе-

ния сопряженных поверхностей путем статистических испытаний модели на ЭВМ позволяют рассчитать распределение давлений вдоль поверхности контакта, а также прогнозировать износостойкость сопряженных поверхностей трения.

#### Библиографический список

1. Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. – М.: Машиностроение, 2000. – 320 с.
2. Тихомиров В.П., Горленко А.О. Контактное взаимодействие сферы с шероховатой поверхностью // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1994. № 1. – С. 52-58.

УДК 539.411

М.М. Матлин, А.И. Мозгунова, С.Л. Лебский  
Волгоградский государственный технический университет

### **ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО КОНТАКТА ТЕЛ С СОИЗМЕРИМОЙ ТВЕРДОСТЬЮ МАТЕРИАЛА И ИХ ИСПОЛЬЗОВАНИЕ В ЗАДАЧАХ ПОВЫШЕНИЯ КОНТАКТНОЙ ВЫНОСЛИВОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН**

Работоспособность деталей машин во многих случаях зависит от закономерностей контактного взаимодействия их элементов как на макроуровне (зубчатые зацепления, подшипники качения, пара колесо - рельс, упрочнение деталей поверхностным пластическим деформированием и т.п.), так и на микроуровне (контакт шероховатых поверхностей деталей, от параметров которого зависит контактная жесткость, износостойкость, герметичность соединений, тепло- и электросопротивление контактов и др.). Значительный вклад в исследования механики контактного взаимодействия твердых тел и решения на этой основе различных инженерных задач внес профессор Н.Б. Демкин и созданная под его руководством в Тверском государственном техническом университете солидная научная школа. Ряд полученных им результатов базируется на модели, согласно которой выступы шероховатостей поверхности (представляемые телами правильной геометрической формы, как правило, сферами) либо упруго деформируются в процессе внедрения в упругопластическое полупространство, либо упругопластически сплющиваются при силовом взаимодействии с упругим полупространством.

В то же время, когда твердости материалов контактирующих тел (например, сферы и полупространства) оказываются близкими по величине (то есть отличаются менее чем в 2 раза), упругопластическая деформация

возникает в зоне контакта обоих тел. При этом известные закономерности контакта для внедрения или для сплющивания нарушаются.

Рассмотрим схему контакта сферы с плоской поверхностью детали (полупространства) в условиях, когда твердости их материалов близки (рис. 1). Начальное касание деталей происходит в точке. С ростом нагрузки  $P$  материалы сферы и детали деформируются вначале чисто упруго, а затем упругопластически. Сфера вследствие своей более жесткой формы внедряется в поверхность детали. При этом радиус  $R_n$  под нагрузкой деформированной поверхности сферы больше его исходного радиуса  $R$ . Максимальное перемещение в зоне контакта наблюдается в месте действия наибольшего контактного давления, то есть на оси действия нагрузки  $P$ . После снятия нагрузки происходит упругое восстановление в контакте, в результате которого радиус кривизны сферы восстанавливается до величины  $R_{в,с}$ , а радиус кривизны поверхности отпечатка на поверхности детали возрастает до величины  $R_в$ . Очевидно, что в условиях одновременного возникновения контактной пластической деформации сферы и поверхности детали глубина остаточного отпечатка на поверхности детали  $h_ф$  и величина остаточного сплющивания поверхности сферы  $h_{с,ф}$  оказываются меньше, чем соответственно  $h$  и  $h_c$  в условиях либо внедрения сферы, либо сплющивания сферы.

Полное сближение контактирующих деталей состоит из трех частей [1]: обратимого упругого сближения  $\alpha_{y,\Sigma}$ , фактической глубины остаточного отпечатка на поверхности детали  $h_ф$  и фактической величины остаточного сплющивания сферы  $h_{с,ф}$  (рис. 1), то есть

$$\alpha_{\Sigma} = \alpha_{y,\Sigma} + h_{ф} + h_{с,ф}. \quad (1)$$

Обратимая упругая часть  $\alpha_{y,\Sigma}$  полного сближения в этом случае может быть вычислена по формуле Г. Герца, в которой расчетный радиус кривизны  $R_p$  необходимо определять с учетом радиуса кривизны поверхности восстановленного отпечатка. Применительно к рассматриваемому случаю (рис. 1) расчетный радиус  $R_p$  определяют по формуле  $\frac{1}{R_p} = \frac{1}{R_{в,с}} + \frac{1}{R_в}$ , которая после преобразований примет вид

$$R_p = R \left( 1 + \frac{2h_{ф} + 2h_{с,ф}}{\alpha_{y,\Sigma}} \right), \quad (2)$$

где  $R_{в,с}$  – радиус кривизны восстановленного (после разгрузки) отпечатка на поверхности пластически сплющенной сферы, а  $R_в$  – радиус кривизны восстановленного отпечатка на поверхности детали.

С учетом выражения (2) формула Г. Герца для определения упругой части  $\alpha_{y,\Sigma}$  полного сближения примет вид

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

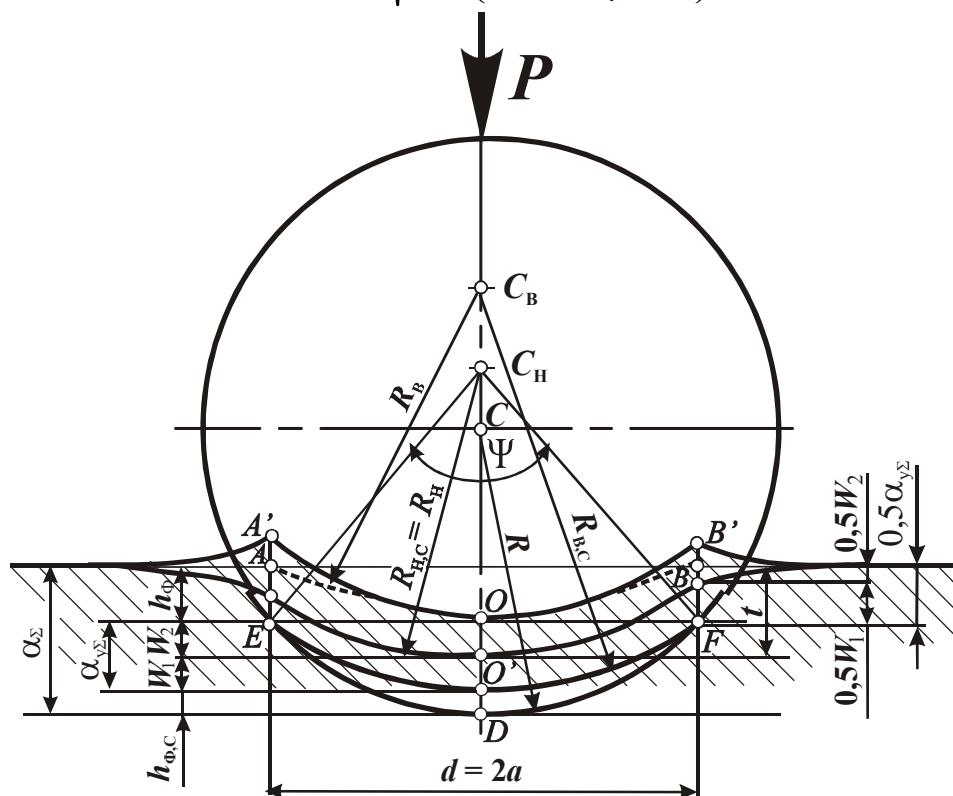


Рис. 1. Схема контакта сферы и плоской поверхности детали при близких твердостях:  $R$  – радиус сферы;  $R_{H,c}$  – радиус кривизны поверхности контакта под нагрузкой;  $R_{B,c}$  – радиус кривизны восстановленного (после разгрузки) отпечатка на поверхности пластически сплюсненной сферы;  $R_B$  – радиус кривизны восстановленного отпечатка на поверхности детали;  $h_\phi$  – глубина остаточного отпечатка на поверхности детали;  $h_{\phi,c}$  – величина остаточного сплюсживания поверхности сферы;  $W_1$  и  $W_2$  – соответственно упругое сплюсживание сферы под нагрузкой  $P$  и упругое восстановление детали в центре контакта после разгрузки;  $t$  – полная глубина вмятины под нагрузкой;  $\alpha_{y\Sigma}$  и  $\alpha_\Sigma$  – соответственно обратимое упругое и полное сближение в контакте;  $C$ ,  $C_H$  и  $C_B$  – центры кривизны недеформированной (исходной) поверхности сферы, поверхности вмятины под нагрузкой и поверхности восстановленной вмятины;  $d$  – диаметр отпечатка

Прямая экспериментальная проверка формулы (3), описывающая обратимое упругое сближение для общего случая упругопластического контакта сферы и детали, выполнена с использованием сферических сегментов с радиусом 2,5 мм, изготовленных из стали ШХ15 и термообработанных на твердости  $НД_{ш}$  2430 и 3680 МПа. Твердость материала детали варьировали в диапазоне  $НД$  1600 ...  $НД$  9500 МПа, чтобы обеспечить различную величину отношения  $НД_{ш}/НД$ . Нагружение осуществляли на прес-

се Бринелля контактными нагрузками  $P = 613 \dots 9810$  Н. Сближение в контакте измеряли индикатором часового типа с ценой деления 1 мкм, с помощью приспособления, конструкция которого аналогична предложенной Н.Б. Демкиным [2]. Полное сближение  $\alpha_{\Sigma}$  измеряли под нагрузкой, а фактическую суммарную остаточную деформацию  $\Sigma h_{\phi}$  – после разгрузки. Время выдержки под нагрузкой во всех опытах составляло 10 с.

Результаты экспериментальной проверки формулы (3) представлены на рис. 2. Наибольшее расхождение результатов расчета и эксперимента не превышает 7 %.

Для получения расчетных зависимостей, позволяющих определять  $h_{\phi}$  и  $h_{с,ф}$ , было выполнено специальное исследование, для чего были проведены две серии экспериментов.

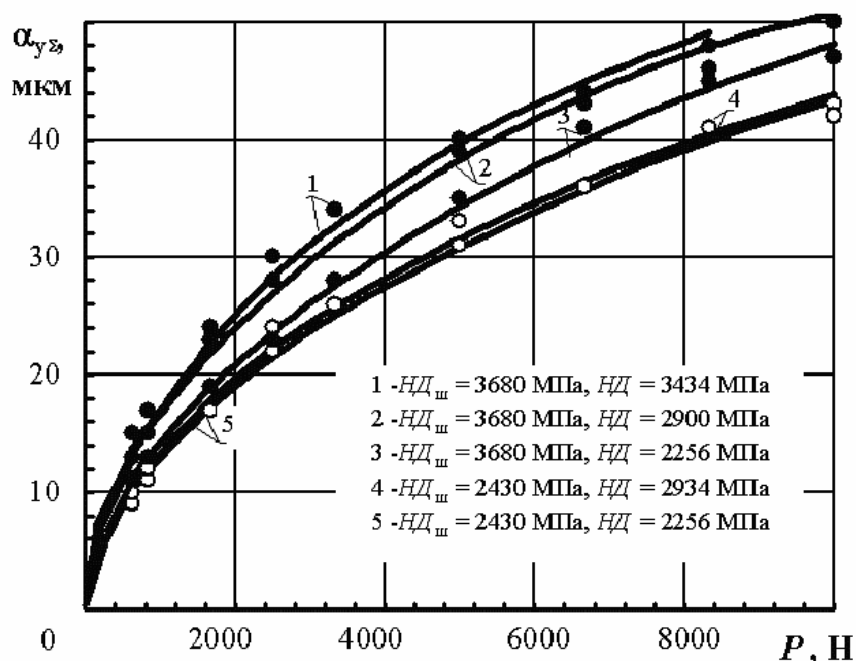


Рис. 2. Зависимость упругого сближения  $\alpha_{y\Sigma}$  от контактной нагрузки  $P$ : точки – экспериментальные данные; линии – расчет по формуле (3)

В первой серии экспериментов исследовали изменение соотношения глубин  $h_{\phi}/h$  остаточных отпечатков в зависимости от соотношения твердостей  $HД_{ш}/HД$  материала сферы и детали. При этом в качестве детали использовали плитки (из стали 25ХГТ), рабочая поверхность которых (для получения высокого уровня твердости) была подвергнута цементации на глубину около 2 мм и имела твердость  $HД$  8652 МПа. В качестве сферы использовали шарики с диаметрами 5 и 10 мм, изготовленные из твердого сплава ВК9 ( $HД_{ш}$  16972 МПа), а также из стали ШХ15, термообработанные на различную твердость ( $HД_{ш}$  5770... $HД_{ш}$  12629 МПа).

Во второй серии экспериментов исследовали изменение соотношения

величин остаточного сплющивания  $h_{c,\phi}/h_c$  в зависимости от соотношения твердостей  $H_{D_{ш}}/H_D$  материала сферы и плитки. При этом твердость материала плитки варьировали путем термообработки в диапазоне  $H_D$  4720 ...  $H_D$  11814 МПа. В качестве сферы использовали шарики с диаметрами 5 и 10 мм (материал – сталь ШХ15), которые были термообработаны на твердость  $H_{D_{ш}}$  5420 МПа.

Контактное нагружение шарика и плитки осуществляли с помощью прессы Бринелля при различных степенях нагружения  $P/D^2$ , где дополнительно  $D$  – диаметр шарика. При этом следили, чтобы глубина наклепанного слоя находилась в пределах толщины цементированного слоя. После снятия нагрузки с помощью инструментального микроскопа ММИ–2 измеряли диаметр  $d$  остаточного отпечатка на поверхности детали, а также величину фактического сплющивания  $h_{c,\phi}$  поверхности шарика; фактическую глубину  $h_\phi$  отпечатка на поверхности детали измеряли с помощью индикатора часового типа с ценой деления 1 мкм. Результаты исследования представлены графически на рис. 3, из которого видно, что с уменьшением относительной твердости сферы, то есть с уменьшением  $H_{D_{ш}}/H_D$ , фактическая глубина  $h_\phi$  остаточного отпечатка непрерывно уменьшается (рис. 3, линия 1) и при соотношении твердостей материала сферы и плитки  $H_{D_{ш}}/H_D \leq 0,57$  остаточный отпечаток на поверхности плитки практически отсутствует, а фактическая величина остаточного сплющивания сферы  $h_{c,\phi}$  становится равной  $h_c$ . С увеличением отношения  $H_{D_{ш}}/H_D$  фактическая глубина  $h_\phi$  остаточного отпечатка возрастает и при  $H_{D_{ш}}/H_D \geq 1,86$  выполняется равенство  $h_\phi = h$ ; остаточное сплющивание сферы при этом (рис. 3, линия 2) полностью отсутствует, то есть  $h_{c,\phi} = 0$ .

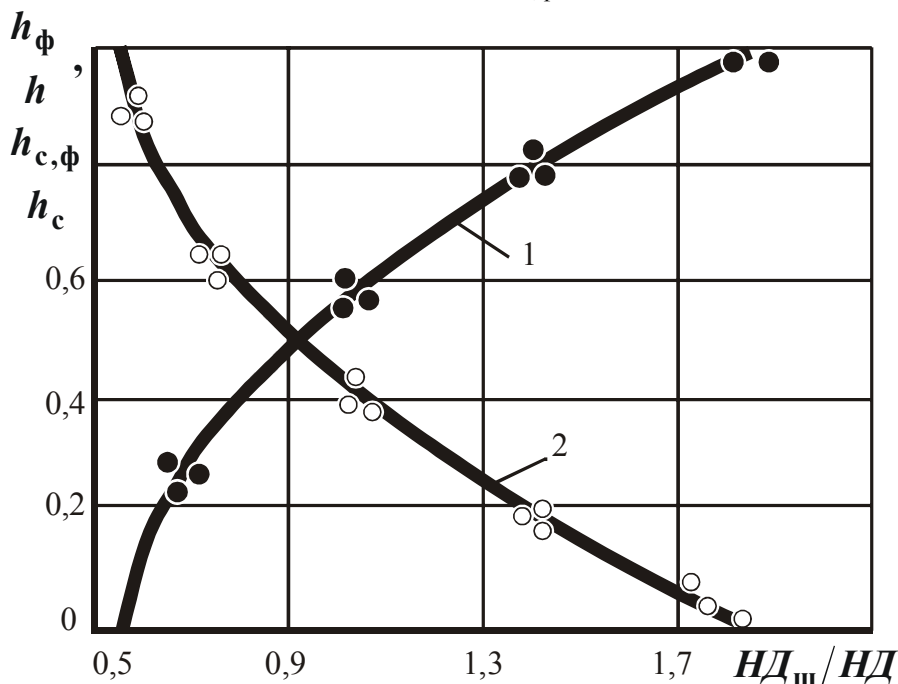




Рис. 3. Зависимости относительной глубины  $h_{\phi}/h$  остаточного отпечатка на поверхности детали и относительной величины остаточного сплющивания  $h_{c\phi}/h_c$  сферы от соотношения твердостей  $H_{D_{ш}}/H_D$  материала сферы и упрочняемой поверхности детали: 1 – расчет по формуле (4), 2 – расчет по формуле (5), точки – экспериментальные данные

Линия 1 на рис. 2 может быть описана уравнением

$$h_{\phi}/h = \sqrt{(H_{D_{ш}}/H_D)^{0,898} - 0,6} - 0,074, \quad (4)$$

а линия 2 – уравнением

$$h_{c\phi}/h_c = 0,926(H_{D_{ш}}/H_D)^{-0,898} - 0,528. \quad (5)$$

Значения  $h$  и  $h_c$  в уравнениях (4) и (5) вычисляются согласно [3, 4] по формулам

$$h = \frac{P - P_0}{2\pi \cdot H_D \cdot R}, \quad (6)$$

$$h_c = 0,331 R \left( \frac{P - P_0}{H_D \cdot R^2} \right)^{1,231}, \quad (7)$$

где дополнительно  $P_0$  – значение контактной нагрузки, соответствующее отрезку, отсекаемому на оси  $P$  прямой  $P(h)$  [3].

Полученные результаты, описывающие закономерности контактного взаимодействия сферы с плоской поверхностью детали при соизмеримых твердостях их материалов могут быть использованы для расчета сближения и фактической площади контакта шероховатых поверхностей, в задачах расчета параметров трения и износа и т.п. Мы использовали описанные результаты для определения режимов комбинированных упрочняющих технологий, которые, как подчеркнуто в работах [5, 6], являются наиболее эффективными для повышения контактной выносливости и усталостной прочности деталей машин. К таким способам относятся, например, термическая или химико-термическая обработка с последующим упрочнением поверхностным пластическим деформированием (в частности, дробеобработка зубьев зубчатых колес, проводимая после цементации и соответствующей термообработки). В таких условиях твердость материала инструмента (дробин) может оказаться соизмеримой с твердостью упрочняемой детали. Авторами предложен расчетный метод определения глубины наклепанного слоя в этих условиях [7] в зависимости от соотношения твердости материала дробин и материала детали, который реализуется в следующем порядке:

1. Измеряют твердость  $H_{D_{ш}}$  материала инструмента (дробин)  $H_{D_{ш}}$  и материала детали  $H_D$ .

2. Определяют динамические коэффициенты твердости ( $\eta_{H_{D_{ш}}}$  и  $\eta_{H_D}$ ) согласно [8] (при скоростях соударения  $5 \leq v_0 \leq 130$  м/с)

$$\eta_{HD} \approx 1,5 - 0,5 \cdot e^{-1440 \left( V_0 / HD \right)}. \quad (8)$$

3. Измеряют диаметр  $d$  остаточного отпечатка на поверхности детали.

4. Вычисляют глубину  $h_S$  пластически деформированного слоя по формуле

$$h_{S,\phi} = 1,5d \sqrt{\left( \left( \frac{HD_{ш} \cdot \eta_{HD,ш}}{HD \cdot \eta_{HD}} \right)^{0,898} - 0,6 \right)^{0,5} - 0,074}. \quad (9)$$

Необходимо отметить, что представленные выше зависимости, описывающие параметры упругопластического контакта сферы с поверхностью детали могут быть применимы и тогда, когда вместо сферы используют несферическую деталь двойкой кривизны, а также для случая контакта двух деталей двойкой кривизны. При этом во всех приведенных зависимостях вместо радиуса  $R$  сферы необходимо учитывать приведенный радиус кривизны  $R_{пр}$  [3] контактирующих деталей, причем под  $R_{пр}$  понимают такой радиус эквивалентной сферы, при котором обратимое упругое и остаточное сближения в её силовом контакте с плоской поверхностью детали будут соответственно такими же, как и в реальном контакте деталей двойкой кривизны, если в обоих случаях величины рабочих нагрузок и материалы контактирующих деталей одинаковы.

#### Библиографический список

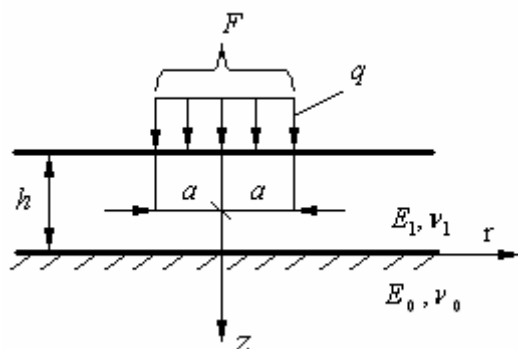
1. Матлин М. М., Лебский С. Л., Мозгунова А. И. Контактный модуль упрочнения металла в задачах поверхностного пластического деформирования деталей машин / Упрочняющие технологии и покрытия. – № 4. 2005. – С. 13-19.
2. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин.– М.: Машиностроение, 1981. – 224 с.
3. Дрозд М. С., Матлин М. М., Сидякин Ю. И. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации. – М.: Машиностроение, 1986. – 224 с.
4. Дрозд М.С., Матлин М.М. Определение твёрдости тел двойкой кривизны путём сплющивания плоским штампом // Заводская лаборатория. – 1990. 56. № 1. – С. 72-73.
5. Балтер М.А. Упрочнение деталей машин. – М.: Машиностроение, 1978. – 184 с.
6. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 328 с.
7. Патент РФ 2194263 МПК 7G01N3/00 Способ определения толщины упрочненного наклепом поверхностного слоя / М. М. Матлин, С. Л. Лебский, А. И. Фролова (Мозгунова) – Опубл. 10.12.2002.– Бюл. №34.
8. Матлин М.М., Мосейко В.В. Коэффициент восстановления и динамическая твёрдость металла при дробеобработке деталей машин // Образование через науку: Тез. докл. Междунар. конф.) – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2005. – С. 266-267.

УДК 539. 3

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

### ЗАДАЧА БУССИНЕСКА ДЛЯ ДВУХСЛОЙНОГО ПОЛУПРОСТРАНСТВА

Известное решение задачи Буссинеска, на котором основаны современные методы расчета деталей машин на контактную прочность, применимо к однородным и изотропным телам. Однако вследствие химико-термической обработки либо в случае применения биметаллических материалов поверхностный слой контактируемых тел может заметно отличаться по своим свойствам от остального материала. В данной статье рассматривается действие сосредоточенной силы на полупространство, верхняя часть которого толщиной  $h$  имеет упругие постоянные  $E_1, \nu_1$  (модуль упругости и коэффициент Пуассона), а остальная часть – упругие постоянные  $E_0, \nu_0$  (рис.). Насколько известно автору, задача в такой постановке рассматривается впервые, как и ранее опубликованная задача Фламана [1].



Расчетная схема

Представим сосредоточенную силу  $F$  как предельный случай действия осесимметричной нагрузки  $q$ , равномерно распределенной по площади круга радиуса  $a$  при  $a \rightarrow 0$  и  $\pi a^2 q \rightarrow F$  (рис.).

Как известно [2], решение осесимметричной задачи теории упругости сводится к определению бигармонической функции  $\Phi$ , через которую выражаются компоненты перемещений и напряжений по формулам

$$\begin{aligned}
 u &= -\frac{1+\nu}{E} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial r \partial z}; & w &= \frac{1+\nu}{E} \left[ 2(1-\nu) \Delta \Phi - \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \right]; & \sigma_z &= \frac{\partial}{\partial z} \left[ (2-\nu) \Delta \Phi - \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \right]; \\
 \tau &= \frac{\partial}{\partial r} \left[ (1-\nu) \Delta \Phi - \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \right]; & \sigma_r &= \frac{\partial}{\partial z} \left( \nu \Delta \Phi - \frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} \right); & \sigma_\theta &= \frac{\partial}{\partial z} \left( \nu \Delta \Phi - \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial r} \right),
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

где  $\Delta$  – оператор Лапласа;  $u$  и  $w$  – проекции вектора перемещения на оси  $r$  и  $z$ .

Бигармоническую функцию  $\Phi$  примем в виде

$$\Phi = \int_0^{\infty} (Ae^{-\xi z} + Be^{\xi z} + Cze^{-\xi z} + Dze^{\xi z}) J_0(\xi r) d\xi, \quad -h \leq z \leq 0,$$

$$\Phi = \int_0^{\infty} (Ae^{-\xi z} + Cze^{-\xi z}) J_0(\xi r) d\xi, \quad z \geq 0, \quad (2)$$

где  $J_0(\xi r)$  – функция Бесселя первого рода нулевого порядка;  $A, B, C, D$  – функции параметра  $\xi$ , определяемые из граничных условий на «дневной» поверхности полупространства ( $z = -h$ ) и на границе раздела материалов ( $z = 0$ ).

В дальнейшем все величины, относящиеся к материалу с упругими постоянными  $E_1$  и  $\nu_1$ , будем обозначать с индексом 1, а относящиеся к материалу с упругими постоянными  $E_0$  и  $\nu_0$  – с индексом 0.

Тогда граничные условия можно записать в виде

$$\begin{aligned} 1) \quad \tau_1(r, -h) &= 0; & 2) \quad \sigma_{1z}(r, -h) &= \begin{cases} -q, & r < a \\ 0, & r \geq a; \end{cases} \\ 3) \quad u_1(r, 0) &= u_0(r, 0); & 4) \quad w_1(r, 0) &= w_0(r, 0); \\ 5) \quad \sigma_{1z}(r, 0) &= \sigma_{0z}(r, 0); & 6) \quad \tau_1(r, 0) &= \tau_0(r, 0). \end{aligned}$$

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

$$u_1 = \frac{1 + \nu_1}{E_1} \int_0^{\infty} [-\xi A_1 e^{-\xi z} + \xi B_1 e^{\xi z} + (1 - \xi z) C_1 e^{-\xi z} + (1 + \xi z) D_1 e^{\xi z}] \xi J_1(\xi r) d\xi;$$

$$w_1 = -\frac{1 + \nu_1}{E_1} \int_0^{\infty} [\xi A_1 e^{-\xi z} + \xi B_1 e^{\xi z} + (2 - 4\nu_1 + \xi z) C_1 e^{-\xi z} - (2 - 4\nu_1 - \xi z) D_1 e^{\xi z}] \xi J_0(\xi r) d\xi;$$

$$\sigma_{1z} = \int_0^{\infty} [\xi A_1 e^{-\xi z} - \xi B_1 e^{\xi z} + (1 - 2\nu_1 + \xi z) C_1 e^{-\xi z} + (1 - 2\nu_1 - \xi z) D_1 e^{\xi z}] \xi^2 J_0(\xi r) d\xi;$$

$$\begin{aligned} \sigma_{1r} &= \int_0^{\infty} \left\{ \xi A_1 e^{-\xi z} \left[ \frac{1}{r} J_1(\xi r) - \xi J_0(\xi r) \right] + \xi B_1 e^{\xi z} \left[ \xi J_0(\xi r) - \frac{1}{r} J_1(\xi r) \right] + \right. \\ &+ \left[ \frac{1}{r} J_1(\xi r) (\xi z - 1) + \xi J_0(\xi r) (1 + 2\nu_1 - \xi z) \right] C_1 e^{-\xi z} + \\ &+ \left. \left[ -\frac{1}{r} J_1(\xi r) (\xi z + 1) + \xi J_0(\xi r) (1 - 2\nu_1 + \xi z) \right] D_1 e^{\xi z} \right\} \xi d\xi; \end{aligned} \quad (3)$$

$$\sigma_{19} = \int_0^{\infty} \left\{ -\xi A_1 e^{-\xi z} \frac{1}{r} J_1(\xi r) + \xi B_1 e^{\xi z} \frac{1}{r} J_1(\xi r) + \left[ -\frac{1}{r} J_1(\xi r)(\xi z - 1) + 2\nu_1 \xi J_0(\xi r) \right] C_1 e^{-\xi z} + \right. \\ \left. + \left[ \frac{1}{r} J_1(\xi r)(\xi z + 1) - 2\nu_1 \xi J_0(\xi r) \right] D_1 e^{\xi z} \right\} \xi d\xi;$$

$$\tau_1 = \int_0^{\infty} \left[ \xi A_1 e^{-\xi z} + \xi B_1 e^{\xi z} - (2\nu_1 - \xi z) C_1 e^{-\xi z} + (2\nu_1 + \xi z) D_1 e^{\xi z} \right] \xi^2 J_1(\xi r) d\xi;$$

при  $z \geq 0$

$$u_0 = \frac{1 + \nu_0}{E_0} \int_0^{\infty} \left[ -\xi A_0 + (1 - \xi z) C_0 \right] \xi e^{-\xi z} J_1(\xi r) d\xi;$$

$$w_0 = -\frac{1 + \nu_0}{E_0} \int_0^{\infty} \left[ \xi A_0 + (2 - 4\nu_0 + \xi z) C_0 \right] \xi e^{-\xi z} J_0(\xi r) d\xi;$$

$$\sigma_{0z} = \int_0^{\infty} \left[ \xi A_0 + (1 - 2\nu_0 + \xi z) C_0 \right] \xi^2 e^{-\xi z} J_0(\xi r) d\xi;$$

(4)

$$\sigma_{0r} = \int_0^{\infty} \left\{ \xi A_0 \left[ \frac{1}{r} J_1(\xi r) - \xi J_0(\xi r) \right] + \left[ \frac{1}{r} J_1(\xi r)(\xi z - 1) + \xi J_0(\xi r)(1 + 2\nu_0 - \xi z) \right] C_0 \right\} \xi e^{-\xi z} d\xi;$$

$$\sigma_{09} = \int_0^{\infty} \left\{ -\xi A_0 \frac{1}{r} J_1(\xi r) + \left[ \frac{1}{r} J_1(\xi r)(1 - \xi z) + 2\nu_0 \xi J_0(\xi r) \right] C_0 \right\} \xi e^{-\xi z} d\xi;$$

$$\tau_0 = \int_0^{\infty} \left[ \xi A_0 - (2\nu_0 - \xi z) C_0 \right] \xi^2 e^{-\xi z} J_1(\xi r) d\xi,$$

где  $J_1(\xi r)$  – функция Бесселя первого рода первого порядка.

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

$$\sigma_{1z}(r, -h) = \int_0^{\infty} J_0(\xi r) \xi d\xi \int_0^{\infty} \sigma_{1z}(\rho, -h) J_0(\xi \rho) \rho d\rho$$

и удовлетворяя граничным условиям, определим функции параметра  $\xi$ :

$$A_1 = \frac{\varphi(\xi)}{2\xi^2} \cdot \frac{2(2\nu_1 + \xi h) M e^{\xi h} - L M e^{-\xi h} + (1 - 4\nu_1)(1 - 2\xi h) e^{-\xi h}}{\psi(\xi)};$$

$$B_1 = \frac{\varphi(\xi)}{2\xi^2} \cdot \frac{L M e^{\xi h} + 2L(\xi h - 2\nu_1) e^{-\xi h} - (1 - 4\nu_1)(1 + 2\xi h) e^{\xi h}}{\psi(\xi)};$$

(5)

$$C_1 = \frac{\varphi(\xi)}{\xi} \cdot \frac{Me^{\xi h} - (1-2\xi h)e^{-\xi h}}{\psi(\xi)}; \quad D_1 = \frac{\varphi(\xi)}{\xi} \cdot \frac{Le^{-\xi h} - (1+2\xi h)e^{\xi h}}{\psi(\xi)};$$

$$\xi A_0 = \xi A_1 + \xi B_1(1-4\nu_0) + 2C_1(\nu_0 - \nu_1) + 2D_1(\nu_1 - \nu_0 - 4\nu_1\nu_0);$$

$$C_0 = -2\xi B_1 + C_1 + D_1(1-4\nu_1),$$

где

$$\psi(\xi) = LM - Le^{-2\xi h} - Me^{2\xi h} + 1 + 4\xi^2 h^2;$$

$$L = \frac{3-4\nu_0 - f(3-4\nu_1)}{3-4\nu_0 + f}; \quad M = \frac{1+(3-4\nu_1)f}{1-f}; \quad f = \frac{E_0}{E_1} \cdot \frac{1+\nu_1}{1+\nu_0}; \quad \varphi(\xi) = qa \frac{J_1(\xi a)}{\xi}.$$

Переходя к пределу при  $a \rightarrow 0$ , получим

$$\lim_{a \rightarrow 0} (\pi a^2 q) = F; \quad \lim_{a \rightarrow 0} \frac{J_1(\xi a)}{\xi a} = \frac{1}{2}; \quad \varphi(\xi) = \frac{F}{2\pi}. \quad (6)$$

Формулы (3) – (5) с учетом выражений (6) представляют решение задачи о действии сосредоточенной силы на двухслойное полупространство, поскольку позволяют определить перемещения и напряжения в любой точке полупространства с координатами  $r$  и  $z$ . Несобственные интегралы могут быть вычислены с помощью ПЭВМ по стандартным программам.

Покажем, что в случае одинаковых материалов ( $E_1 = E_0 = E$ ,  $\nu_1 = \nu_0 = \nu$ ) формулы (3) и (4) определяют перемещения и напряжения в упругом однородном полупространстве на глубине  $h$ .

В этом случае

$$f = 1, \quad L = 0, \quad M = \infty,$$

$$A_1 = -\frac{F}{2\pi} (2\nu + \xi h) \frac{e^{-\xi h}}{\xi^2}, \quad C_1 = -\frac{F}{2\pi} \cdot \frac{e^{-\xi h}}{\xi}, \quad B_1 = D_1 = 0.$$

Из выражений (3) при  $z = 0$  получим:

$$u = \frac{F}{2\pi} \cdot \frac{1+\nu}{E} \int_0^\infty (2\nu + \xi h - 1) e^{-\xi h} J_1(\xi r) d\xi; \quad w = \frac{F}{2\pi} \cdot \frac{1+\nu}{E} \int_0^\infty [2(1-\nu) + \xi h] e^{-\xi h} J_0(\xi r) d\xi;$$

$$\sigma_z = -\frac{F}{2\pi} \int_0^\infty (1 + \xi h) \xi e^{-\xi h} J_0(\xi r) d\xi;$$

$$\sigma_r = -\frac{F}{2\pi} \int_0^\infty \left[ \xi(1-\xi h) J_0(\xi r) + \frac{1}{r} J_1(\xi r) (2\nu + \xi h - 1) \right] e^{-\xi h} d\xi; \quad (7)$$

$$\sigma_{\vartheta} = -\frac{F}{2\pi} \int_0^{\infty} \left[ 2\nu \xi J_0(\xi r) - \frac{1}{r} J_1(\xi r)(2\nu + \xi h - 1) \right] e^{-\xi h} d\xi; \quad \tau = -\frac{Fh}{2\pi} \int_0^{\infty} \xi^2 e^{-\xi h} J_1(\xi r) d\xi.$$

Несобственные интегралы в этих формулах выражаются через элементарные функции [3]:

$$\int_0^{\infty} e^{-\xi h} J_1(\xi r) d\xi = \frac{1}{r} \left( 1 - \frac{h}{\sqrt{h^2 + r^2}} \right); \quad \int_0^{\infty} \xi e^{-\xi h} J_1(\xi r) d\xi = \frac{r}{\sqrt{(h^2 + r^2)^3}};$$

$$\int_0^{\infty} e^{-\xi h} J_0(\xi r) d\xi = \frac{1}{\sqrt{h^2 + r^2}}; \quad \int_0^{\infty} \xi e^{-\xi h} J_0(\xi r) d\xi = \frac{h}{\sqrt{(h^2 + r^2)^3}};$$

$$\int_0^{\infty} \xi^2 e^{-\xi h} J_1(\xi r) d\xi = \frac{4hr\Gamma\left(1 + \frac{3}{2}\right)}{\sqrt{\pi}\sqrt{(h^2 + r^2)^5}} = \frac{3hr}{\sqrt{(h^2 + r^2)^5}};$$

$$\int_0^{\infty} \xi^2 e^{-\xi h} J_0(\xi r) d\xi = \frac{\Gamma(3)}{\sqrt{(h^2 + r^2)^3}} P_2^0\left(\frac{h}{\sqrt{h^2 + r^2}}\right) = \frac{2h^2 - r^2}{\sqrt{(h^2 + r^2)^5}},$$

где  $\Gamma\left(1 + \frac{3}{2}\right)$  и  $\Gamma(3)$  – гамма-функции,  $P_2^0\left(\frac{h}{\sqrt{h^2 + r^2}}\right) = P_2\left(\frac{h}{\sqrt{h^2 + r^2}}\right)$  – функция Лежандра, вычисляемая при  $x = \frac{h}{\sqrt{h^2 + r^2}}$  по формуле  $P_2(x) = \frac{1}{2}(3x^2 - 1)$ .

Подставляя эти значения несобственных интегралов в формулы (7), получим:

$$u = -\frac{Fr(1+\nu)}{2\pi ER^2} \left[ \frac{(1-2\nu)R}{R+h} - \frac{h}{R} \right]; \quad w = \frac{F(1+\nu)}{2\pi ER} \left[ 2(1-\nu) + \frac{h^2}{R^2} \right];$$

$$\sigma_z = -\frac{3Fh^3}{2\pi R^5}; \quad \sigma_r = -\frac{F}{2\pi R^2} \left[ \frac{3hr^2}{R^3} - \frac{(1-2\nu)R}{R+h} \right];$$

$$\sigma_{\vartheta} = -\frac{F(1-2\nu)}{2\pi R^2} \left( \frac{R}{R+h} - \frac{h}{R} \right); \quad \tau = -\frac{3Fh^2 r}{2\pi R^5},$$
(8)

где  $R = \sqrt{h^2 + r^2}$ .

Формулы (8) совпадают с известным решением Буссинеска [4], что подтверждает правильность изложенного выше решения.

### Библиографический список

1. Потележко В.П. Задача Фламана для двухслойной полуплоскости // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь: ТГТУ, 2005. – С. 29-33.
2. Ляв А. Математическая теория упругости. – М.:Гостехиздат, 1935. – 674 с.
3. Градштейн И.С. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений / Градштейн И.С., Рыжик И.М. – М.:Физматгиз, 1963. – 1100 с.
4. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости. – М.: Наука, 1975. – 576 с.

УДК 539.3

Н.А. Воронин

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва

### ОСОБЕННОСТИ И ПРИКЛАДНОЙ АСПЕКТ МЕХАНИКИ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ЖЕСТКОГО СФЕРИЧЕСКОГО ШТАМПА С УПРУГОПЛАСТИЧНЫМ СЛОИСТЫМ ПОЛУПРОСТРАНСТВОМ

Теория упругого контактного взаимодействия в настоящее время достигла значительного совершенства. Однако из-за математических трудностей возникает некоторый разрыв между теорией и практическим применением этих решений для конкретных задач, в частности для слоистых тел, взаимодействие с которыми рассматривается как неклассическая задача. Характерная особенность любой неклассической контактной задачи заключается в том, что математически она формулируется как смешанная краевая задача для дифференциальных уравнений в частных производных, которая может быть решена асимптотическими или численными методами. Анализ известных в литературе решений контактных задач для слоистых систем показывает, что более точные решения (как правило, частные) получают численными методами, требующими применения ЭВМ, программного обеспечения и значительных затрат машинного времени. Известные же асимптотические зависимости применимы в отдельности для толстых и тонких слоев [1, 2]. Точность конечных результатов сильно зависит от параметра  $h/a$  (где  $h$  – толщина слоя,  $a$  – радиус или полуширина контактной области). Предлагаемые рядом авторов конечные выражения имеют довольно громоздкий вид и не вполне пригодны для инженерных расчетов.

Точные аналитические решения отсутствуют и для упругопластических контактных задач однородных взаимодействующих тел, несмотря на многочисленные попытки применения теории упругости к контактным задачам, когда напряжения превышают предел текучести. В литературе из-



вестны эмпирические и феноменологические зависимости величины местного смятия от нагрузки. Однако они имеют большую погрешность и применимы при определенном диапазоне нагрузок. Наиболее эффективный подход к решению упругопластической контактной задачи дан в работе [3]. В ней приближенное решение получается в результате комбинации известных решений упругой и пластической задач с соответствующими допущениями. Получена простая модель, которая хорошо согласуется с экспериментальными и известными численными результатами.

Контактной механике слоистых упругопластических сред посвящено крайне мало работ [4-8]. В них в основном используется метод конечных элементов для определения пространственного распределения пластических напряжений и размеров пластических зон. Так, например, в исследованиях [4, 6] использовался метод конечных элементов при решении плоской и осесимметричной задач о внедрении жестких цилиндрического и сферического инденторов в упругопластическое полупространство, имеющее твердое и жесткое покрытие. В результате было установлено, что эпюра контактных давлений значительно выравнивается, а максимальное значение давления смещается к краю контактной площадки, и тем более, чем больше пластическая деформация. Для случая контактирования сферы со слоистым упругопластическим полупространством были использованы частные эмпирические выражения для определения эффективных модуля упругости и предела текучести. В работах [7, 8] с использованием конечно-элементной техники решения определены границы существования локальных областей пластической деформации слоистой системы в зависимости от толщины поверхностного слоя, соотношения механических характеристик материалов покрытия и основы и величины тангенциальных усилий. Самый большой недостаток этих работ заключается в использовании в расчетах эллиптического закона распределения контактного давления.

Конструктору при проектировании нового узла трения желательно иметь достаточно простые закономерности, описывающие контактные взаимодействия тел с покрытиями, для осознанного выбора материалов пары трения, толщины покрытия, технологии его получения и возможности прогнозирования ресурса и функциональных (триботехнических свойств, несущей способности) свойств. Хотя известные асимптотические методы решения контактных задач имеют ряд недостатков, трудно переоценить их роль для инженерного проектирования деталей узлов трения. Обзор литературы показывает, что эти решения нашли эффективное применение. Однако их использование может быть шире, если учитывать специфику конструкции слоистых систем, поскольку физическая сторона дела для решения не менее важна, чем математическая [9]. В случае, когда строгие математические решения отсутствуют, именно неформальное исполь-

зование приближенных методов обеспечивает успех. Ясное осознание асимптотической природы упрощений позволяет определить область их применимости, а в случае необходимости - уточнять приближенные решения. Особенно велика роль асимптотических методов в построении приближенных аналитических решений в символьной форме, которые позволяют анализировать влияние различных факторов на контактные параметры и напряженно-деформированное состояние слоистых твердых тел. Даже если при проектировании можно использовать численные методы расчета конструкций, предварительное асимптотическое упрощение системы позволяет отбросить несущественные слагаемые, выбрать правильный метод решения, сэкономить машинное время.

В данной работе, являющейся логическим продолжением и уточнением ранее выполненных работ автора [10-13], рассмотрено решение контактной задачи о взаимодействии жесткого сферического штампа с упруго-пластичным двухслойным полупространством. Получены аналитические выражения для определения геометрических и силовых параметров упругого контакта. Проанализирован случай предельного упругого внедрения сферы в слоистую среду, при котором под индентором на глубине в материале основы начинают возникать пластические деформации. Получены аналитические выражения для определения критических параметров контакта и эффективных характеристик слоистой среды – эффективной жесткости, эффективного предела текучести, несущей способности. Исследовано влияние механических характеристик компонентов двухслойной среды и толщины поверхностного слоя на эффективные характеристики двухслойного полупространства и особенности их поведения. Определены диапазоны толщины поверхностного слоя, при которых имеют место явления аномальной прочности. Уточнено определение топокомпозиата и указаны критерии отнесения реальных слоистых систем (твердых тел с упрочненным поверхностным слоем) к данному классу материалов. Рассмотрены инженерные аспекты применения результатов теоретического решения принятой модели контактного взаимодействия.

Рассмотрим внедрение жесткой сферы радиуса  $R$  в идеально упругое жесткопластичное двухслойное полупространство (рис. 1а). Двухслойное полупространство состоит из верхнего слоя толщиной  $h$  когерентно связанного с основанием, имеющим большую толщину  $H$  ( $H \gg h$ ). Материал поверхностного слоя имеет упругие характеристики: модуль нормальной упругости  $E_1$ , коэффициент Пуассона  $\mu_1$  и предел текучести  $\sigma_{T_1}$ , а основы – характеристики  $E_0$ ,  $\mu_0$  и  $\sigma_{T_0}$ .

#### 1. Упругая контактная задача.

В случае идеально упругой слоистой среды перемещение точки  $A$

(рис. 1а) может быть представлено в виде суммы перемещений покрытия и основания в результате их деформации под нагрузкой  $P$ :

$$\delta_c = \delta_h + \delta_{Oz}. \quad (1)$$

Введем две новые схемы контактирования жесткой сферы с твердыми идеально упругими полупространствами. В первой схеме (рис. 1б) представлено однородное по глубине полупространство с упругими характеристиками  $E_0$  и  $\mu_0$ , совпадающими с характеристиками материала основы, а во второй (рис. 1в) – с упругими характеристиками  $E_1$  и  $\mu_1$ , совпадающими с характеристиками материала поверхностного слоя. Выделим в первом полупространстве слой толщиной  $t_0$ , во втором – толщиной  $t_1$ . При внедрении в эти полупространства жесткой сферы радиуса  $R$  с усилием  $P$  перемещение центральных точек контакта  $A_0$  и  $A_1$  может быть записано аналогично выражению (1):

$$\delta_{A_0} = \delta_0 = \delta_{t_0} + \delta_{O_0z}; \quad (2)$$

$$\delta_{A_1} = \delta_1 = \delta_{t_1} + \delta_{O_1z}. \quad (3)$$

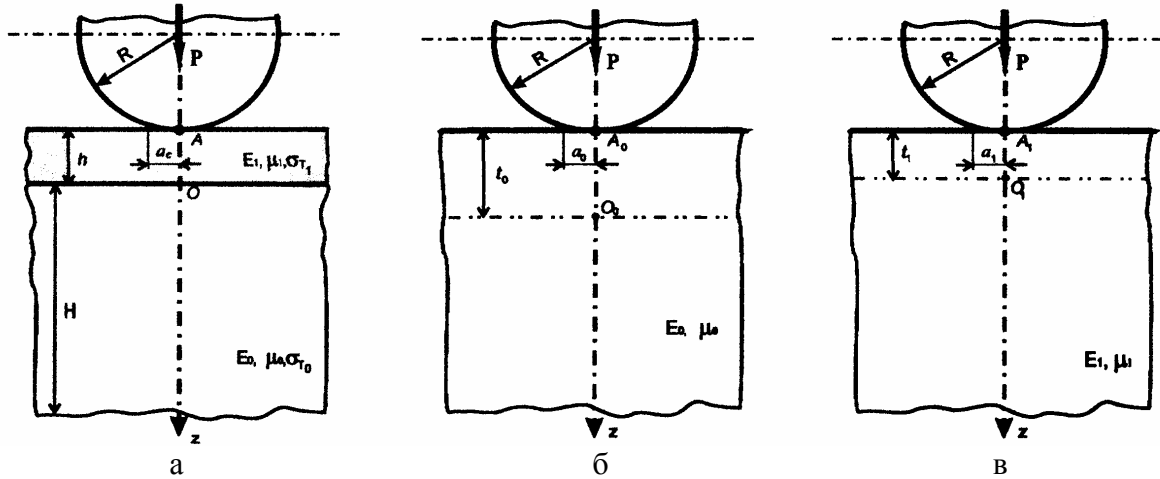


Рис. 1. Расчетные схемы контактирования жесткой сферы с упругим двухслойным полупространством (а) и однородным полупространством, имеющим характеристики  $E_0, \mu_0$  (б) и  $E_1, \mu_1$  (в)

Проведем следующие рассуждения. Выберем толщину слоя  $t_1$  такой, чтобы выполнялось условие

$$\delta_{t_1} = \delta_h, \quad (4)$$

то есть перемещение точки  $A_1$  однородного изотропного полупространства под действием нагрузки  $P$  за счет деформации слоя  $t_1$  этого полупростран-

ства по величине соответствовало бы перемещению точки  $A$  двухслойного полупространства (рис. 1а) за счет деформации слоя  $h$ .

Выберем толщину слоя  $t_0$  такой величины, чтобы выполнялось условие

$$\delta_{O_0z} = \delta_{Oz}. \quad (5)$$

С учетом выбранных условий (4) и (5) выражение (1) можно представить в виде

$$\delta_c = \delta_{t_1} + \delta_{O_0z}. \quad (6)$$

Известно, что в случае нагружения однородного полупространства нормальной распределенной нагрузкой, перемещение любой точки внутри этого полупространства определяется выражением [14]

$$\delta(x, y, z) = \frac{1}{4\pi G} \left[ 2(1 - \mu)\psi - z \frac{\partial \psi}{\partial z} \right], \quad (7)$$

где  $\frac{1}{G} = \frac{2(1 + \mu)}{E}$ ,  $\psi = \iint_S p(\xi, \eta) \frac{1}{\rho} \partial \xi \partial \eta$  – потенциальная функция Буссинеска,  $\rho = [(\xi - x)^2 + (\eta - y)^2 + z^2]$  – текущая координата любой точки полупространства.

Зная, что при действии жесткой сферы на поверхность однородного упругого полупространства закон распределения давления в контактной зоне эллиптический, выразим для двух выбранных схем контактирования (см. рис. 1б и рис. 1в) перемещения точек  $A_1$ ,  $O_0$  и  $O_1$ , используя выражение (7):

$$\delta(0,0,0) = \delta_{A_1} = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} \cdot \frac{\pi(p_0)_1 a_1}{2}; \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \delta_{O_0z} = \delta(0,0,t_0) = & \frac{1}{2} \cdot \frac{1 - \mu_0^2}{E_0} \cdot \frac{\pi(p_0)_0 a_0}{2} \cdot \left[ \pi - 2 \arctg(\bar{t}_0) - 2\bar{t}_0 - 2(\bar{t}_0)^2 \arctg(\bar{t}_0) + \pi(\bar{t}_0)^2 + \right. \\ & \left. + \frac{1}{1 + \mu_0} \cdot \left( \frac{\bar{t}_0}{1 + (\bar{t}_0)^2} + \bar{t}_0 + 2(\bar{t}_0)^2 \arctg(\bar{t}_0) + \frac{(\bar{t}_0)^3}{1 + (\bar{t}_0)^2} - \pi(\bar{t}_0)^2 \right) \right]; \quad (9) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \delta_{O_1z} = \delta(0,0,t_1) = & \frac{1}{2} \cdot \frac{1 - \mu_1^2}{E_0} \cdot \frac{\pi(p_0)_1 a_1}{2} \cdot \left[ \pi - 2 \arctg(\bar{t}_1) - 2\bar{t}_1 - 2(\bar{t}_1)^2 \arctg(\bar{t}_1) + \pi(\bar{t}_1)^2 + \right. \\ & \left. + \frac{1}{1 + \mu_1} \cdot \left( \frac{\bar{t}_1}{1 + (\bar{t}_1)^2} + \bar{t}_1 + 2(\bar{t}_1)^2 \arctg(\bar{t}_1) + \frac{(\bar{t}_1)^3}{1 + (\bar{t}_1)^2} - \pi(\bar{t}_1)^2 \right) \right], \quad (10) \end{aligned}$$

где  $\bar{t}_0 = \frac{t_0}{a_0}$ ;  $\bar{t}_1 = \frac{t_1}{a_1}$ ,  $(p_0)_0, (p_0)_1$  – максимальное давление в центре контактной

круговой площадки для среды, имеющей упругие характеристики материала основы и поверхностного слоя соответственно,  $a_0, a_1$  – радиусы контактной площадки для среды, имеющей упругие характеристики материала основы и поверхностного слоя соответственно.

Обозначив через  $\theta_0$  и  $\theta_1$  соответствующие сомножители в квадратных скобках, в выражениях соответственно (9) и (10) получаем

$$\delta_{O_{0z}} = \frac{1 - \mu_0^2}{E_0} \cdot \frac{(p_0)_0 a_0}{2} \cdot \theta_0, \quad (11)$$

$$\delta_{O_{1z}} = \frac{1 - \mu_1^2}{E_0} \cdot \frac{(p_0)_1 a_1}{2} \cdot \theta_1. \quad (12)$$

С учетом (8) и (12) выражение (3) можно переписать в виде

$$\delta_{t_1} = \delta_{A_1} - \delta_{O_{1z}} = \frac{1 - \mu_1^2}{E_0} \cdot \frac{\pi (p_0)_1 a_1}{2} \cdot \left(1 - \frac{1}{\pi} \theta_1\right). \quad (13)$$

Подставляя выражения (11) и (13) в (6), после преобразований получим

$$\delta_c = \delta_0 \left[ \theta_0 \frac{1}{\pi} + \left( \frac{K_1}{K_0} \right)^{\frac{2}{3}} \cdot \left(1 - \frac{1}{\pi} \theta_1\right) \right], \quad (14)$$

где  $K_0 = \frac{1 - \mu_0^2}{E_0}$ ;  $K_1 = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1}$ ;  $\theta_0 = f\left(\frac{h}{a_0}\right)$ ;  $\theta_1 = f\left(\frac{h}{a_1} = \frac{h}{a_0 K^{\frac{1}{3}}}\right)$ .

Сомножитель в квадратных скобках в выражении (14) зависит от упругих характеристик материалов и геометрических параметров  $t_0$  и  $t_1$ .

Для того чтобы избавиться от неизвестных  $t_0$  и  $t_1$ , воспользуемся подходом, применяемым в методе малых возмущений [15], и рассмотрим двухслойное полупространство (см. рис. 1а), состоящее из поверхностного слоя бесконечно малой толщины и бесконечно большой. Асимптотически близкими по величине будут и толщины  $t_0$  и  $t_1$ . Перемещения, рассчитываемые для таких толщин в случае использования однородных сред, будут мало отличаться по величине от перемещений, рассчитываемых для двухслойного полупространства с указанными предельными значениями толщин поверхностного слоя, совпадающими по величине с  $t_0$  и  $t_1$ . Этим отличием в инженерных расчетах можно пренебречь и в аналитических выражениях (9) и (10) в окрестностях точек  $t_0 = t_1 \approx 0$  и  $t_0 = t_1 \approx \infty$  вместо глубин  $t_0$  и  $t_1$  использовать толщину  $h$ .

После преобразований выражение (14), а, следовательно, и (1) в самом общем виде может быть представлено:

$$\delta_c = \delta_0 \cdot \Phi, \quad (15)$$

где  $\Phi$  – множитель, названный упругогеометрическим параметром [10]. Аналитически точно параметр  $\Phi$  определен лишь в окрестностях  $h \approx 0$  и  $h \approx \infty$ .

Представив выражение для  $\Phi$  в виде степенных рядов в окрестностях значений  $h \approx 0$  и  $h \approx \infty$  и воспользовавшись методом двухточечной аппроксимации Паде [16], определяем вид функции  $\Phi$  в диапазоне толщин  $0 \leq h \leq \infty$  в виде

$$\Phi = \frac{1 + A_1 \cdot \bar{h} + A_2 \cdot \bar{h}^2 + A_3 \cdot \bar{h}^3 + \dots + A_i \cdot \bar{h}^i}{1 + B_1 \cdot \bar{h} + B_2 \cdot \bar{h}^2 + B_3 \cdot \bar{h}^3 + \dots + B_i \cdot \bar{h}^i}, \quad (16)$$

где  $\bar{h} = \frac{h}{a_0}$ ;  $A_i = f(K)$ ;  $B_i = f(K)$ ;  $K = \frac{K_1}{K_0}$ ,  $A_1, A_2, A_3, \dots, A_i, B_1, B_2, B_3, \dots, B_i$  – коэффициенты двухточечной Паде аппроксиманты.

Чем выше порядок степени  $i$ , тем точнее значение  $\Phi$ .

Предельные значения изменения параметра  $\Phi$ :

$$1 \leq \Phi \leq K^{\frac{2}{3}}.$$

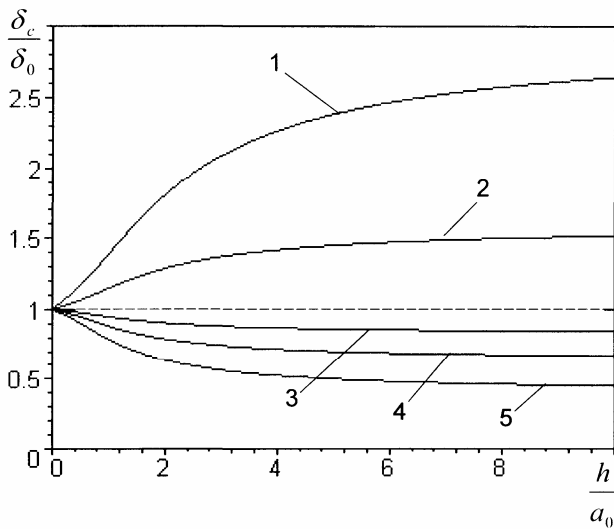


Рис. 2. Зависимости величины упруго внедрения жесткой сферы в двухслойную среду для ряда значений параметра  $K$  от толщины поверхностного слоя:  
1 –  $K = 5$ ; 2 –  $K = 2$ ; 3 –  $K = 0,75$ ;  
4 –  $K = 0,5$ ; 5 –  $K = 0,25$

Зависимости величины упругого внедрения жесткой сферы в двухслойное полупространство для ряда значений упругого показателя  $K$  от толщины поверхностного слоя представлены на рис. 2.

Из рассмотрения геометрии контакта жесткой сферы с двухслойным упругим полупространством и характера деформирования упругого твердого тела можно получить аналитические выражения для определения радиуса контакта

$$a_c = a_0 \cdot \sqrt{\Phi}; \quad (17)$$

эффективной жесткости

$$K_c = K_0 \cdot \Phi^{\frac{3}{2}}; \quad (18)$$

распределения давления по контактной площадке

$$p_c(r) = (p_0)_c \left( 1 - \frac{r^2}{a_c^2} \right)^{\frac{1}{2} \left( 1 - \frac{\Phi''}{\Phi} \right)} ; \quad (19)$$

давления в центре контактной площадки

$$(p_0)_c = (p_0)_0 \cdot \frac{1}{3} \frac{1}{\Phi \bar{g}}, \quad (20)$$

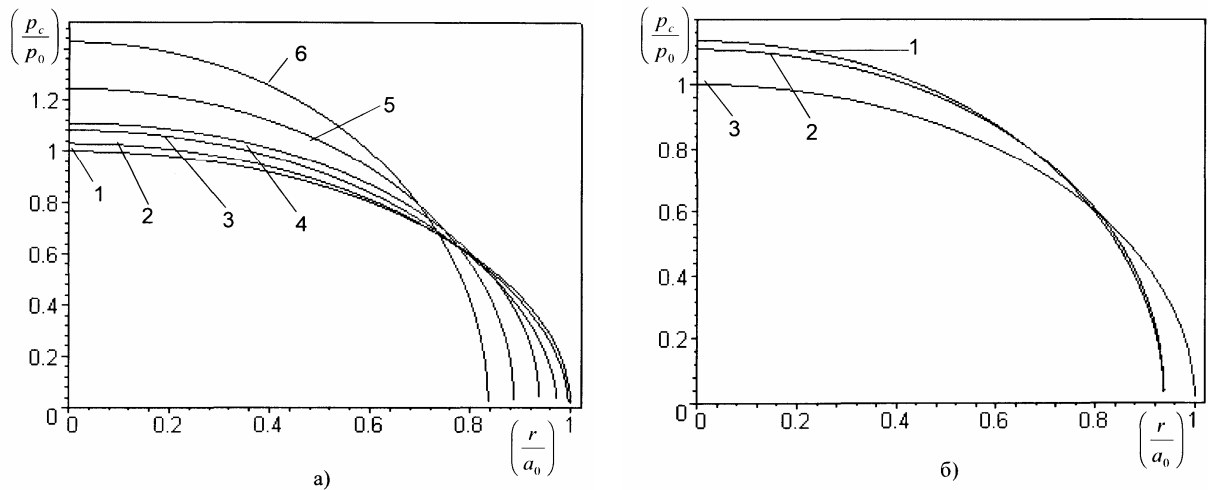
где  $\bar{g} = \int_0^1 \left( 1 - \bar{r}^2 \right)^{\frac{1}{2} \left( 1 - \frac{\Phi''}{\Phi} \right)}$ , индекс “с” при параметре означает, что этот параметр

относится к двухслойной среде.

Полученные выражения (15) - (20) дают возможность рассчитать деформационно-силовые параметры контакта жесткой сферы при внедрении в упругое двухслойное пространство по известным значениям, рассчитываемым по известным формулам Герца, деформационно-силовых параметров контакта для однородного материала с упругими характеристиками материала основы двухслойной среды. Аналитический характер зависимостей указанных выражений в символьной форме позволяет наглядно анализировать влияние основных параметров (геометрических и упругих) двухслойной среды, что, несомненно, полезно при инженерных расчетах и проектировании реальных узлов.

Характер изменения таких параметров контакта, как радиус контакта и эффективная жесткость с изменением толщины поверхностного слоя и упругих характеристик компонентов слоистой среды легко предсказуем, так как указанные параметры пропорциональны множителю  $\Phi$  в той или иной степени, и качественно подобен характеру изменения величины упругого внедрения (см. рис. 2).

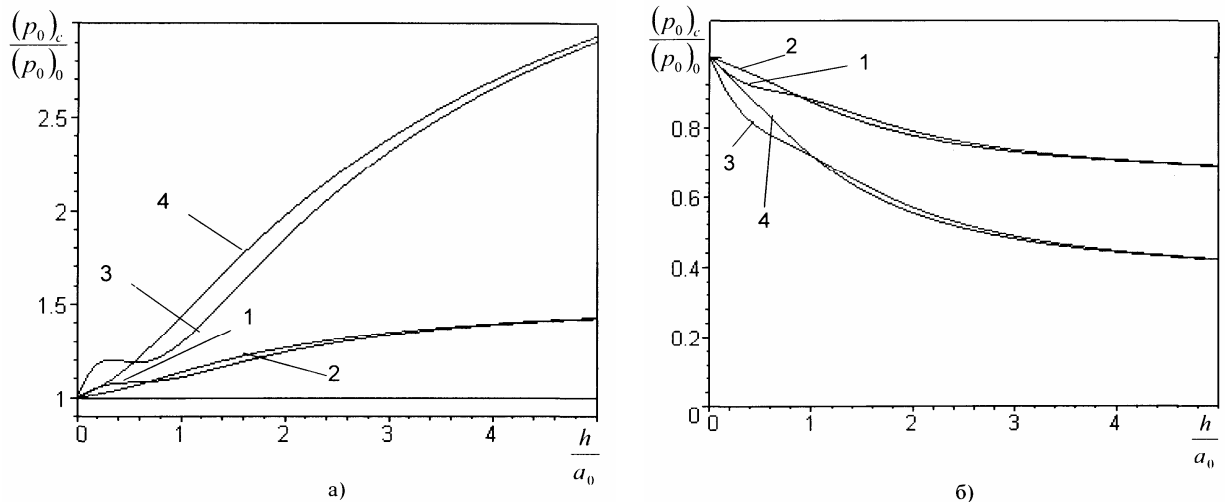
Закон изменения давления в центре контакта и распределение давления по площадке контакта имеет более сложную зависимость от параметров, характеризующих двухслойную упругую среду. Анализ изменения силовых параметров контакта от упругогеометрических характеристик слоистой среды показал нетривиальность изменения этих параметров. Эта нетривиальность имеет место при малых значениях толщины поверхностного слоя и проявляется тем значительнее, чем меньше величина параметра  $K$ . Зависимости изменения давления по ширине контакта для двухслойной среды для ряда сочетаний упругих характеристик компонентов слоистой системы и толщины поверхностного слоя представлены на рис. 3. Зависимости давления в центре контактной области при внедрении жесткой сферы в упругое двухслойное полупространство с параметрами  $K = 0,5$  и  $K = 2$  от толщины поверхностного слоя представлены на рис. 4.



1 – задача Герца для материала основы;  
2 –  $h/a_0 = 0,1$ ; 3 –  $0,5$ ; 4 –  $1$ ; 5 –  $2$ ; 6 –  $5$

1 – закон распределения давления (19)  $h/a_0 = 1$ ;  
2 – закон распределения давления (22)  $h/a_0 = 1$ ;  
3 – задача Герца для материала основы  $h = 0$

Рис. 3. Распределение давления по радиусу контактной площадки при внедрении жесткой сферы в упругое двухслойное полупространство  $K = 0,5$



1, 2 –  $K = 0,5$ ; 3, 4 –  $K = 0,1$

1, 2 –  $K = 2$ ; 3, 4 –  $K = 5$

Рис. 4. Зависимости давления в центре контактной области при внедрении жесткой сферы в упругое двухслойное полупространство от толщины поверхностного слоя:  
1, 3 – рассчитывались по формуле (20); 2, 4 – по упрощенной формуле (21)

Более детальный анализ показал возможность с достаточной точностью для инженерных расчетов применять для слоистых систем с величиной  $K > 1$  (практически для всего диапазона толщин поверхностного слоя), а для слоистых систем с величиной  $K < 1$  (для больших значений толщины покрытия) следующие упрощенные аналитические выражения для расчета центрального давления и распределения давления для слоистых тел:



$$(p_0)_c = (p_0)_0 \cdot \Phi^{-1}; \quad (21)$$

$$p_c(r) = (p_0)_c \left(1 - \frac{r^2}{a_c^2}\right)^{\frac{1}{2}}. \quad (22)$$

С точки зрения инженерного приложения полученных результатов, можно отметить, что наличие эффекта выполаживания эпюры давления по области контакта (уменьшения величины давления в центре контакта) играет важную роль, так как трибологическая нагруженность контакта для тела с тонким и жестким ( $K < 1$ ) поверхностным слоем снижается (давление по площади контакта распределяется более равномерно). И как результат – снижается трение и износ контакта.

## 2. Упругожесткопластичная контактная задача.

Рассмотрим условие перехода однородного упругого жесткопластичного твердого тела из состояния упругости в пластическое при нагружении его поверхности жесткой сферой радиуса  $R$ . В качестве такого критерия может служить величина критического сближения  $\delta^{kp}$ . Согласно теории Герца, первоначальная пластическая деформация в однородном пластичном материале возникает на глубине  $z \approx 0.5 \cdot a$ . Именно на этой глубине максимальное касательное напряжение  $\tau^{\max}$  достигает предела текучести при сдвиге, который в свою очередь в соответствии с условием пластичности Треска составляет величину, равную половине предела текучести на растяжение  $\frac{1}{2} \sigma_T$ . Математическое выражение, связывающее величину предельного смещения с пределом текучести материала, имеет вид [14]

$$\delta^{kp} = \beta \cdot \frac{(1 - \mu^2)^2}{E^2} \cdot (\sigma_T)^2 \cdot R = \lambda \cdot \frac{(1 - \mu^2)}{E} \cdot \sigma_T \cdot a^{kp}, \quad (23)$$

где  $\beta$  и  $\lambda$  – некоторые численные коэффициенты.

Двухслойное упругопластичное полупространство представим в виде однородного твердого упругопластического тела с пределом текучести, изменяющегося от  $\sigma_{T_0}$  при  $h = 0$  до  $\sigma_{T_1}$  при  $h = \infty$ . Принципиальная схема такой модели показана на рис. 5 (представлен случай, когда материал поверхностного слоя более твердый, чем основы).

Для получения аналитической зависимости, связывающей критическое перемещение центральной точки контакта двухслойной среды с величиной критического перемещения аналогичной точки контакта однородного полупространства, обладающего характеристиками материала основы, воспользуемся ранее рассмотренным подходом, принятым для идеально упругого твердого тела.

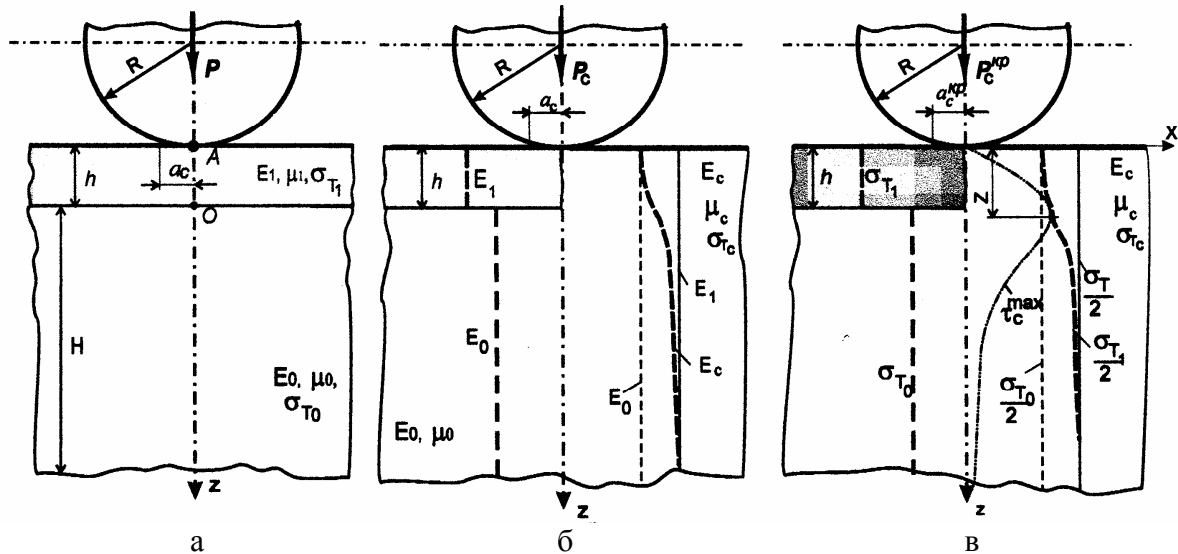


Рис. 5. Принципиальная схема контактирования жесткой сферы с двухслойным упругопластичным полупространством (а); модель однородной идеальной упругой среды с переменным по глубине модулем упругости (б); модель однородной упругопластичной среды с переменным по глубине эффективным пределом текучести (в)

Рассмотрим две схемы нагружения двух однородных упругопластичных полупространств (подобно схемам на рис. 1б и 1в) жестким сферическим штампом. В первой схеме рассматривается однородная по глубине среда с упругими характеристиками и пределом текучести, соответствующими материалу основы, то есть  $E_0, \mu_0$  и  $\sigma_{T_0}$ , а во второй – с характеристиками  $E_1, \mu_1$  и  $\sigma_{T_1}$ , совпадающими с характеристиками материала поверхностного слоя. Выделим в первом полупространстве слой толщиной  $s_0$ , отсчитываемый от поверхности, во втором – толщиной  $s_1$ . Внедрение жесткой сферы в каждое из полупространств осуществляется с такой нагрузкой (критической), при которой сближение (в данном случае только за счет деформации полупространства, так как сфера жесткая) тел достигает критической величины и, следовательно, максимум максимальных касательных напряжений достигает предельного своего значения, равного половине предела текучести соответствующего материала на растяжение. Аналогичная картина может быть представлена и при нагружении жесткой сферой поверхности двухслойной упругопластичной среды. Так как тела еще деформируются упруго (то есть упругие деформации можно суммировать), можно записать выражения для перемещения центральных точек рассмотренных полупространств аналогично ранее приведенным соотношениям (1) – (3), но с учетом предельного случая нагружения:

$$\delta_c^{kp} = \delta_h + \delta_{Oz}; \quad \delta_0^{kp} = \delta_{s_0} + \delta_{Oz}; \quad \delta_1^{kp} = \delta_{s_1} + \delta_{Oz}.$$

Проведя рассуждения, аналогичные вышеописанным при выводе упругогеометрического параметра, получаем аналитическое выражение для определения предельного упругого перемещения центральной точки контакта на поверхности двухслойного упругопластичного полупространства при внедрении в него жесткой сферы:

$$\delta_c^{kp} = \delta_0^{kp} \cdot \bar{\Phi}, \quad (24)$$

где  $\bar{\Phi}$  – предельный упругогеометрический параметр.

Аналитически точно параметр  $\bar{\Phi}$  определен лишь в окрестностях  $h \approx 0$  и  $h \approx \infty$  и для диапазона толщин поверхностного слоя  $0 \leq h \leq \infty$  может быть представлен в виде дробно-рационального выражения:

$$\bar{\Phi} = \frac{1 + \bar{A}_1 \cdot \bar{h} + \bar{A}_2 \cdot \bar{h}^2 + \bar{A}_3 \cdot \bar{h}^3 + \dots + \bar{A}_i \cdot \bar{h}^i}{1 + \bar{B}_1 \cdot \bar{h} + \bar{B}_2 \cdot \bar{h}^2 + \bar{B}_3 \cdot \bar{h}^3 + \dots + \bar{B}_i \cdot \bar{h}^i},$$

где  $\bar{h} = \frac{h}{a_0^{kp}}$ ;  $\bar{A}_i = \varphi(K, Y)$ ;  $\bar{B}_i = \varphi(K, Y)$ ; ;  $\bar{A}_1, \bar{A}_2, \bar{A}_3, \dots, \bar{A}_i, \bar{B}_1, \bar{B}_2, \bar{B}_3, \dots, \bar{B}_i$ ; – коэффициенты двухточечной Паде аппроксиманты;  $\delta_0^{kp}$ ,  $a_0^{kp}$  – предельные внедрение и радиус контакта, рассчитываемые для среды с упругими характеристиками материала основы;  $Y = \frac{\sigma_{T_1}}{\sigma_{T_0}}$ .

Предельный упругогеометрический параметр  $\bar{\Phi}$  зависит от геометрических ( $h, a_0^{kp}$ ) и упругих ( $K_0, K_1$ ) характеристик, а также пределов текучести ( $\sigma_{T_0}, \sigma_{T_1}$ ) компонентов слоистой системы.

Диапазон существования предельного упругогеометрического параметра  $\bar{\Phi}$  для  $0 \leq \frac{h}{a_0^{kp}} \leq \infty$   $1 \leq \bar{\Phi} \leq K^2 Y^2$ .

Из рассмотрения геометрии контактирования жесткой сферы с упругим слоистым телом можно получить зависимость изменения предельного радиуса контакта от толщины покрытия. В общем виде аналитическая зависимость представляет собой

$$a_c^{kp} = a_0^{kp} \cdot \sqrt{\bar{\Phi}}. \quad (25)$$

Зависимости величины предельного упругого внедрения жесткой сферы в двухслойную упругопластическую среду, для ряда значений упругопластических параметров  $K$  и  $Y$  от толщины поверхностного слоя представлены на рис. 6 и 7.

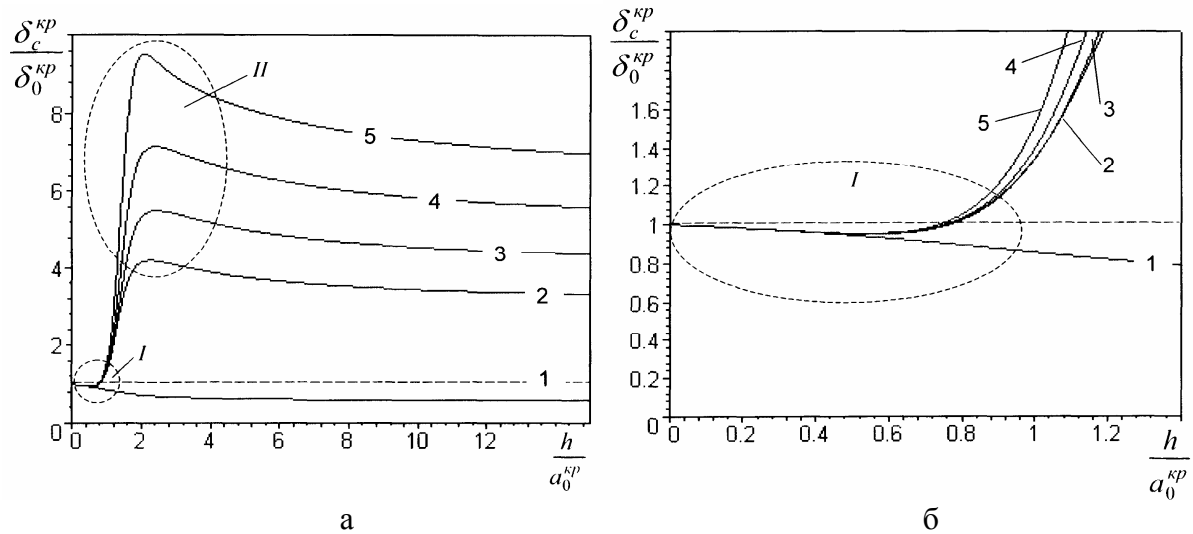


Рис. 6. Зависимости величины предельного внедрения жесткой сферы в двухслойное упругопластичное полупространство от толщины покрытия  $K = 0,5$  и  $1 - Y = 1,5$ ; 2 – 3,5; 3 – 4; 4 – 4,5; 5 – 5; а – в области больших толщин; б – в области малых толщин поверхностного слоя

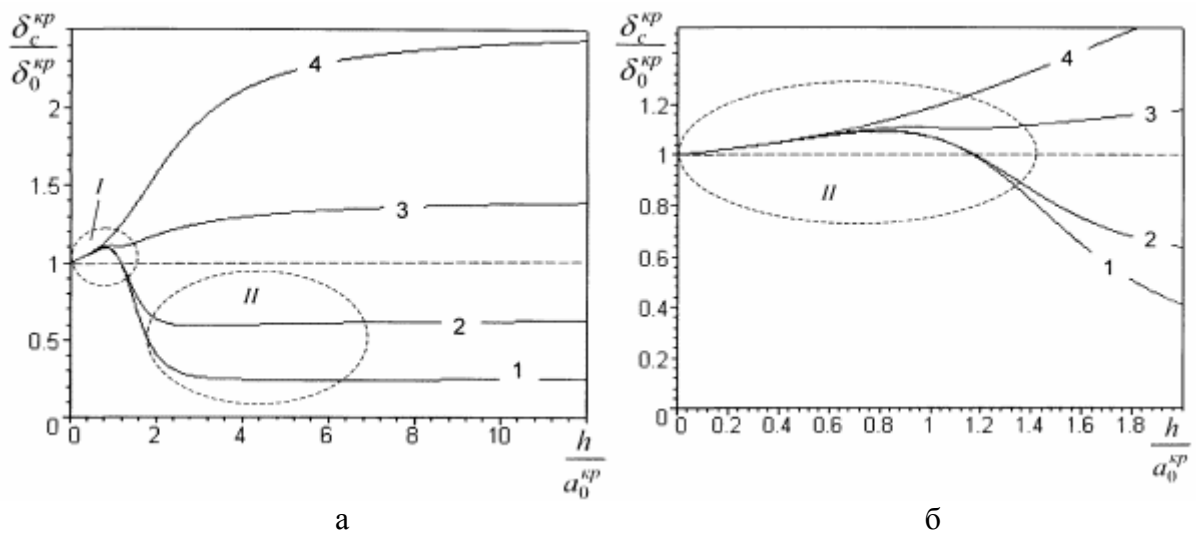


Рис. 7. Зависимости величины предельного внедрения жесткой сферы в двухслойное упругопластичное полупространство от толщины покрытия:  $K = 2$  и  $1 - Y = 0,25$ ; 2 – 0,4; 3 – 0,6; 4 – 0,8; а – в области больших толщин; б – в области малых толщин покрытия

Как видно из рис. 6 и 7, как для мягких ( $Y < 1$ ), так и для твердых ( $Y > 1$ ) упругопластичных слоистых систем в ряде случаев отмечаются локальные области неординарного поведения величины предельного внедрения от толщины поверхностного слоя. Для твердых слоистых систем снижение величины предельного внедрения с увеличением толщины поверхностного слоя объясняется локальным повышением пластичности такой слоистой системы (рис. 6, область I кривых 2-5).

Твердые слоистые системы, в которых наблюдается эффект локального повышения пластичности, при несколько больших толщинах поверхностного слоя проявляют другую аномальность в поведении величины предельного внедрения (рис. 6, область II кривых 2-5). Область II предлагается называть областью пониженной пластичности таких слоистых систем. В то же время имеются твердые слоистые системы (рис. 6, кривая 1), для которых изменение величины предельного внедрения от толщины поверхностного слоя отвечает представлению о поведении слоистых систем как идеально упругих систем (см. рис. 2). То есть с увеличением толщины твердого слоя величина предельного внедрения жесткой сферы монотонно уменьшается от величины, соответствующей величине предельного внедрения в материал основы до величины предельного внедрения в компактный материал, который имеет характеристики материала поверхностного слоя. Аномальное поведение слоистых систем связано со структурой (строением) приповерхностного объема, в связи с чем предлагается называть данные эффекты структурными. Области аномальной структурной прочности твердых слоистых систем проявляются следующим образом: область повышенной структурной пластичности существует при малых значениях толщины поверхностного слоя, а область пониженной структурной пластичности - при больших (примерно на порядок) значениях толщины покрытия.

Аналогичная картина имеет место и для мягких ( $Y < 1$ ) слоистых систем (рис. 7, области I и II). Однако в отличие от твердых слоистых систем расположение областей в мягких слоистых системах противоположное, и эффект их проявления менее значителен.

Автором предложен критерий определения слоистых систем, обладающих свойствами аномальной структурной прочности. В качестве такого критерия предлагается безразмерный параметр, обозначенный как  $AS$ :

$$AS = Y \cdot K^{\frac{2}{3}}.$$

Когда  $AS > 1$ , слоистая система проявляет свойства аномальной структурной прочности, когда  $AS < 1$ , слоистая система во всем диапазоне толщин не имеет зон аномальной структурной прочности.

В практическом плане эффект повышения прочности слоистых тел за счет строения приповерхностного объема, как далее будет показано, обеспечивает поверхности повышение несущей способности (контактной прочности поверхности). Также будет сделана попытка объяснить механизм проявления областей аномальной прочности для ряда слоистых систем.

В инженерной практике для повышения работоспособности поверхностей трения деталей машин, приборов и инструмента в настоящее время широко используются различные покрытия и модифицированные поверхностные слои.

Тела с тонкими покрытиями было принято называть топокомпозитами [12, 13]. Научное направление, изучающее получение топокомпозитов и включающее в себя технологию изготовления и расчет оптимальной конструкции (структуры) поверхностного слоя, получило в России название «Конструирование топокомпозитов». В Англии и Америке аналогичное научное и инженерное направление называется “Surface Engineering” [17-18]. В Японии – “Tribo-Design of Coating/Substrate System (TDCSS)” [8].

Критерием отнесения слоистого твердого тела к классу топокомпозитных материалов является толщина покрытия (модифицированного поверхностного слоя), при которой внешние воздействия (в первую очередь силовые контактные) в значительной части воспринимаются и локализуются не только в материале покрытия, но и в материале основы. Как правило, для топокомпозитов триботехнического назначения толщина покрытия (модифицированного поверхностного слоя) невелика (сравнима по величине с характерным размером контактной области).

Одним из количественных критериев, определяющих отнесение тела с тонким упрочняющим (более твердым, чем материал основы) покрытием к классу топокомпозитов может служить значение величины критической толщины  $Z$  поверхностного слоя (покрытия) топокомпозита. Под критической толщиной  $Z$  покрытия (поверхностного слоя), например для упругопластичного тела с упругопластичным покрытием, понимается такая его толщина, при которой создаваемая в контактной области давление от прикладываемой нагрузки приводит к зарождению пластической деформации

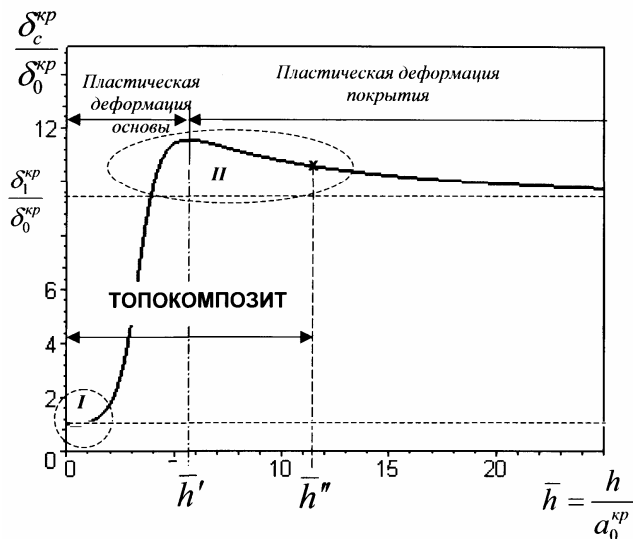


Рис. 8. Зависимость относительной величины критического внедрения жесткой сферы в упругопластичную поверхность твердого тела с покрытием от толщины покрытия ( $K = 0,5$  и  $Y = 6$ ). Области I и II – зоны аномальной структурной прочности

в материале покрытия. Из рассмотрения случая нагружения плоской функциональной упругопластичной поверхности слоистого тела жесткой сферой (рис. 8) наглядно видны граничные значения величины критической толщины покрытия. По меньшей мере, она соответствует минимальному значению толщины покрытия  $h'$ , при котором в упругопластичной слоистой среде впервые в покрытии возникают пластические деформации. С учетом проявления эффекта аномальной структурной прочности граница топокомпозитного состояния слоистого упру-

гопластичного тела располагается при толщинах покрытия несколько больших, чем  $h'$  (см. рис. 8). Максимальное значение критической толщины покрытия  $h''$ , в случае проявления эффекта повышения прочности, может определяться из условия 10-15% -ного превышения величины предельного внедрения сферы в слоистое тело над величиной предельного внедрения в компактный материал с упругопластичными характеристиками поверхностного слоя. При достижении максимальной критической толщины можно считать, что материал основы практически не оказывает влияние на несущую способность (контактную прочность) и трибологические характеристики поверхности трения с покрытием. При использовании в слоистой системе хрупкого поверхностного слоя (покрытия) критическая толщина будет другой по величине и рассчитываемой, например, из условия возникновения критических растягивающих напряжений в покрытии (на поверхности трения, на границе раздела или в теле покрытия).

Предложенный критерий топокомпозитного состояния слоистого материала позволяет достаточно точно идентифицировать топокомпозит как объект научных исследований и инженерного применения. Однако он хорошо работает для топокомпозитов, проявляющих свойства аномальной прочности. Другие топокомпозиты не имеют зон структурной аномальности (см. рис. 6, кривая 1 и рис. 7, кривая 4). Критерием отнесения таких слоистых тел к топокомпозитам может служить величина толщины покрытия, при которой предельное внедрение жесткого сферического штампа достигает 90-85 % величины предельного внедрения в однородный материал со свойствами материала покрытия.

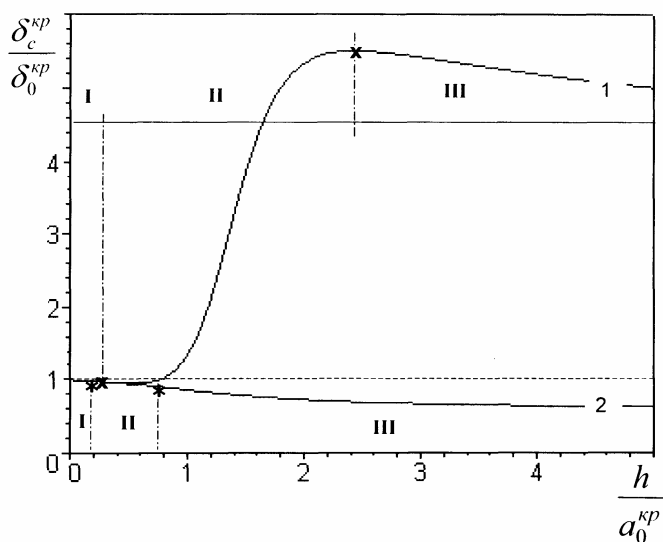


Рис. 9. Зависимости величины предельного внедрения жесткой сферы в твердый топокомпозит: 1 —  $K = 0,5$ ,  $Y = 4$  ( $AS > 1$ ); 2 —  $K = 2$ ,  $Y = 1,5$  ( $AS < 1$ ).

Области I, II, III — диапазоны толщин покрытий, для которых проявляется характерное определенное расположение зон пластической деформации

Области зарождения пластичности в топокомпозитах зависят от толщины поверхностного слоя и наличия зон аномальной структурной прочности. Зависимости величины предельного внедрения жесткой сферы и области локализации зон пластической деформации для двух твердых топокомпозитов от толщины поверхностного слоя приведены на рис. 9. Область I соответствует зарождению зоны пластичности в материале основы на некоторой глубине; область II — существованию зоны

пластичности в материале основы на границе раздела; область III (при  $AS > I$ ) – зарождению и существованию зоны пластичности в материале поверхностного слоя на некоторой глубине от поверхности; область III (при  $AS < I$ ) – зарождению зоны пластичности в материале поверхностного слоя на границе раздела и существованию в материале поверхностного слоя на некоторой глубине.

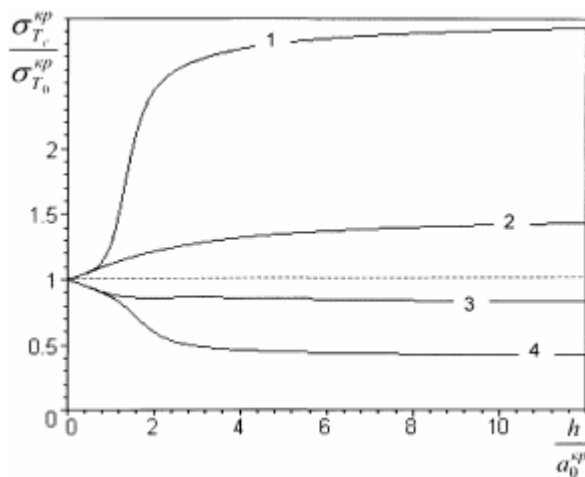
Предельное сближение, возможное для слоистого тела при внедрении в его поверхность жесткой сферы, определяется выражением (24). Величина предельного сближения для материала основы, входящая в данное выражение, определяется по выражению (23). Для топокомпозита, представляемого в виде однородного полупространства с эффективными характеристиками  $K_c$  и  $\sigma_{T_c}$ , предельное сближение запишется аналогично, то есть

$$\delta_c^{kp} = \lambda \cdot K_c \cdot \sigma_{T_c} \cdot a_0^{kp}. \quad (26)$$

Приравняв между собой выражения (24) и (26) с использованием (23) и (25), после несложного преобразования получаем выражение для аналитического определения эффективного предела текучести однослойного топокомпозита (двухслойного полупространства

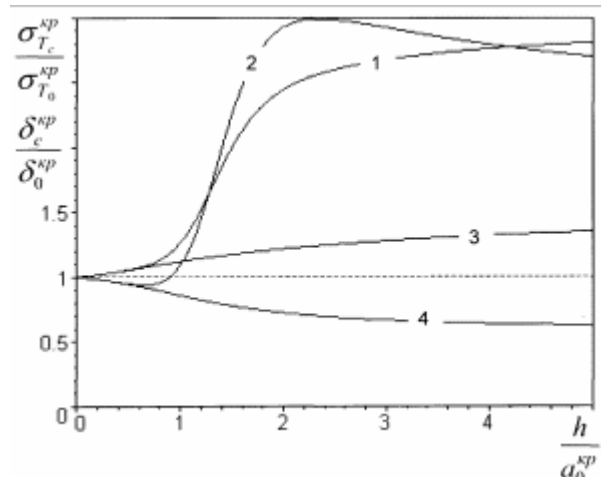
$$\sigma_{T_c} = \sigma_{T_0} \cdot \frac{\Phi^{\frac{1}{2}}}{\Phi^{\frac{3}{2}}}. \quad (27)$$

Зависимости эффективных пределов текучести от толщины покрытия для некоторых топокомпозитов представлены на рис. 10.



а

Рис. 10. Зависимости эффективных пределов текучести от толщины поверхностного слоя для топокомпозитов:  
 1 –  $K = 0,5$ ,  $Y = 3$ ; 2 –  $K = 0,5$ ,  $Y = 1,5$ ;  
 3 –  $K = 2$ ,  $Y = 0,8$ ; 4 –  $K = 2$ ,  $Y = 0,4$



б

Рис. 10. Сравнительный график изменения эффективного предела текучести (1, 3) и предельной глубины внедрения (2, 4) от толщины поверхностного слоя для топокомпозитов:  
 1, 3 –  $K = 0,5$ ,  $Y = 3$ ; 2, 4 –  $K = 0,5$ ,  $Y = 1,5$



Из сопоставления характера изменения эффективного предела текучести и величины предельного внедрения видно, что области аномальной прочности связаны со структурным фактором – строением приповерхностного слоя, не с физико-механическими характеристиками компонентов топокомполитов.

Установленные аналитические зависимости эффективных пределов текучести для топокомполитов позволяют рассчитать статическую несущую способность (то есть несущую способность от действия только нормальной силы) таких поверхностей при контактном взаимодействии с жестким индентором сферической формы. Под несущей способностью поверхности понимается предельная нормальная нагрузка, при которой на некоторой глубине под контактом возникает пластическая деформация материала. За критерий перехода упругой деформации в упруго-пластическую, как уже указывалось выше, принимаем критическую величину сближения  $\delta_{кр}$ .

Для топокомполита, представляемого в виде однородного полупространства с эффективными характеристиками  $K_c$  и  $\sigma_{T_c}$ , критическая нагрузка определяется как

$$P_c = P_0 \cdot \frac{\Phi^{\frac{3}{2}}}{\Phi^2}.$$

Зависимости несущей способности от толщины покрытия для некоторых топокомполитов представлены на рис. 11.

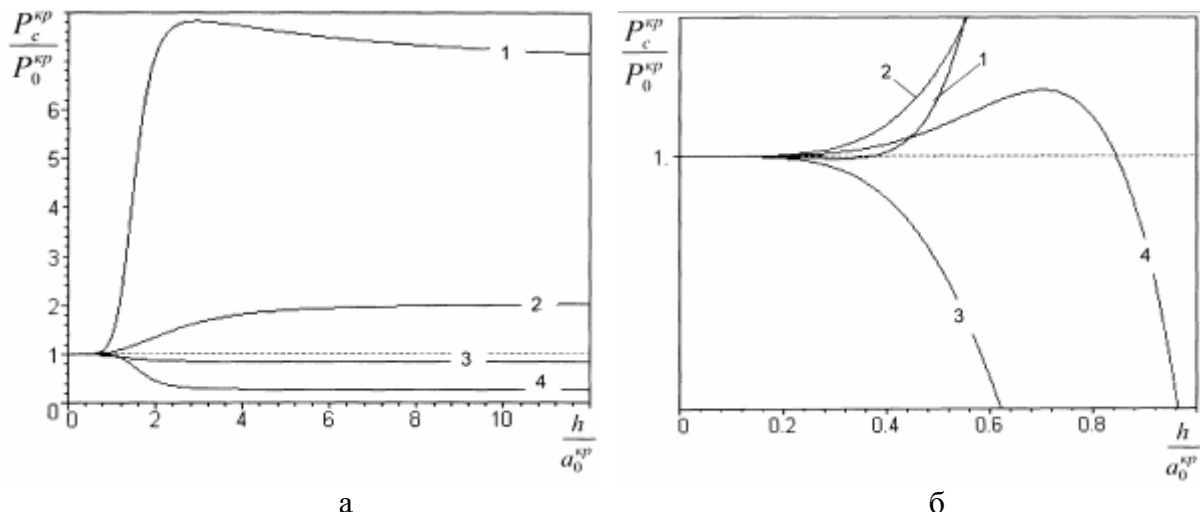


Рис.11. Зависимость несущей способности двухслойного упругопластичного топокомполита от толщины покрытия:  
 1 –  $K = 0.5, Y = 3$ ; 2 –  $K = 2, Y = 0.8$ ; 3 –  $K = 0.5, Y = 1.5$ ; 4 –  $K = 2, Y = 0.4$ ;  
 а – в области больших толщин; б – в области малых толщин покрытия

Как видно из рис. 11, кривые несущей способности по характеру аналогичны кривым предельного внедрения (см. рис. 6 и 7).

Сложный характер изменения несущей способности и глубины внедрения с увеличением толщины поверхностного слоя топокомпозита объясняется внесением в напряженное состояние приповерхностного тонкого объема в процессе внедрения жесткой сферы напряжений, возникающих от разности упругих постоянных материала покрытия и основы. Усилия, возникающие в плоскости раздела покрытие – основа и изменяющиеся по величине и знаку в зависимости от величины толщины поверхностного слоя в сочетании с нелинейной зависимостью изменения глубины внедрения и радиуса контакта приводят к немонотонному изменению нагрузки.

Для подтверждения предположения о возникновении и влиянии на величину и знак с увеличением толщины покрытия напряжений от разности упругих свойств компонентов топокомпозита рассмотрим модельный пример нагружения биметаллического стержня осевой силой (рис. 12).

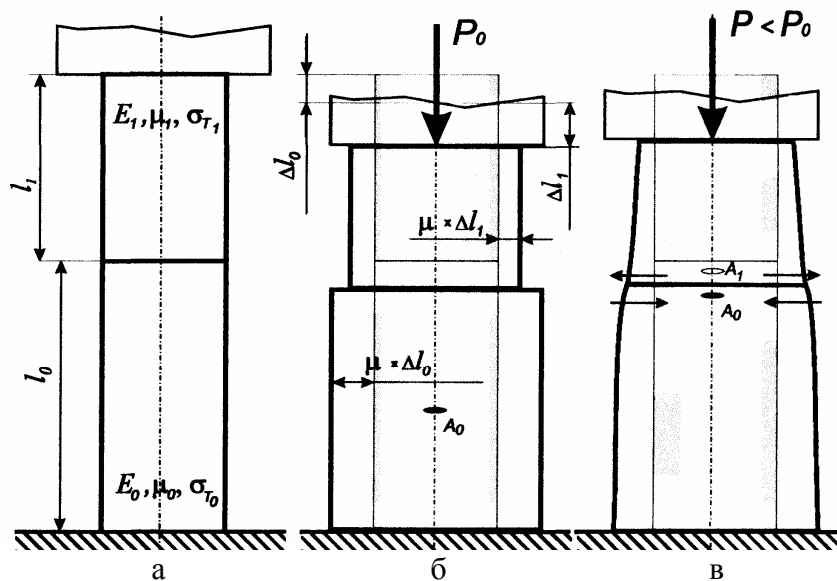


Рис. 12. Принципиальная конструкция биметаллического стержня (а), модель деформации биметаллического стержня под критической нагрузкой при отсутствии сцепления по контактируемым торцам (б) и при наличии жесткого сцепления (в)

Представим цилиндрический стержень некоторой длины, состоящий из двух разнородных частей. Нижняя часть фиксированной длины  $l_0$  изготовлена из материала с упругопластичными характеристиками  $E_0, \mu_0$  и  $\sigma_{T_0}$ . Материал верхней части стержня имеет характеристики  $E_1, \mu_1$  и  $\sigma_{T_1}$ . Длина верхнего стержня  $l_1$ . Верхний и нижний цилиндры имеют одинаковые диаметры и контактируют между собой торцами (рис. 12а). Диаметр биметал-

лического стержня и его общая длина выбираются таким образом, чтобы при осевом сжатии не создавались условия возникновения продольной неустойчивости стержня. Примем  $E_1 > E_0, \mu_1 = \mu_0 = \mu$ ,  $\sigma_{T_1} > \sigma_{T_0}$  и  $l_0 \gg l_1$ . Нагрузим биметаллический стержень осевой распределенной по свободным торцам силой сжатия.

Как вариант нагрузка прикладывается так, чтобы нижний торец стержня оставался в процессе нагружения неподвижен, а деформация стержня происходила за счет перемещения верхнего торца. Такую схему нагружения можно реализовать путем сжатия жестким штампом, прикладываемым к верхнему торцу биметаллического стержня, нижний торец которого опирается на жесткую массивную основу. Обязательным дополнительным условием такого нагружения стержня является полное отсутствие сил трения на свободных торцах стержня. Сжатие биметаллического стержня ведется до достижения критической нагрузки, при которой в одной из частей образца возникнет пластическая деформация. Нетрудно предсказать, что величина критической нагрузки и место возникновения пластической деформации будут зависеть от наличия сил сцепления на границе раздела двух частей стержня – на торцевой контактной поверхности. Рассмотрим два крайних случая связи материалов компонентов стержня. В качестве первого варианта принимаем полное отсутствие сцепления между торцами, в качестве второго – жесткую связь двух частей цилиндрического стержня в исходном состоянии и в процессе нагружения.

В первом случае при сжатии биметаллического стержня верхний и нижний цилиндры по мере нагружения будут равномерно расширяться на величины, пропорциональные упругим характеристикам материалов и линейным размерам составных частей. При ранее принятых условиях соотношения линейных размеров частей, упругопластических характеристик материалов и вида нагружения имеем реализацию линейного напряженного состояния в обеих частях модельного стержня. Возникновение пластической деформации происходит в нижнем цилиндре по линии действия максимальных касательных напряжений. Критическая нагрузка  $P_0$  определяется величиной предела текучести нижнего стержня. При небольшой длине верхнего стержня по отношению к размеру нижнего и критической величине осевой нагрузки  $P_0$  нижняя часть модельного стержня будет иметь больший диаметр, чем диаметр верхнего стержня (см. рис. 12б). Нетрудно также показать, что в случае отсутствия верхнего стержня критическая нагрузка остается той же  $P_0$ .

При сжатии биметаллического стержня, контактируемые торцы которого когерентно связаны между собой, также возникает поперечная деформация. Однако в отличие от предыдущего случая на границе раздела двух

частей биметаллического стержня диаметральный размер одинаков как для нижнего стержня, так и для верхнего. Материал верхнего образца на границе раздела стал испытывать напряжения растяжения, действующие вдоль границы раздела, а материал нижнего образца - напряжения сжатия. В прилегающих к поверхности раздела областях (см. рис. 12в, зоны  $A_0$ ,  $A_1$ ) возникает сложное напряженное состояние материала. По мере удаления вглубь обеих стержней от границы раздела сложное напряженное состояние уменьшается. Пластическая деформация вновь первой появляется в нижнем стержне в месте возникновения максимальных касательных напряжений - в приграничной области, зоне  $A_0$ . Из-за действия дополнительных сжимающих напряжений предельная осевая нагрузка, обеспечивающая возникновение осевых нормальных напряжений сжатия, по величине будет меньше критической нагрузки  $P_0$ , рассчитанной для первого случая. Более того, можно утверждать, что несущая способность биметаллического стержня с когерентной связью по контактируемым торцам при малых линейных продольных размерах верхнего образца будет ниже по величине, чем несущая способность нижнего цилиндра без верхнего стержня.

Проанализируем изменения несущей способности биметаллического стержня с жесткой связью при изменении продольного линейного размера верхнего стержня. При малых значениях величины  $l_1$ , как уже было показано выше, несущая способность биметаллического образца снижается. В общем случае при увеличении длины верхнего образца упругие поперечные и продольные деформации возрастают, так как они линейно зависят от длины. Но упругая деформация верхнего образца также линейно зависит и от осевой нагрузки. Однако при увеличении длины верхнего образца и уменьшении при этом осевой нагрузки усилия сжатия со стороны верхнего образца возрастают. Несущая способность биметаллического стержня уменьшается. По мере возрастания линейного размера верхнего стержня при определенной величине  $l_1^*$  возникает ситуация равновесия сил сжатия и растяжения, действующих на границе раздела двух частей биметаллического стержня. Для данных значений длин верхнего и нижнего стержней величина критической нагрузки  $P^*$  минимальная из всех полученных ранее. Дальнейшее увеличение длины  $l_1$  приводит к повышению несущей способности. Изменение длины  $l_1$  приводит к ситуации, при которой упругая поперечная деформация верхнего стержня сравнивается с упругой поперечной деформацией нижнего стержня. При такой длине верхнего стержня критическая осевая нагрузка совпадет по величине с  $P_0$ . То есть несущая способность такого биметаллического стержня сравнивается с несущей способностью нижнего стержня без верхнего образца. Дальнейшее повышение размера верхнего образца приводит к смене знака напряжений действующих вдоль границе раздела. Нижний образец в приграничной зоне как бы будет разгружаться,

так как там будут возникать напряжения растяжения. Верхний образец будет нагружаться напряжениями сжатия, действующими вдоль границы раздела. Так как предел текучести в верхнем образце принят большим по значению, чем у нижнего образца, то величина осевой критической нагрузки будет возрастать. Несущая способность биметаллического стержня будет расти до тех пор, пока в верхнем образце в приповерхностных к границе раздела области не возникнет пластическая деформация. Дальнейшее увеличение длины верхнего образца приведет к понижению величины осевой критической деформации. Изменение соотношения длин верхнего стержня к нижнему на противоположное, какое имело место в начале рассмотрения данного модельного примера, и следовательно, изменение объемов материалов, участвующих в создании усилий (напряженного состояния) на границе раздела, обуславливает V-образный характер изменения несущей способности при больших значениях длины верхнего образца. Этот характер изменения критической нагрузки аналогичен установленному выше изменению критической нагрузки при малых значениях длины верхнего образца и зеркален по отношению к нему. То есть при достижении определенной (значительной) длины  $l_1^{**}$  несущая способность будет максимально возможной и характеризоваться величиной  $P^{**}$ . Значение  $P^{**}$  больше значения критической осевой нагрузки  $P_1$ , рассчитываемой из условия отсутствия при нагружении нижнего образца. Если продолжить рассмотрение процесса нагружения биметаллического стержня далее, то с дальнейшим увеличением длины верхнего образца несущая способность будет снижаться, стремясь асимптотически к величине нагрузки  $P_1$ .

Интересным дополнительным фактом из полученных теоретических исследований механики деформирования жесткой сферой слоистого тела является установление двух типов слоистых материалов, обладающих различным сочетанием прочностных и деформационных (силовых) показателей. Так, твердые топокомпози́ты, то есть слоистые тела, имеющие более высокую величину предела текучести у материала покрытия, чем у основы, формируют группу топокомпози́тов, для которых с увеличением толщины поверхностного слоя и предел текучести и величина предельного внедрения (несущая способность) возрастают (например, топокомпози́т с параметрами  $K = 0,5$  и  $Y = 3$  – см. рис. 6, 10 и 11). При этом такие слоистые системы имеют локальную область повышенной пластичности. Другая группа твердых топокомпози́тов характеризуется проявлением противоположных тенденций: снижением величины предельного внедрения (несущей способности) и увеличением предела текучести с изменением толщины покрытия (например, топокомпози́т с параметрами  $K = 0,5$  и  $Y = 1,5$  – см. рис. 6, 10 и 11). Практический аспект этого знания означает, что при выборе более прочного материала поверхностного слоя надо руководство-

ваться не только прочностными механическими характеристиками материала, но учитывать упругие характеристики и критерий структурной аномальности прочности. Мягкие топокомпози́ты также образуют две группы материалов: с согласованным и несогласованным изменением эффективного предела текучести и величины предельного внедрения (несущей способности) от толщины покрытия.

**Выводы.** Решена контактная задача для случая внедрения в двухслойное упругое полупространство жесткого сферического штампа. Получен ряд инженерных аналитических выражений, позволяющих рассчитывать деформационно-силовые параметры упругого контакта и эффективную жесткость слоистой упругой среды. Показано, что для двухслойного полупространства с податливым поверхностным слоем (модулем Юнга материала покрытия меньшим, чем материала основы), эпюра контактного давления незначительно отличается от герцевской. Эпюра контактного давления для двухслойного полупространства с жестким покрытием может значительно отличаться от герцевского распределения, особенно в области малых толщин покрытия. Проанализирован случай предельного упругого внедрения сферы в слоистую среду, при котором под индентором на глубине в материале основы начинают возникать пластические деформации. Получены аналитические выражения для определения критических параметров контакта и эффективных характеристик слоистой среды – эффективного предела текучести, несущей способности. Исследовано влияние механических характеристик компонентов двухслойной среды и толщины поверхностного слоя на величину предельного внедрения и эффективные характеристики двухслойного полупространства. Установлены особенности изменения эффективных характеристик и величины предельного внедрения топокомпози́тных материалов. Определены диапазоны толщины покрытия, при которых имеют место явления аномальной структурной прочности; установлен критерий отнесения слоистых сред к телам, проявляющим эффект структурной аномальной прочности. Дано определение топокомпози́та и указаны критерии отнесения реальных слоистых систем (твердых тел с упрочненным поверхностным слоем) к данному классу материалов. Рассмотрены инженерные аспекты применения полученных в работе результатов теоретического рассмотрения механики контактного взаимодействия жесткой сферы с упруго-пластичным двухслойным полупространством.

#### Библиографический список

1. Александров В.М., Мхитарян С.М. Контактные задачи для тел с покрытиями и прослойками. – М.: Наука, 1983. – 488 с.
2. Matthewson M.J. Axi-symmetric contact on thin compliant coatings. *J. Mech. And Phys. Solids*, 1981. Vol. 29. P. 68.
3. Александрова В.М. Осесимметричные контактные задачи для упругопластических тел // *Трение и износ*. 1984. Т. 5. № 1. – С. 16-26.

4. Komvopoulos K. Elastic-Plastic Finite Element Analysis of Indented Layered Media // J. of Tribology. 1989. Vol. 111. – PP. 430-439.
5. Komvopoulos K. Finite element analysis of layered elastic solid in normal contact with a rigid surface // J. of Tribology, 1988. Vol. 110. – PP. 477-485.
6. Kral E.R., Komvopoulos K. Three-dimensional finite element analysis of surface deformation and stresses in a elastic-plastic layered medium subjected to indentation and sliding contact loading // Journal of Applied Mechanics, ASME Trans. 1996. – Vol.63. №2. – PP. 365-375
7. Diao D.F., Kato K., Hayashi K. The Local Yield Map of Hard Coating under Sliding Contact. Thin Films in Tribology // Proc. 19th Leeds-Lyon Symp.on Tribology, 8-11 Sept. 1992. Leeds UK Elsevier Tribology Series. 1993. – Vol. 25. – PP. 419-428.
8. Diao D. Tribo-design of coating/substrate system // Proceeding of the international symposium of high performance of tribosystem, 1999. KETRI. Korea, 1999. – PP. 36-41.
9. Образцов И.Ф., Нерубайло Б.В., Андрианов И.В. Асимптотические методы в строительной механике тонкостенных конструкций. – М.: Машиностроение, 1991. – 461 с.
10. Воронин Н.А. Инженерный метод решения контактной задачи о взаимодействии цилиндрического штампа с двухслойным полупространством // Трение и износ. 1994. – Т. 15. № 5. – С. 754-763.
11. Воронин Н.А. Расчет параметров упругого контакта и эффективных характеристик топокомпозита для случая взаимодействия последнего со сферическим индентором // Трение и износ. 2002. – Т. 23. № 6. – С. 583-596.
12. Воронин Н.А. Топокомпозиты – новый класс конструкционных материалов триботехнического назначения. Ч. 1 // Трение и износ. 1999. – Т. 20. № 3. – С. 313-320.
13. Воронин Н.А. Топокомпозиты – новый класс конструкционных материалов триботехнического назначения. Ч. 2 // Трение и износ. 1999. – Т. 20. № 5. – С. 533-544.
14. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. – М.: Мир, 1989. – 510 с.
15. Найфэ А. Введение в методы возмущений. – М.: Мир, 1984.
16. Бейкер Дж., Грейс-Морис П. Аппроксимация Паду. – М.: 1986.
17. Bell T. Towards Designer Surfaces // Industrial Lubrication and Tribology. 1992. – Vol. 44. №1. – PP. 3-11.
18. Holmberg K., Matthews A. Coatings tribology – properties, techniques and applications in surface engineering // Elsevier Tribology Series. 1994. – Vol. 28. – 442 p.

УДК 662.731:543.5:621.891

И.И. Беркович, Ю.И. Морозова

Тверской государственной технической университет

## **ФАКТИЧЕСКАЯ ПЛОЩАДЬ КОНТАКТА ДИСПЕРСНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

Понятие «фактическая площадь контакта» (ФПК) играет большую роль в трибологии, молекулярной физике и механике дисперсных структур. Его использование способствует установлению физической природы процессов, протекающих в контакте и их математическому описанию [1, 2].

В статье рассмотрены решения задач по расчету ФПК для наиболее распространенных дисперсных материалов в виде порошков, волокон.

При расчете ФПК порошков частицы моделируются шарами, распределение которых по диаметру соответствует данным фракционного анализа реального материала. Граничный слой рассматривается как наполовину заполненный частицами слой внутри массива. Предполагается, что прирост нормальной нагрузки на контакте с твердой гладкой поверхностью равномерно распределяется по всем ранее вступившим в контакт частицам пропорционально их площади сечения по экватору. Исходя из перечисленных допущений, нормальное усилие на границе частицы с твердой поверхностью выражается в виде

$$q = \frac{\pi D^2}{3 S} \int_{Q_*}^{Q_k} \frac{dQ}{\alpha - \alpha_0},$$

где  $D$  – диаметр частицы,  $S$  – геометрическая площадь контакта,  $Q_*$  – нагрузка, при которой частица вступила в контакт,  $Q_k$  – конечная нагрузка на контакте,  $\alpha$  и  $\alpha_0$  – относительная плотность материала и ее начальное значение.

В условиях различных технологий переработки порошков обычно встречаются два режима контактирования: малонагруженный контакт, когда частицы испытывают упругую деформацию, и тяжелонагруженный, когда частицы испытывают пластическую деформацию при их взаимном влиянии. В первом случае площадь единичного контакта описывается формулой Герца, а зависимость относительной плотности от нагрузки – степенной функцией. Тогда ФПК порошка выражается в виде

$$A_r = B_1 B_2 S^{(1-m)/3} Q_k^{(m+2)/3},$$

где  $B_1 = 1,6 m c_1^{1/3} j^{2/3} / (1-m)^{5/3}$ ,  $B_2 = \Gamma(5/3) \Gamma[m/(1-m)] / \Gamma[(5-2m)/(3-3m)]$ ,  $c_1$  – коэффициент,  $j$  – упругая постоянная,  $\Gamma$  – символ гамма-функции,  $m$  – показатель степени в формуле зависимости относительной плотности от нагрузки.

В условиях пластического контакта при взаимном влиянии частиц, что характерно для прессования изделий из порошков, например торфяных или угольных топливных брикетов, ФПК выражается в виде

$$A_r = Q / (\sigma_{or} + K_r Q / S),$$

где  $\sigma_{or} \cong 2,8 \sigma_T$ ,  $K_r = 1 - \sigma_{or} / P_{кр}$ ,  $P_{кр} \cong 12,4 \sigma_T$  – давление при котором смыкаются поры,  $\sigma_T$  – предел текучести материала частиц.

Получены выражения для плотности распределения пятен контакта по диаметру, статистических оценок размера пятна, среднего числа пятен на единице номинальной площади контакта.



Было обнаружено, что процесс уплотнения материала при высоких давлениях и малой удельной нагрузке матрицы описывается аналогично процессу контактирования:

$$A_s = Q / (\sigma_{os} + K_s Q / S),$$

где  $\sigma_{os} \cong \sigma_T$ ,  $K_s = 1 - \sigma_{os} / P_{кр}$ ,  $A_s$  – площадь поперечного сечения прессовки, занятая твердой фазой. То есть, определив опытным путем параметры процесса уплотнения, можно рассчитать характеристики процесса формирования ФПК.

Рассмотрен контакт простых и составных волокон с твердой гладкой поверхностью. Составное волокно в виде нити и его составляющие разного порядка сложности рассматриваются как цилиндрические элементы, наделенные собственными упругими постоянными. Площадь контакта элементов рассчитывается по формуле Герца. На основании этих допущений получена формула для расчета погонной ФПК:

$$a_r = (2k)^{2-0,5^{i-1}} q^{1-0,5^i} D^{0,5^i} \prod_{z=1}^{z=i} j_z^{0,5^z},$$

здесь  $i$  – порядок сложности нити,  $q$  – погонная нормальная нагрузка,  $k$  – числовой коэффициент в формуле Герца,  $D$  – диаметр нити,  $z$  – порядок сложности элемента,  $j$  – упругая постоянная.

Получены соотношения для числа пятен на единице номинальной площади контакта и средней площади пятна [3]. Далее от контакта отдельных нитей сделан переход к контактированию простой тканной структуры. Впервые удалось получить соотношения для расчета ФПК тканной ленты с твердой гладкой поверхностью и статистических оценок размеров пятен контакта. Решение задач о контактировании нитей и тканых лент позволило пересмотреть теорию скольжения дисперсных гибких связей по направляющей цилиндрической поверхности и получить соотношения типа формулы Эйлера, более полно учитывающие влияние различных факторов на процесс трения [4, 5].

#### Библиографический список

1. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 525 с.
2. Ланков А.А., Миронов В.А. Упругость, упругопластичность, пластичность в конструктивных средах. – Тверь: ТГТУ, 1997. – 130 с.
3. Беркович И.И. Фрикционное взаимодействие торфа с элементами оборудования торфяного производства. Дисс. ... д-ра техн. наук. – Тверь: ТГТУ, 1997. – 468 с.
4. Беркович И.И., Морозова Ю.И. Контактное взаимодействие дисперсных структур // Механика и физика фрикционного контакта. Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь: ТГТУ, 1997. – С. 27-37.
5. Морозова Ю.И. Разработка и исследование методов оценки фрикционных характеристик лент с учетом строения поверхностного слоя. Дис. ... канд. техн. наук. – Калинин: КПИ, 1991. – 248 с.

УДК 621.891+531.4+539.3

В.Г. Терещенко  
Северо-Кавказский государственный технический университет, г. Ставрополь

## МЕТОД ОЦЕНКИ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОГО КОНТАКТНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

Основой для математического описания различных видов изнашивания служит модель взаимодействия на единичном пятне контакта. Её значение мы видим в том, чтобы оценить результаты механических процессов, происходящих в твёрдом теле при воздействии на его поверхность единичного выступа контртела, либо отдельной абразивной частицы, либо ударяющей капли жидкости и т. п. Пусть задана геометрия поверхности в области контакта, физико-механические свойства твёрдого тела и характеристики внешнего воздействия. Последние могут быть выражены распределением напряжений на поверхности контакта или перемещениями точек контакта, или запасом кинетической энергии свободно ударяющей частицы. Требуется установить, какие качественные изменения произойдут в твёрдом теле: разрушения, пластические деформации, обратимые деформации, а также дать их количественную оценку. Применяемые количественные оценки можно разделить на интенсивные (величина напряжения в точке, относительная деформация в точке, плотность поглощённой энергии) и экстенсивные (минимальный объём материала, вовлечённого в контактную деформацию [1], упругий объём предельно деформированной зоны разрушения [2] и т. п.). Интенсивные оценки следует представлять тензорами и по ним с помощью теорий пластичности и прочности, усталостной теории делать выводы о качественных изменениях в точке. Экстенсивные оценки призваны суммировать точки, характеризующиеся приблизительно одинаковым качественным состоянием. Поэтому их обычно выражают объёмами.

Определение экстенсивных величин вызывает затруднения не только в теории, но и по результатам эксперимента, поскольку значения интенсивных показателей, количество и размеры микротрещин, дефектов меняются от точки к точке. Во многих теориях определение экстенсивных величин производится на основании деформированного объёма  $V_d$ , который при нормальном внедрении сферы в полупространство вычисляют как максимальный объём погружённого шарового сегмента, а при косом внедрении – как объём воображаемого следа, оставляемого индентором в полупространстве. Величину деформированного объёма используют для оценки объёма материала, отделяемого в результате накопления усталости за  $n$  циклов контактного нагружения [1, 3] или для оценки объёма, в кото-

ром накапливается энергия, поглощённая при ударе абразивной частицы [4]. Известно [1] деление деформированного объёма, создаваемого при вдавливании абразивной частицы, на области упругой, пластической деформации и микрорезания. Но не установлена строгая математическая зависимость между внешним деформированным объёмом и внутренним объёмом материала, испытывающим деформации. Возникает задача совершенствования методов оценки экстенсивных показателей, важная для исследования различных видов механического изнашивания, тем более что экстенсивные оценки являются специфическими для расчётов на износ.

Две поверхности входят в контакт, имея некоторую начальную скорость сближения, направленную под определённым углом  $\alpha$  к общей касательной плоскости в месте касания, т.е. в общем случае локальное контактное взаимодействие является косым ударом. Будем рассматривать умеренные скорости удара, при которых можно не учитывать волновые процессы и плавление твёрдых тел. Наиболее широкий спектр углов атаки  $\alpha = (0 \dots 90)^\circ$  и скоростей соударения имеет место при газоабразивном изнашивании. Поэтому дальнейшие рассуждения в полной мере относятся к свободному соударению частицы с мишенью. Единичные контакты при других видах и подвидах механического изнашивания можно рассматривать как частные случаи.

Для пластического нормального удара жёсткого шара о полупространство при умеренных скоростях известны [5, с. 409-410] уравнения, которые мы запишем в виде

$$\frac{1}{2}mv^2 = \int_0^{h^*} F_n dh = \int_0^{a^*} \pi a^2 \bar{p}_m (a/R_0) da = \frac{\pi a^{*4} \bar{p}_m}{4R_0}, \quad (1)$$

где  $m$  – масса частицы;  $v$  – скорость частицы перед ударом;  $F_n$  – нормальная сила;  $h$  – глубина внедрения;  $a$  – радиус пятна контакта;  $R_0$  – радиус сферы;  $\bar{p}_m$  – среднее контактное давление при динамическом нагружении, которое для пластического удара считается постоянным. Черта сверху, добавленная нами, здесь и далее относится к величинам на плоскости, ограничивающей полупространство. Значения  $h^*$ ,  $a^*$  имеют место при максимальном внедрении.

Величина  $\frac{\pi a^{*4}}{4R_0}$  есть кажущаяся величина объёма материала, замещаемого индентором радиуса  $R_0$ . Этот объём совпадает с деформированным объёмом, поэтому мы обозначим его  $V_D$ . Тогда для нормального удара можно записать

$$W = \bar{p}_m V_D, \quad (2)$$

где  $W$  – работа, совершённая над телом.

Несколько иная зависимость следует из теории Тейбора [6]. Он предполагал, что энергия расходуется на пластическую деформацию

$$W - W' = \bar{p}_m V_r, \quad (3)$$

где  $W'$  – работа, совершённая за время упругого восстановления;  $V_r$  – остаточный объём вдавливания после отскока.

Выражения (1) – (3) применимы только к нормальному пластическому удару. Рассмотрим общий случай единичного контактного взаимодействия. Запишем выражение для механической работы при внедрении индентора по криволинейной траектории

$$W = \int_0^l (F \cos \gamma) dl = \int_0^l \sqrt{p_m^2 + q_m^2} \cdot \Omega \cdot \cos \gamma \cdot dl,$$

где  $F$  – сила взаимодействия с индентором;  $\gamma$  – угол между векторами силы  $\vec{F}$  и перемещения  $d\vec{l}$ ;  $l$  – длина траектории перемещения индентора в контакте с данным телом;  $p_m, q_m$  – компоненты среднего полного напряжения на криволинейной поверхности контакта;  $\Omega$  – площадь криволинейной поверхности контакта. При сферической форме контактирующей поверхности абсолютно жёсткого индентора определим  $\Omega$  без учёта образования валика и воронки

$$\Omega = 2\pi R_0 h.$$

Введём в рассмотрение величину, которую назовём элементарным объёмом работы индентора в контакте с твёрдым телом

$$dV_A = \Omega \cdot \cos \gamma \cdot dl = \Omega \cdot dl_F, \quad (4)$$

где  $dl_F$  – проекция вектора элементарного перемещения на направление вектора силы.

Тогда

$$W = \int_0^l \sqrt{p_m^2 + q_m^2} \cdot dV_A.$$

Объём работы на пути  $l$

$$V_A = \int_0^l \Omega \cdot \cos \gamma \cdot dl. \quad (5)$$

В пошаговых расчётах удобно использовать конечное приращение объёма работы внешних сил [7] на приращении перемещения  $\Delta l$

$$\Delta V_A = \Omega \cdot |\Delta \vec{l}| \cdot \cos \gamma. \quad (6)$$

Подставляя сюда значения

$$\cos \gamma = \frac{\Delta \vec{l} \cdot \vec{F}}{|\Delta \vec{l}| \cdot |\vec{F}|}; \quad \Delta \vec{l} = \{\Delta x, \Delta y\}; \quad \vec{F} = \{F_n, F_t\},$$

получим

$$\Delta V_A = \Omega \frac{\Delta x \cdot F_n + \Delta y \cdot F_t}{\sqrt{F_n^2 + F_t^2}}; \quad (7)$$

$$F_n = \pi a^2 \bar{p}_m = 2\pi R_0 h p_m; \quad F_t = \pi a^2 \bar{q}_m = 2\pi R_0 h q_m.$$

Схема внедрения жёсткой сферической поверхности в твёрдое тело по криволинейной траектории показана на рис. 1. Объём работы  $V_A$  показан условно, поскольку он не является геометрическим объёмом указанной области.

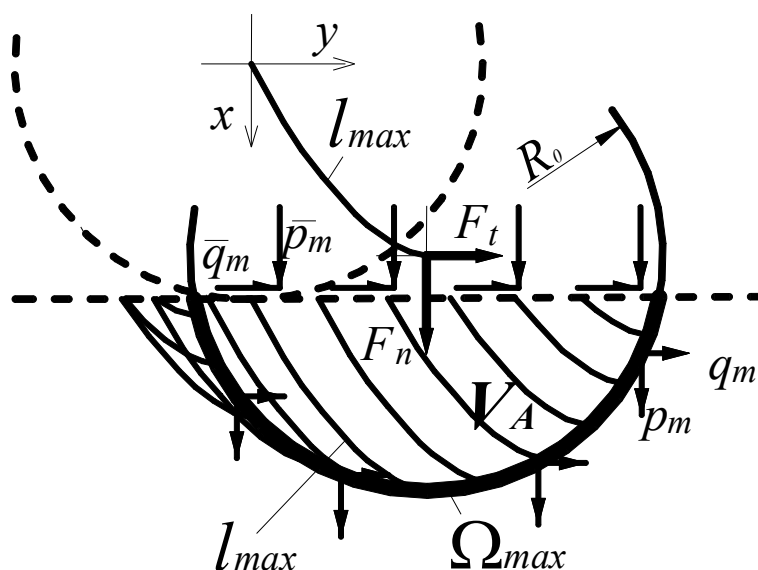


Рис. 1. Контактное воздействие жёсткой сферы при косом ударе

Мы рассчитываем объём работы, производимой внешней силой над телом, поэтому выбрали направление силы от индентора к телу и на стадии внедрения получили условно положительные значения  $dV_A$ . При переходе  $\gamma$  через значение  $90^\circ$  элементарный объём работы, определённый по формулам (4), (6) или (7), меняет знак. Величина  $dV_A$  становится равной нулю в тот момент, когда векторы силы и перемещения взаимно перпендикулярны, или  $dl = 0$ . В случае нормального удара это происходит в момент наибольшего внедрения, а в случае косого удара – в один из моментов стадии отскока. Для нахождения суммарного объёма работы, произведённой над данным твёрдым телом за одно контактное воздействие, следует по формуле (5) производить интегрирование на такой длине траектории  $l$ , которая соответствует положительным значениям  $\cos \gamma$ .

Объём работы  $V_A$  по сути является экстенсивной характеристикой механической работы, произведённой над телом. Для того чтобы убедиться в возможности использовать  $V_A$  в качестве экстенсивной количественной характеристики контактного воздействия, установим наличие связи между  $V_A$  и объёмом внутренней работы  $V'_A$ . Под  $V'_A$  будем понимать сумму абсо-

лутных деформаций элементарных объёмов в направлении вектора внешней силы  $\vec{F}$ , взятую по всему объёму тела. Нетрудно убедиться, что в случае нагружения призматического или цилиндрического образца по торцам равномерно распределённой нагрузкой будет выполняться равенство  $V_A = V'_A$ . Объём внутренней работы будет равномерно распределён в объёме материала. Для других случаев нагружения образцов произвольной формы это равенство не выполняется, напряжения и объёмы работы неравномерно распределяются по объёму образца.

Мысленно заменим деформируемое тело его моделью из того же материала в виде цилиндрического образца, равномерно нагруженного по торцевой поверхности площадью  $\Omega$  поверхностными напряжениями  $p_m$  и  $q_m$ . Пусть эта поверхность переместилась на вектор  $d\vec{l}$  и объём работы составил  $dV_A$ . Пусть длина образца такова, что напряжения в нём эквивалентны напряжениям в реальном взаимодействии по их способности перевода материала в состояния пластичности, разрушения, по циклической долговечности. Связь внешней силы  $\vec{F}$  или поверхностного напряжения  $\vec{g}_m = \vec{p}_m + \vec{q}_m$  с реальным состоянием материала может быть установлена по известным зависимостям с некоторой точностью. Тогда появляется возможность оценить количество деформаций  $k$ -го рода в твёрдом теле по величине  $V_{Ak}$ . При этом не важно, в каком объёме материала, в каком месте произойдут данные деформации, т. е. нет надобности, например, находить место положения трещин, их длину и количество, имея обобщённую количественную оценку разрушений.

Особенность реального контактного нагружения – смешанные режимы, когда одновременно развиваются разные виды деформации. Пусть в пределах значений контактного давления от  $p_{mk}$  до  $p_{mk+1}$  развиваются  $k$ -й и  $(k+1)$ -й виды деформации. Тогда приращение объёма работы  $(k+1)$ -го вида деформации

$$dV_{Ak+1} = dV_A \frac{p_m - p_{mk}}{p_{mk+1} - p_{mk}},$$

а полный объём работы  $(k+1)$ -го вида деформации за время изменения давления от  $p_{mk}$  до  $p_{mk+1}$

$$V_{Ak+1} = \int_0^{\Delta V_A} \frac{p_m - p_{mk}}{p_{mk+1} - p_{mk}} dV_A,$$

где  $\Delta V_A$  – приращение общего объёма работы при изменении давления от  $p_{mk}$  до  $p_{mk+1}$ .

Распределение  $V_A$  по различным видам деформации можно проиллюстрировать объёмно-энергетической моделью материала [7, 8], которая может представлять поведение не только элементарного объёма материала, но и твёрдого тела конечных размеров. Модель показана на рис. 2. Её осо-

бенностью является гидравлическая связь между элементами при помощи воображаемой несжимаемой и неразрывной жидкости, на которую не действует сила тяжести. Внешнее воздействие на материал показано действием поршня с площадью  $S_B$  на жидкость. Модель содержит два вязких элемента – гидравлические сопротивления, характеризуемые коэффициентами потерь  $\xi_{VP}$ ,  $\xi_{ЭП}$ , два упругих элемента – сильфоны, характеризуемые площадью и жёсткостью  $S_y$ ,  $C_y$  и  $S_\varepsilon$ ,  $C_\varepsilon$ , и два элемента сухого трения – поршни, характеризуемые площадью и предельным давлением  $S_p$ ,  $f_p$  и  $S_n$ ,  $f_n$ . Индексы означают принадлежность к тому или иному виду деформации:  $y$  – упругая,  $\varepsilon$  – эластическая,  $n$  – пластическая,  $p$  – разрушение.

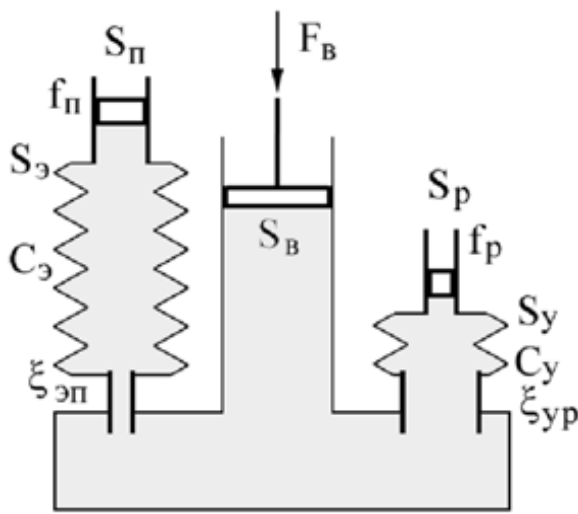


Рис. 2. Объёмно-энергетическая (гидравлическая) модель материала

эластических деформаций в сумме составляют объём работ обратимых деформаций  $V_{AR}$ , а пластических и разрушения – необратимых деформаций  $V_{AI}$ .

Вязкие элементы не имеют собственных объёмов работ, при динамическом нагружении они создают дополнительные динамические напряжения. Поэтому изменение кинетической энергии при ударе частицы или работа динамических сил

$$\Delta W_k = \Delta V_A \sqrt{p_m^2 + q_m^2}$$

больше, чем работа статических составляющих сил на том же объёме работы

$$\Delta W_s = \Delta V_A \sqrt{p_{ms}^2 + q_{ms}^2} .$$

Предложенный метод оценки триботехнического контактного воздействия с помощью количественного экстенсивного параметра  $V_A$  является универсальным, т. к. применим к различным видам деформации, к произ-

Перемещаясь на расстояние  $l_B$ , поршень вытесняет жидкость объёмом  $V_A = S_B l_B$ , который соответствует объёму работы внешних сил. Этот объём жидкости распределяется по элементам модели

$$V_A = V_{AY} + V_{A\varepsilon} + V_{AIП} + V_{AP} = V_{AR} + V_{AI} ,$$

где  $V_{AY}$ ,  $V_{A\varepsilon}$ ,  $V_{AIП}$ ,  $V_{AP}$  – объёмы работы упругой, эластической, пластической деформации и разрушения. Каждый из них может быть представлен как произведение площади соответствующего элемента на его удлинение. Объёмы работ упругих и

вольной траектории внедрения и динамическим нагрузкам. Такой метод физически обоснован. Элементарный объём работы  $dV_A$ , являясь экстенсивной характеристикой механической работы, сам включает интенсивную  $dl_F$  и экстенсивную  $\Omega$  характеристики. Объёмы работы разных видов деформации комплексно характеризуют изменения, произведённые в твёрдом теле при единичном контактном нагружении. Поэтому они могут быть основой для определения результатов множества воздействий, т. е. для вычисления интенсивности изнашивания.

### Библиографический список

1. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.
2. Виноградов В.Н., Сорокин Г.М., Колокольников М.Г. Абразивное изнашивание. – М.: Машиностроение, 1990. – 224 с.
3. Непомнящий Е.Ф. Трение и износ под воздействием струи твёрдых сферических частиц / Контактное взаимодействие твёрдых тел и расчет сил трения и износа. – М.: Наука, 1971. – С. 190-200.
4. Пенкин Н.С. Энергетический подход к оценке износостойкости высокоэластичных материалов в потоке твёрдых частиц // Трение и износ. – 1981. Т. II. № 3. – С. 459-466.
5. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия: Пер. с англ. – М.: Мир, 1989. – 510 с.
6. Tabor D. A simple theory of static and dynamic hardness. – Proc. Roy. Soc., 1948, A192. – P. 247.
7. Терещенко В.Г. Газоабразивное изнашивание гуммировочных покрытий // Тр. Междун. науч.-техн. конф. «Современные проблемы машиноведения и высоких технологий». В 3 т. Ростов-на-Дону: ДГТУ, 2005. – Т. 2. – С. 70-77.
8. Терещенко В.Г. Совершенствование механической модели материала // Сб. науч. тр. Серия «Естественнонаучная» / Северо-Кавказский государственный технический университет. Ставрополь, 2002. Вып. 5. – С. 43-46.

УДК 621.891: 678

В.М. Сербин

Северо-Кавказский государственный технический университет, г. Ставрополь

### ВЛИЯНИЕ СМАЗОЧНОЙ СРЕДЫ НА КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ЭЛАСТОМЕР-ЭЛАСТОМЕРНЫХ ПАР

В настоящее время наиболее распространенной моделью контактного взаимодействия скользящих поверхностей является пара трения, в которой один из элементов является упругим и гладким, а второй – жестким и шероховатым, и сближение двух тел определяется лишь деформациями гладкого и шероховатого слоев [1]. При этом априори предполагается, что речь



идет о телах, материал которых способен к упругим и пластическим деформациям, чаще – о металлах. Между тем на практике существуют пары трения, поведение поверхностных слоев которых в процессе контактного взаимодействия, очевидно, будет не в полной мере отвечать рассмотренной модели. Речь идет о полимер-полимерных и эластомер-эластомерных парах (ЭЭП) трения. Можно предположить, что при взаимодействии этих пар влияние шероховатости будет нивелировано, и на первый план будут выступать объемные свойства материала, в частности вязкоупругость.

Анализ показал, что в современной литературе основное внимание уделяется изучению триботехнических свойств полимер-полимерных пар, выполненных на основе широко распространенных термопластичных полимерных материалов антифрикционного назначения, способных работать в узлах трения со смазочным материалом (СМ) и без него [2]. В то же время практически полностью отсутствует информация об особенностях поведения в рассматриваемых условиях ЭЭП. Основной причиной, сдерживающей исследования в этой области, является, по нашему мнению, сложившийся стереотип о невозможности практического применения в узлах трения подобных, одноименных высокоэластичных материалов в силу их изначально высоких деформационных и фрикционных свойств ( $f \geq 1$ ), а также склонности к прилипанию в случае неподвижного контакта. Однако решение этих проблем позволило бы решить ряд актуальных задач в области повышения качества, надежности и долговечности машин, устройств и приборов. В частности, за счет высоких деформационных свойств обоих элементов фрикционной пары возможно создание уплотнительных узлов, натяг которых значительно бы превышал общепринятые значения [3]. За счет повышенной химической стойкости и износостойкости резин [4] возможно было бы обеспечить высокую работоспособность подобных узлов трения в химически агрессивных и абразивных средах. При правильном подборе состава и структуры материалов ЭЭП, а также эффективной смазке возможно в перспективе создание безызносной пары трения.

**Цель работы** – изучение влияния смазочной среды на поведение ЭЭП в условиях неподвижного контакта и трения скольжения.

**Методика испытаний.** Экспериментальные исследования контактного взаимодействия и триботехнических характеристик ЭЭП проводились на лабораторной установке, моделирующей однонаправленное относительное перемещение единичного индентора по поверхности вращающегося контртела по схеме торцового трения, конструкция и принцип действия которой детально рассмотрены в работах [5, 6]. При разработке конструкции этой установки учитывались специфические особенности резины, как конструкционного материала, в частности низкая теплопроводность.

В этой связи для исключения чрезмерного разогрева и разрушения трущихся поверхностей контакт ЭЭП в условиях трения без СМ был достаточно кратковременным или осуществлялся при достаточно низких скоростях. В случае непрерывного контакта и относительно высоких скоростях скольжения обеспечивался эффективный отвод тепла из зоны трения путем использования смазочно-охлаждающей среды.

Схемы узлов трения этой установки показаны на рис. 1.

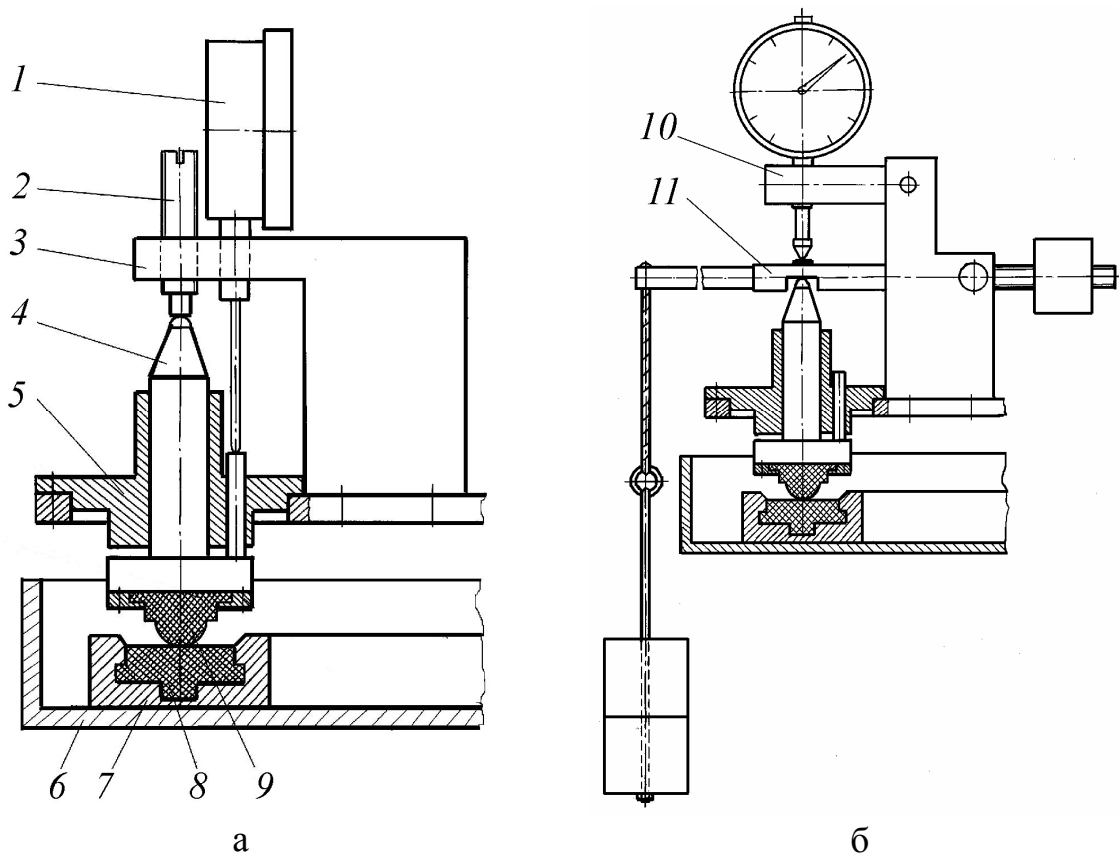


Рис. 1. Схемы узлов трения:

1 – индикатор; 2 – микрометрический винт; 3 – стойка; 4 – индентор;  
5 – направляющая; 6 – чаша; 7 – металлическое кольцо; 8 – резиновый образец;  
9 – резиновый контрообразец; 10 – кронштейн; 11 – рычажное нагружающее устройство

Узлы трения имеют много общих элементов. При помощи микрометрического винта 2 образец 9 можно смещать в осевом направлении и тем самым задавать необходимую предварительную деформацию паре трения (рис. 1а). При помощи рычажного нагрузочного устройства 11 можно предварительно нагружать образец (рис. 1б). В обоих случаях взаимная деформация элементов пары трения контролируется по индикатору 1. Таким образом, на установке можно проводить триботехнические испытания в режиме заданной деформации или заданной нагрузки.

Образцы 8 экспериментальных резин располагались в специальных кольцевых секциях, выполненных в металлическом кольце 7. Для классического моделирования взаимодействия единичного индентора с полупространством на торцовой поверхности контробразцов выполнялись монолитные выступы в форме полусферы (рис. 2). Технологически это легко осуществляется в процессе вулканизации изделия, что позволяет варьировать диаметры выступов или изменять их форму.



Рис. 2. Резиновый образец

При проведении триботехнических испытаний в качестве типичной неантифрикционной резины использовалась стандартная эластомерная композиция марки ИРП-10214, которая в более ранних наших исследованиях [7] играла роль эталона.

В качестве антифрикционного эластомера использовалась экспериментальная резиновая смесь на основе комбинации каучуков СКД-3 (60 мас. ч.) + СКС-30АРКМ-15 (40 мас. ч.) и других ингредиентов, содержащая повышенное количество мягчителя – масла типа ПН-6ш (20 мас. ч.). Первоначально были приготовлены маточные смеси, а потом в их составе варьировалось содержание технического углерода (ТУ), что позволило получить экспериментальные эластомеры с различными характеристиками, приведенными в таблице.

#### Физико-механические характеристики экспериментальных резин

Показатели	Шифр резины (АСЧ-...)					
	1	2	3	4	5	6
	Содержание техуглерода (мас. ч.)					
	10	20	30	40	50	60
Условная прочность при растяжении, МПа	2,6	4,2	5,6	6,0	15,4	16,8
Относительное удлинение при разрыве, %	183	220	227	235	277	280
Условное напряжение при удлинении 300 %, МПа	4,5	4,9	5,4	5,7	6,2	6,5
Эластичность по отскоку, %	60	58	55	53	52	46
Сопротивление раздиру, кН/м	8	10	13	16	20	22
Твердость по Шору А	36	38	45	48	56	58

По результатам предварительных испытаний [8] наилучшие антифрикционные свойства показал эластомер при содержании ТУ 60 мас. ч. – шифр АСЧ-6. Из указанного эластомера и резины ИРП-10214 были изготовлены контробразцы в виде сферических инденторов диаметром 14 мм (рис. 2). Также для проведения сравнительных испытаний использовался

сферический индентор диаметром 14 мм, выполненный из стали X18H9T. В секциях металлического кольца 7 (рис. 1), разделенного на шесть равных частей, размещались образцы из экспериментальной резины, поверхность трения которых тщательно обезжиривалась при помощи бензина «Галоша».

Трибологические свойства материалов оценивались при следующих режимах испытаний: статическая нагрузка  $F_n$  на образец изменялась в пределах 20 – 80 Н, контролируемая деформация регулировалась в пределах  $\Delta = 0,25 - 2,0$  мм, время предварительного контакта под статической нагрузкой (время стоянки перед пуском установки) составляло 30 – 45 с, скорость скольжения  $v = 8 - 20$  мм/с, температура жидкой среды изменялась в пределах 0 – 100 °С (нижний предел задавался тающим льдом, а верхний – путем доведения воды в термостате до кипения). В качестве СМ использовалась силиконо-глицериновая смесь.

**Результаты исследования и их обсуждение.** Следует отметить, что понятие «антифрикционный эластомер» на данный момент является условным, т.к. в отличие от металлов нет четких критериев, отделяющих антифрикционный эластомер от неантифрикционного. Хотя, очевидно, что речь идет о материалах, обладающих пониженным коэффициентом трения по отношению к какой-то базовой величине или об особенностях поведения эластомеров в процессе фрикционного взаимодействия.

Известно [9], что силу трения эластомеров можно регулировать за счет изменения как адгезионной, так и деформационной составляющих. Учитывая, что адгезионная составляющая вносит больший вклад в общую силу трения, более перспективным направлением является изменение величины этой составляющей для управления триботехническими характеристиками эластомеров. С учетом этих обстоятельств создавались экспериментальные резиновые смеси, т.к. хорошо известно, что стереорегулярному каучуку типа СКД-3 нет альтернативы среди каучуков общего назначения по триботехническим показателям, а маслonaполненный эмульсионный БСК и мягчитель типа ПН- бш не только улучшают технологические свойства смеси, но и играют роль смазочного материала, или «третьего тела» в процессе фрикционного взаимодействия эластомеров. Важно, что эти традиционные, хорошо совместимые ингредиенты создают подобные «комфортные» условия по всему объему резины, не снижая ее упругопрочностных показателей. Это также важно для абразивного изнашивания, т.к. по мере срабатывания тонкого поверхностного слоя эластомер будет способен сохранять свои изначальные свойства.

Результаты фрикционных испытаний без СМ указанных пар трения при контролируемой деформации  $\Delta = 1$  мм и скорости скольжения 8 мм/с показаны на рис. 3.



Рис. 3. Сила трения индентора, выполненного из стали X18H9T (1), резины ИРП-10214 (2) и АСЧ-6 (3), по резине АСЧ-6

Как следует из этой гистограммы, для всех пар трения были получены сопоставимые силы трения (30 – 33 Н) и по этому показателю трудно отделить антифрикционную резину от неантифрикционной. Однако в процессе эксперимента был выявлен интересный эффект, связанный с особенностями фрикционного взаимодействия ЭЭП. Испытания показали, что в процессе скольжения индентора, выполненного из резины ИРП-10214, наблюдался эффект прерывистого скольжения (stick-slip), со-

провождаемый характерным акустическим явлением (скрипом), а для пары трения резина – металл и АСЧ-6 – АСЧ-6 подобное явление не наблюдалось. Таким образом, можно предположить, что одним из косвенных признаков, позволяющим судить об антифрикционности резины является способность к устойчивому (плавному) скольжению одного эластомера по поверхности другого, и наоборот, если процесс скольжения является неустойчивым (скачкообразным), то об антифрикционности подобной пары трения не может быть и речи. Для проверки этой гипотезы были проведены расширенные испытания с использованием ряда других стандартных резин (шифр 6252, 4-54, 2-617, 1297 и др.), которые подтвердили обнаруженную тенденцию. Разработанная эластомерная композиция АСЧ-6 может быть условно отнесена к антифрикционной, способность к самосмазыванию которой заложена в структуру материала.

Для определения влияния СМ на фрикционное взаимодействие ЭЭП первоначально определялась сила трения для пары АСЧ-6 – ИРП-10214 в условиях сухого трения, а затем в зону контакта подавалась силиконоглицериновая смесь. Эксперимент показал, что в этом случае эффект прерывистого скольжения исчезал, и сила трения падала практически до нулевых значений, обусловленных, в основном, деформационной составляющей трения [9]. Таким образом, было подтверждено, что в условиях фрикционного контакта двух эластомеров основной вклад в силу трения вносит адгезионная составляющая. Следует отметить, что после прекращения подачи СМ эффект граничной смазки постепенно исчезал вследствие выдавливания СМ из зоны контакта и инертности поверхности эластомеров по

отношению к активным компонентам смазки. Однако было замечено, что для ЭЭП влияние смазки более существенно, чем для пары резина – металл. Это свойство смазки в дальнейшем использовалось для облегчения процесса сборки эластомер-эластомерных трибосопряжений в реальных узлах трения.

Попытка использовать в качестве СМ жидкой среды (воды) выявила неоднозначное влияние этого компонента на ЭЭП как смазочного материала (рис 4). Испытания проводились при температуре воды 20 °С, контролируемой деформации 1 мм и указанной выше скорости скольжения. Вода в зону трения подавалась из специального термостата [5, 6].

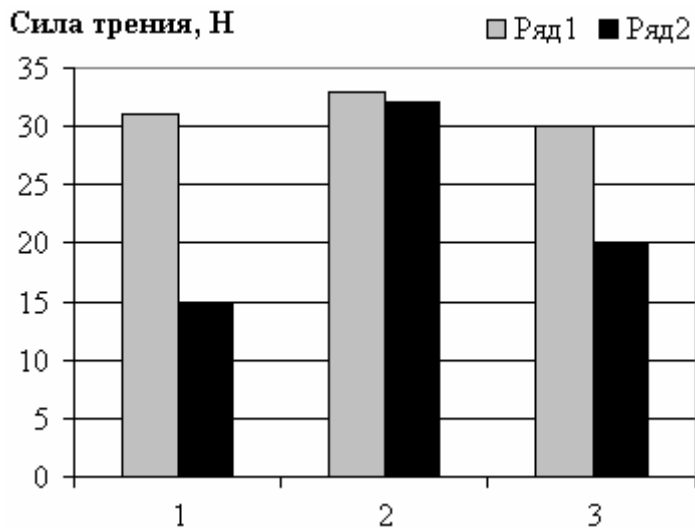


Рис. 4. Сравнительная оценка сил трения без СМ (ряд 1) и при наличии СМ (ряд 2) для пар трения: X18H9T – АСЧ-6 (1); ИРП-10214 – АСЧ-6 (2); АСЧ-6 – АСЧ-6 (3)

Как следует из этой гистограммы, вода оказала значительное влияние на фрикционное взаимодействие пары резина – металл и взаимодействие антифрикционных резин. В первом случае сила трения снизилась более чем в 2 раза, а во втором – в 1,5 раза. Из этого ряда выбивается пара ИРП-10214 – АСЧ-6, для которой сила трения практически не изменилась и, кроме того, как показал эксперимент, скольжение было прерывистым. Таким образом, был получен еще один аргумент в пользу рассмотренной выше гипотезы.

Полученные результаты в чем-то не соответствуют установленным ранее закономерностям для пары трения резина-металл [10]. Однако следует учесть, что наш эксперимент проводился при более высоких скоростях, чем в исследованиях Бодена и Тэйбора и, кроме того, несомненное влияние на фрикционное взаимодействие это пары трения оказали специфические антифрикционные свойства эластомера, которые изначально были заложены в его структуру. Значительное влияние на контактирование ЭЭП также оказало взаимное деформирование элементов трибосопряжения, зависящее в первую очередь от модуля упругости (твердости) эластомеров. Этот вопрос требует специального изучения и будет рассмотрен в последующих сообщениях.

Следует особо отметить положительное влияние жидкой среды на фрикционное взаимодействие ЭЭП, т.к. помимо смазочного действия она оказывала термостабилизирующее влияние на это трибосопряжение. Поэтому в последующих экспериментах вода использовалась не только как СМ, но и как среда для стабилизации температуры.

В результате проведенных исследований установлено, что для ЭЭП весьма затруднительно организовать эффективную граничную смазку, хотя ее влияние на процесс фрикционного взаимодействия эластомеров весьма значительно. Эта задача на практике может быть решена при постоянном принудительном обновлении СМ. Одним из возможных вариантов является размещение ЭЭП в самой смазочной среде, например в потоке постоянно обновляемого СМ. С учетом этого обстоятельства практическое применение ЭЭП нашли при разработке уплотнительных элементов дисковых поворотных затворов [11], используемых в системе трубопроводного транспорта.

#### Библиографический список

1. Крагельский И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977.
2. Карапетян А.Н. Трибологические свойства полимер-полимерных пар / А.Н. Карапетян, З. Рымуза, З. Кушниревич // Трение и износ. – 2004. Т.25. № 3. – С. 292-304
3. Кондаков Л.А. Уплотнения и уплотнительная техника: Справочник / Л.А. Кондаков, А.И. Голубев, В.Б. Овандер и др.; Под общ ред. А.И. Голубева, Л.А. Кондакова. – М.: Машиностроение, 1986.
4. Махлис Ф.К., Федюкин Д.Л. Терминологический справочник по резине. – М.: Химия, 1989.
5. Патент 2260785 РФ, МПК<sup>7</sup> G 01 N3/56. Лабораторная установка для испытания высокоэластичных материалов на трение и износ / В.М. Сербин. - № 2004116726; Заявлено 01.06.2004; Оpubл. 20.09.2005. Бюл. № 26. – 5 с.
6. Сербин В.М. Модернизация лабораторной установки для исследования триботехнических характеристик эластомеров // Каучук и резина. – 2005. №5. – С.29-32.
7. Сербин В.М. Триботехнические характеристики эластомерных композиций при трении в водных средах о закрепленный абразив. Ч.1 / В.М. Сербин, Н.С. Пенкин, А.А. Соловьев // Трение и износ. – 2000. Т.21. №6. – С. 678-682.
8. Сербин В.М. Особенности фрикционного взаимодействия эластомер-эластомерных пар в условиях трения скольжения. Ч. 1. // Трение и износ. – 2005. Т.26. №1. – С. 48-52
9. Бартенев Г.М., Лаврентьев В.В. Трение и износ полимеров. – Л.: Химия. 1972.
10. Боуден Ф.П., Тейбор Д. Трение и смазка твердых тел. – М.: Машиностроение. 1968.
11. Патент 2180065 РФ, МПК<sup>7</sup> F 16 K 1/226. / В.М. Сербин, Н.С. Пенкин и др. - № 2000106869; Заявлено 20.03.2000; Оpubл. 27.02.2002. Бюл. № 6. – 5 с.

**ФРИКЦИОННЫЕ ПРОЦЕССЫ В КОНТАКТЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН**

УДК.621.891

В.П. Бирюков

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва

**УПРОЧНЕНИЕ И НАПЛАВКА СКАНИРУЮЩИМ ЛАЗЕРНЫМ ЛУЧОМ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРЕНИЯ ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ И ДЕТАЛЕЙ СЛОЖНОЙ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ ФОРМЫ**

Внедрение технологий лазерного упрочнения и наплавки деталей в промышленном производстве сдерживается многими факторами. Одним из них является недостаточная надежность лазерной техники отечественного производства. В работе приведены новые разработки, которые позволяют выйти на мировой уровень надежности по источникам питания лазерных установок с быстрой продольной прокачкой газовой смеси. Вторым фактором является сложившееся мнение о высокой квалификации обслуживающего персонала. Предлагаемое к применению оборудование может обслуживаться операторами, имеющими среднее образование. Третьим фактором служит экономическая необоснованность применения лазерного оборудования, которая имела место в 1980-е годы. Лазерные технологии предназначены не для замены существующих методов упрочнения и наплавки деталей, а в дополнение к существующим методам и могут применяться при обработке локальных поверхностей или в том случае, когда традиционные технологии дают более низкие результаты по износостойкости и надежности узлов трения.

В настоящее время упрочнение и наплавка деталей подвижного состава производится с использованием традиционных технологий: объемная термообработка, плазменное упрочнение, накатка роликами, наплавка электродуговая, вибродуговая, напыление электродуговое, детонационное и др. Так, при производстве осей вагонов используется операция накатки роликами, что приводит к повышению твердости поверхности до НВ 219...229. Однако при движении состава в сопряжениях оси и ступицы колесного центра, внутренних колец буксовых подшипников возникают циклические нагрузки, которые приводят к особому виду изнашивания – фреттинг-коррозии. В результате образования продуктов изнашивания между поверхностью оси и сопряженной деталью возникают высокие напряжения, которые могут превысить предел текучести материалов ступицы колеса и кольца подшипника. Объем продуктов изнашивания значительно выше, чем объем изношенного металла в результате перехода в оксидное состояние. Выход продуктов изнашивания из зоны сопряжения затруднен,



т.к. ширина внутреннего кольца подшипника 80 мм, а ступицы 200 мм и более. При определенных условиях возможно заклинивание буксовых подшипников. Этот процесс особенно опасен в начале движения или при малых скоростях. При этом возможно схватывание поверхности колеса с рельсом, глубинное вырывание материала рельса и перенос его на поверхность катания колеса. Образовавшийся нарост вызывает повышенные ударные нагрузки на подвижной состав и верхнее строение пути и может привести к катастрофическим последствиям. Возможно также появление трещин в ступице колеса вследствие фреттинг-коррозии, что приводит к ослаблению его посадки на оси [1-4]. При сдвиге ступицы колеса вдоль оси появляется угроза безопасности движения. Наибольший процент выхода из строя новых вагонов наблюдается в первые месяцы эксплуатации. По данным работы [5] число отцепок новых грузовых вагонов по причине разрыва внутреннего кольца – 20,2 %, неустановленным причинам – 24 % для буксовых подшипников диаметром 250 мм. Следует отметить, что вопрос о влиянии фреттинг-коррозии на надежность узлов трения подвижного состава до сих пор является дискуссионным и мало изученным. Необходимы дополнительные исследования и изучение фактических площадей касания и продуктов износа на наличие закиси железа (FeO), магнетита (Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>), гематита ( $\gamma$ -Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>), которые указывают на процесс фреттинг-коррозии. Для повышения фреттингостойкости перечисленных узлов в 3...5 раз достаточно произвести лазерное, лазерно-плазменное упрочнение поверхности оси до твердости HRC 57...61 на глубину до 1 мм. В отличие от традиционных методов термообработки при лазерном воздействии на оптимальных режимах повышается усталостная прочность детали. Отмечено, что при обработке без оплавления поверхности усталостная прочность сталей с содержанием углерода 0,35...0,75 % повышается от 220...330 до 280...540 МПа [6].

При обработке поверхности лазерным лучом круглой формы в центре пятна время воздействия пропорционально его диаметру, а по краям оно падает до нуля. В результате, при упрочнении поверхности детали по краям дорожки возникают значительные зоны отпуска и теряется до 40 % энергии. Кроме того, распределение энергии внутри пятна неравномерно, что ведет к неравномерности физико-механических свойств упрочненного слоя [7].

Для устранения этих недостатков разработаны сканирующие устройства с колеблющимися и вращающимися зеркалами с частотой 150...600 Гц, позволяющие получить на поверхности пятно прямоугольной или квадратной формы. При этом выравнивается время воздействия на деталь и плотность мощности по сечению лазерного пучка. Резко уменьшаются зоны отпуска с 0,5...1,5 мм до 0,1...0,2 мм на границе упрочненного слоя и основного материала. Попытки отечественных и зарубежных исследовате-

лей получить квадратное пятно на выходе из лазерной установки не дали значительных результатов в связи с тем, что мощность излучения в таком пятне распределена неравномерно.

Лазерное, лазерно-плазменное упрочнение может быть использовано при обработке втулок цилиндров дизелей как новых, так и демонтируемых при ремонте. Положительный опыт имеется на Харьковском заводе им. Малышева, ОАО «РУМО», ОАО «Нижегородский теплоход» и др. Для повышения износостойкости втулки дизеля в два раза достаточно упрочнить 25 % площади поверхности рабочей части зеркала цилиндра. Повышается сопротивление задиру деталей цилиндропоршневой группы в 1,8 раза [8, 9].

Для упрочнения и наплавки деталей используется лазерная установка типа «Комета» с продольной прокачкой газовой смеси мощностью излучения 1,2 кВт. Габаритные размеры 1810×950×1875 мм. Установки этого типа работают на промышленных предприятиях по 10...15 лет и находятся в рабочем состоянии. К недостаткам лазеров этого типа следует отнести применение трансформаторно-балластных источников питания. При этом на балластных сопротивлениях теряется свыше 40 % потребляемой энергии. В настоящее время разработан резонансно-инверторный источник питания, который позволяет снизить массу лазера на 420 кг, суммарную потребляемую энергию более чем в 3 раза, расход газовой смеси на 35 % и увеличить мощность лазерного излучения до 2,5 кВт. Объясняется это тем, что впервые реализован запуск установки при рабочем давлении газовой смеси, что невозможно было осуществить при использовании трансформаторно-балластного источника питания. Ресурс работы нового источника питания свыше 100 тыс. часов, что в 5 раз превышает ресурс ранее используемого источника.

Лазерные установки с поперечной прокачкой газовой смеси сняты с производства в развитых странах с середины 1980-х годов и работают сегодня только в области уровня мощности 20...25 кВт (сварка деталей толщиной 20...25 мм). Нарботка на отказ лазерного излучателя с поперечной прокачкой для установок типа «ТЛ», «ЛОК» составляет 600 часов, тогда как излучатели с продольной прокачкой типа «КОМЕТА» имеют наработку 12000 часов. Появление на рынке мощных иттербиевых волоконных лазеров является несомненным прогрессом в области лазерной техники. Накачка активных волокон осуществляется лазерными диодами, КПД которых превышает 60 %. Благодаря этому полный КПД мощных волоконных лазеров может составлять 20 % и более. Однако стоимость таких лазеров в 5...10 раз превышает стоимость газовых лазеров, и они могут применяться пока только в условиях массового производства для резки и сварки.

Применительно к телам вращения разработан лазерный модуль, имеющий частоту вращения 0...80 мин<sup>-1</sup>. Максимальный диаметр обрабаты-

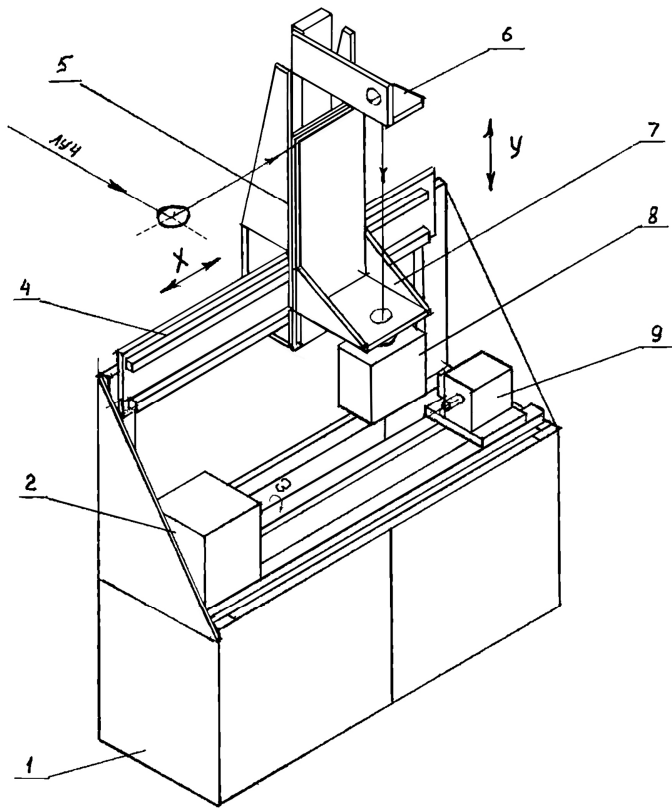


Рис. 1. Схема лазерного модуля для обработки тел вращения

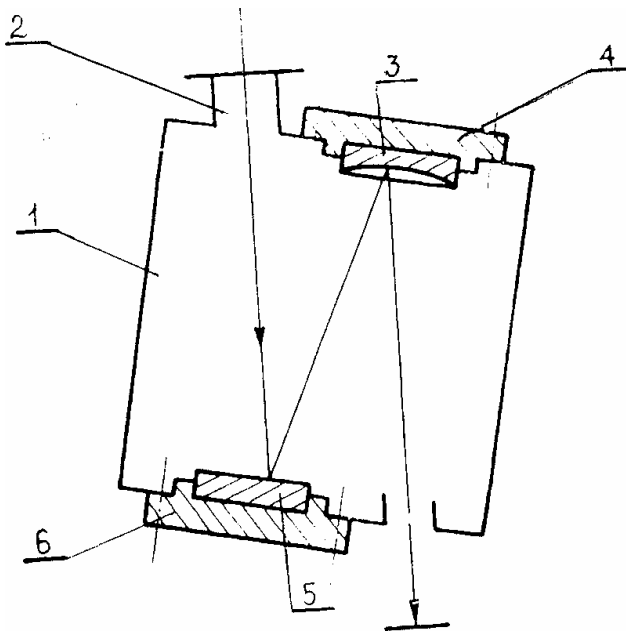


Рис. 2. Оптическая головка

ваемой детали 350 мм (рис. 1). Модуль может быть использован при закалке и наплавке кулачковых и коленчатых валов, конических поверхностей и других деталей. Работа модуля основана на совмещенном управлении тремя шаговыми двигателями от персонального компьютера IBM PC. Модуль представляет собой автоматизированное устройство, включающее в себя станину 1, узел вращения 2, неподвижный портал 4 с размещенной на нем кареткой продольного перемещения 5 и суппортом вертикального перемещения 7 с призмой 6 с поворотным зеркалом и механизмом юстировки, оптическую головку 8 со сканирующими устройствами и механизмами юстировки, подвижную заднюю бабку 9 с вращающимся центром.

Анализ конструкций отечественных оптических головок показывает, что лазерные установки комплектуются, как правило, оптическими головками с проходной оптикой из кристаллов хлористого калия. Основным недостатком является малая долговечность из-за высокого поглощения влаги поверхностью линз. Для устранения этого недостатка разработана оптическая головка с металлическими зеркалами, схема которой представлена на рис. 2.

Оптическая головка содержит корпус 1, переходник 2, фокусирующее сферическое зеркало 3, механизмы юстировки зеркал 4 и 6, плоское зеркало 5. При попадании лазерного луча на зеркало 5 он отражается на фокусирующее зеркало 3 и затем на поверхность детали. Луч фокусируется до диаметра 3...4 мм при мощности излучения 800...1500 Вт, путем перемещения оптической головки, посредством телескопической системы относительно фокальной плоскости зеркала 3.

Техническая характеристика оптической головки приведена в таблице.

Масса оптической головки, кг	4,5
Диаметр зеркал, мм	88
Минимальный диаметр сфокусированного луча, мм	1,0
Диаметр луча на входе в головку, мм	20...50
Габаритные размеры, мм	420×320×145

Экспериментально установлено, что наиболее эффективны для термообработки деталей оптические головки с фокусным расстоянием 400...500 мм. В соответствии с этим радиус зеркал составляет 800...1000 мм, угол падения луча на сферическое зеркало не должен превышать десяти градусов, что учтено в конструкции головки.

Для выравнивания плотности мощности лазерного луча на поверхности детали применяются сканирующие устройства. При двухкоординатном сканировании оба поворотных зеркала заменяются на сканирующие устройства с механизмами юстировки. Колебания зеркал сканаторов находятся во взаимно перпендикулярных плоскостях. Обработка прямоугольным или квадратным пятном позволяет выровнять время воздействия лазерного излучения на поверхность детали.

Для лазерного упрочнения и наплавки деталей сложной пространственной формы разработан и изготовлен сканер (рис. 3) пространственного управления лазерным лучом. Он содержит станину 1, на которой установлен подвижный портал 3 с размещенной на нем кареткой поперечного перемещения 4 и суппортом вертикального перемещения 5 с оптической головкой 7, неподвижный стол 6 для размещения деталей 8. Транспортировка лазерного луча осуществляется внешней оптической системой, содержащей призмы 2 с поворотными зеркалами и механизмами юстировки. Работа сканера основана на управлении четырьмя шаговыми двигателями с помощью приводов и интерфейсной платы, соединенных с персональным компьютером (ПК IBM PC). Координатные перемещения по осям составляют 1700×1350×200 мм. Максимальная скорость перемещения 20 м/мин. Габаритные размеры 2100×1700×1800 мм. Потребляемая мощность - 1,6 кВт.

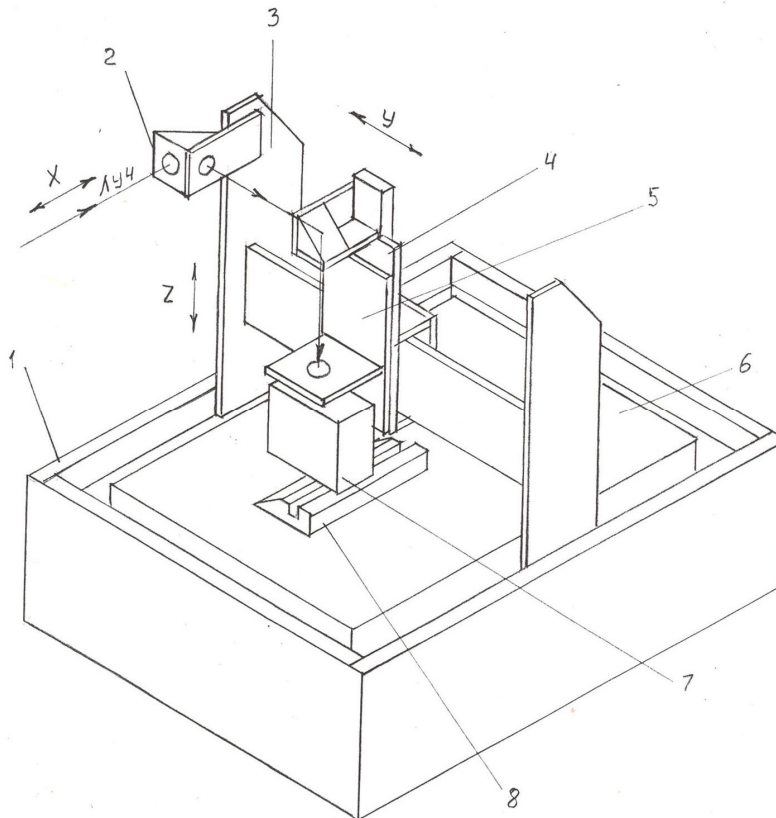


Рис. 3. Схема сканера для пространственного управления лазерного луча

Экспериментально было установлено, что при упрочнении 50 % площади поверхности образцов из стали 45 и 40X при возвратно-поступательном перемещении в паре с контрообразцом из чугуна СЧ20 износостойкость повышается в среднем в 3 раза по сравнению с неупрочненными образцами. Эта технология была использована при лазерной закалке деталей суппортных групп, направляющих специальных станков и др. на заводе «Красный пролетарий» г. Москва [10].

Однако лазерная закалка 50...70 % площади деталей может применяться для пар трения при достаточно обильной подаче смазочного материала. Первые же испытания станков с газостатическими направляющими показали, что происходит схватывание по неупрочненным участкам в начале движения и остановки суппортной головки. Поэтому принято решение об упрочнении 100 % сопрягаемых поверхностей. Поскольку профиль дорожки даже при высокочастотном поперечном сканировании лазерного луча имеет форму лунки, т.е. по краям глубина закалки падает до нуля, необходимо для более нагруженных пар трения производить упрочнение с перекрытием зон. Выбраны три варианта с 10, 20, 30 % перекрытия упрочненных дорожек. Металлографические исследования показали, что во всех случаях зона отпуска по границам наложения дорожек не превышает 0,1...0,2 мм.

Проведены исследования по оценке влияния площади упрочненного слоя на коэффициент трения и износ в паре сталь 40X-чугун СЧ20 (рис. 4).

Для сравнительных испытаний использовали машину трения возвратно-поступательного движения. Пара трения находилась в масляной ванне. В качестве смазки использовали масло «Индустриальное-40». Удельная нагрузка составляла 3 МПа, скорость скольжения – 33 мм/с.

На практике наиболее часто возникает вопрос о том, как влияет упрочнение одной детали на износ в паре трения. Кривая 4 на рис. 4 показывает, что с увеличением площади упрочнения потеря массы в сопряженной паре падает при незначительном увеличении износа неупрочненного контрообразца. Здесь наглядно просматривается взаимосвязь уменьшения коэффициента трения, износа образца и пары трения от площади закалки. Из приведенных примеров следует, что в зависимости от типа сопряженной пары необходимо с учетом экономических, трибологических и других факторов выбрать оптимальную площадь закаленного слоя.

О связи интенсивности износа при упругом контакте с фрикционными свойствами материалов указывается в работе [11]:

$$J_h \sim f^t,$$

где  $J_h$  – интенсивность изнашивания (безразмерная),  $f$  – коэффициент трения,  $t$  – показатель степени может меняться в широких пределах от 2 до 12.

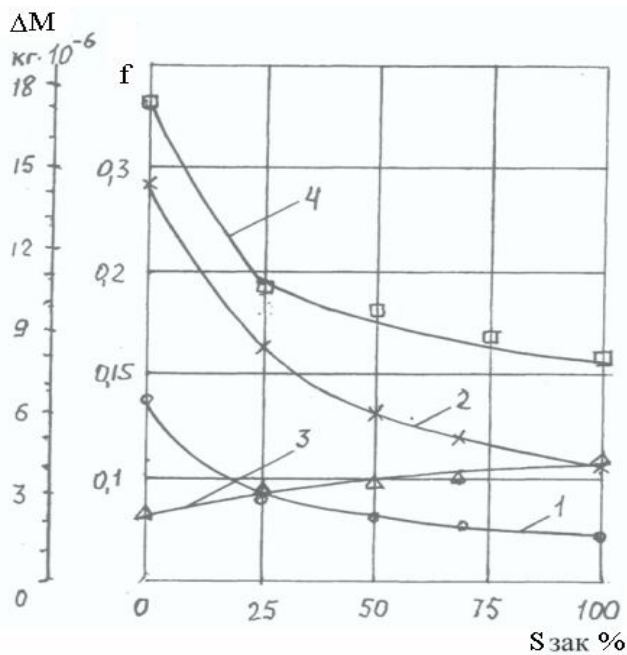


Рис. 4. График зависимости коэффициента трения и потери массы (износа) образца из стали 40X (HRC 58...60) и контрообразца из чугуна СЧ20 (НВ 180) от площади закаленного слоя сканирующим лазерным лучом:

- 1 – изменение коэффициента трения;
- 2 – потеря массы образца;
- 3 – потеря массы контрообразца;
- 4 – потеря массы в сопряженной паре

массы образцов и коэффициентов трения для определения величины коэффициента  $A$ . В дальнейшем можно ограничиться измерением коэффициента трения, что сократит время испытаний в десятки раз.

Однако, как указывают авторы, проверка зависимости в чистом виде сопряжена с определенными трудностями, поскольку параметры, влияющие на трение, оказывают самостоятельное влияние на изношенные характеристики.

В проведенной серии экспериментов (рис. 4) каждой точке соответствуют средние значения по испытаниям 10 пар трения. Влияние изменения коэффициента трения на интенсивность изнашивания в сопряженной паре можно записать в виде

$$J_h = Af^t, \quad (1)$$

где  $A$  – коэффициент, определяемый из эксперимента.

Из выражения (1) следует, что при лазерном упрочнении поверхностей трения других марок сталей и чугунов достаточно 2...3 измерений потери

Для оценки влияния лазерной закалки на задиростойкость пар трения в сравнении с традиционными способами термической и химико-термической обработки проведены сравнительные испытания на машине трения УМТ-1. Образцы с размерами  $15 \times 20 \times 80$  мм изготавливали из сталей 18ХГТ с цементацией и объемной закалкой, 40Х с закалкой ТВЧ, азотированные, улучшенные, 45 с закалкой ТВЧ. 40Х упрочненные лазерным лучом с применением сканирующего устройства с вращающимися зеркалами. В зону трения подавалось масло индустриальное И-40 по 1 капле в секунду. Нагрузка изменялась в пределах  $0,2 \dots 8,0$  МПа, скорость скольжения  $0,25 \dots 4,0$  м/с. В результате испытаний установлено, что задиростойкость образцов, упрочненных сканирующим лазерным лучом, выше, чем образцов после термической и химико-термической обработки (рис. 5). Это связано в основном с более мелкодисперсной структурой зоны упрочнения и небольшими размерами зон отпуска ( $0,1 \dots 0,2$  мм), которые в процессе приработки изнашиваются быстрее закаленных и образуют углубления на поверхности образцов, заполненные смазочным материалом.

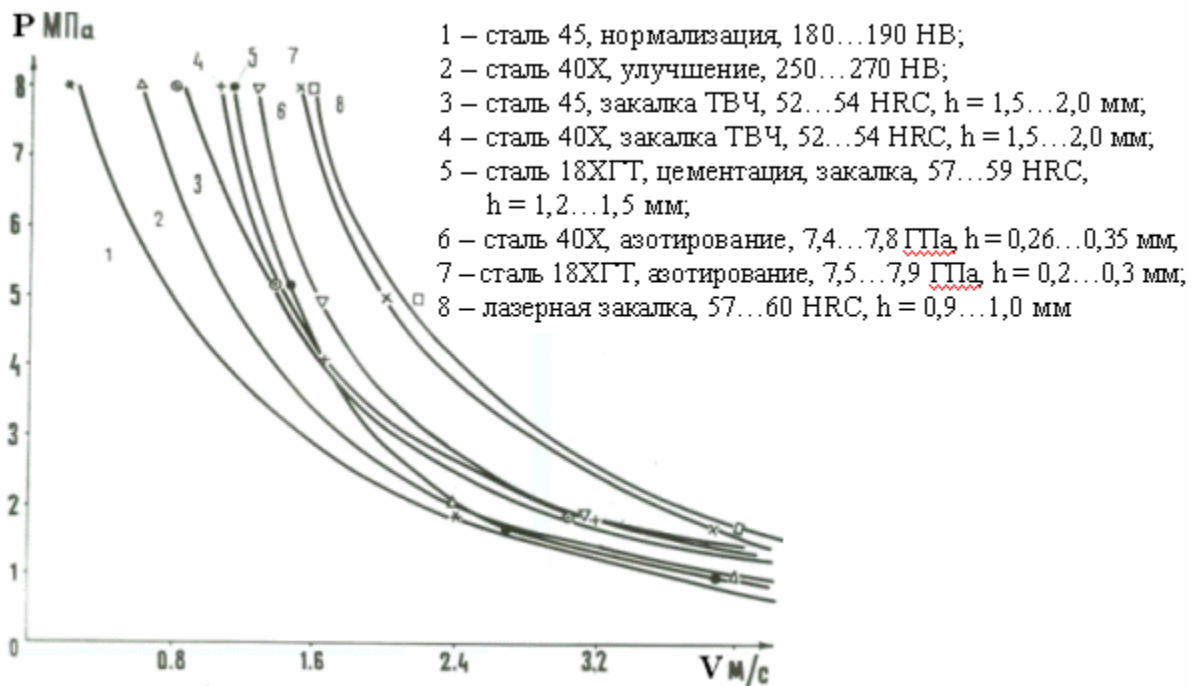


Рис. 5. Зависимость удельной нагрузки заедания от скорости скольжения.  
Контртело – сталь 40Х, 52...54 HRC

Применительно к деталям сложной пространственной формы типа лап культиваторов разработана технология лазерной наплавки порошковым материалом ФБХ-6-2 с добавлением 3 % алюминия для исключения образования трещин в покрытии. Наплавляемый порошок наносили на нижнюю поверхность крыльев лап в виде обмазки. В качестве связующего использовали водный раствор оксиэтилцеллюлозы. Грануляция порошка со-

ставляла 40...100 мкм. Обработку производили на сканере для пространственного управления лазерным лучом. Ширина наплавленных валиков составляла 5...6 мм, высота – 0,6...0,8 мм. Твердость наплавленного слоя находилась в пределах HRC 56...61. На каждое крыло лапы наносили по три наплавленных валика с шагом 8 мм. Полевые испытания комплекта лап, проведенные в к/х «Захаркинское» Саратовской области Духовницкого района, показали повышение износостойкости 3,5...4,5 раза по сравнению с серийными лапами ОАО «Грязевский культиваторный завод».

#### Библиографический список

1. Евдокимов Ю.А., Майба И.А. Влияние динамических сил в зоне фрикционного контакта на износ рельсов // Механика и физика фрикционного контакта. – Тверь: ТГТУ, 1997. – С.105-111.
2. Гаркунов Д.Н. Триботехника (износ и безызносность) - М.:МСХА, 2000. 614 с.
3. Когаев В.П., Дроздов Ю.Н. Прочность и износостойкость деталей машин. – М.: Высшая школа, 1991. – 319 с.
4. Буше Н.А. Трение, износ и усталость в машинах. – М.:Транспорт, 1987. – 223 с.
5. Цюренко В.Н., Петров В.А. Надежность роликовых подшипников в буксах вагонов. – М.:Транспорт, 1982. – 96 с.
6. Григорьянц А.Г., Сафонов А.Н. Основы лазерного термоупрочнения сплавов. – М.:Высшая школа, 1988. – 159 с.
7. Бирюков В.П. Сканер для пространственного управления лазерным лучом при упрочнении и наплавке поверхностей трения деталей сложной формы // Вестник машиностроения, 2005. №6. – С 47-49.
8. Асташкевич Б.М. Повышение долговечности трущихся узлов железнодорожной техники методами комплексного упрочнения. – М.: МИИТ, 1999. – 160 с.
9. Матвеев Ю.И. Лазерные технологии в судовом машиностроении. – Н.Новгород: Изд-во ГОУ ВПО ВГАВТ, 2003. – 98 с.
10. Бирюков В.П., Матыцин А.П. Упрочнение деталей станков сканирующим лазерным лучом // Применение лазеров в народном хозяйстве: Тез. докл. 4-6 декабря, Шатура: НИЦГЛАН, 1989. – С. 82.
11. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.:Машиностроение, 1977. – 526 с.

УДК 621.891

В.Е. Никишин  
Тверской государственный технический университет

### ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ТРЕНИЯ ПОЛИУРЕТАНОВЫХ ЭЛАСТОМЕРОВ

В настоящее время полиуретановые каучуки находят широкое применение при штамповке листовых материалов. Однако их фрикционные свойства изучены недостаточно. Основными закономерностями трения



эластомеров с точки зрения молекулярно-кинетической теории являются зависимости силы трения от нормальной нагрузки, скорости скольжения и температуры контакта [1, 2].

Для экспериментального исследования фрикционных свойств полиуретановых каучуков использовался пластинчатый трибометр типа ПТ-2 [3]. Испытания проводились на промышленных литьевых полиуретанах марки СКУ-6Л, СКУ-7Л, СКУ-ПФЛ, которые отличались модулем упругости от 6 до 40 МПа. В ходе испытаний номинальное давление задавалось ступенями от 20 до 100 МПа. При этом измерялось усилие притягивания пластинчатого образца, равное удвоенной силе трения. Коэффициент трения рассчитывали как отношение удельной номинальной силы трения  $f$  к номинальному давлению  $P$ . Путем нагрева металлического образца на контакте поддерживалась постоянная температура  $T$  из интервала  $20 \div 100$  °С. Скорость скольжения  $v$  менялась в интервале от 5 до 400 мкм/с.

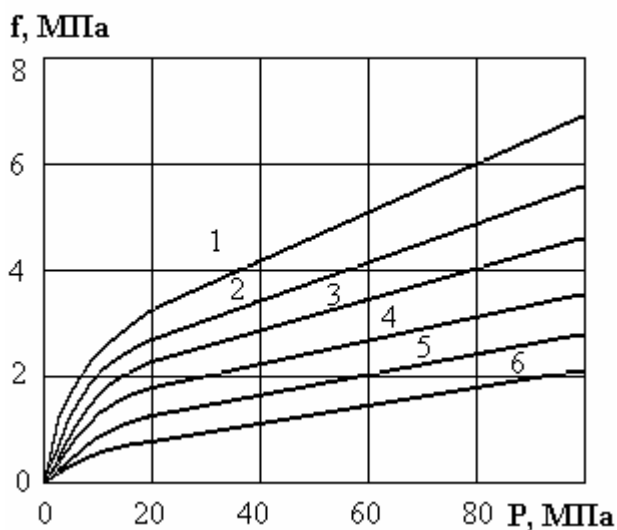


Рис. 1. Зависимость удельной силы трения  $f$  от давления  $P$  полиуретана СКУ-6Л по различным металлам:  
1 – АМГ6; 2 – Ст-45; 3 – Л69;  
4 – В94; 5 – Х18Н9Г; 6 – ВТ-1

Типичная зависимость удельной номинальной силы трения  $f$  от давления  $P$  полиуретана СКУ-6Л по различным металлам показана на рис. 1. Из анализа графиков видно, что при малых давлениях (до 20 МПа) удельная номинальная сила трения растет за счет роста фактической площади контакта (ФПК), далее зависимость линейная. Эта зависимость в широком диапазоне давлений описывается уравнением

$$f = \tau_0 \eta + \beta P,$$

где  $\tau_0$  и  $\beta$  – фрикционные коэффициенты находятся экспериментальным путем [4],  $\eta$  – относительная ФПК.

Температурные зависимости силы трения представлены на рис. 2. Из графиков на рис. 2а видно, что с увеличением температуры удельная номинальная сила трения уменьшается, что связано с увеличением подвижности молекулярных цепей [1].

При давлениях превышающих 20 – 25 МПа удельная сила трения вычисляется по формуле

$$f = \frac{2n_k}{\lambda} \left( U - kT \ln \frac{v_0}{v} \right), \quad (1)$$

где  $n_k$  – число цепей макромолекул, находящихся в контакте с твердым телом,  $U$  – энергия активации трения,  $k$  – постоянная Больцмана,  $\lambda$  – средняя длина перескока молекулы эластомера,  $v_0$  – скорость звука в эластомере, равная 1000 м/с.

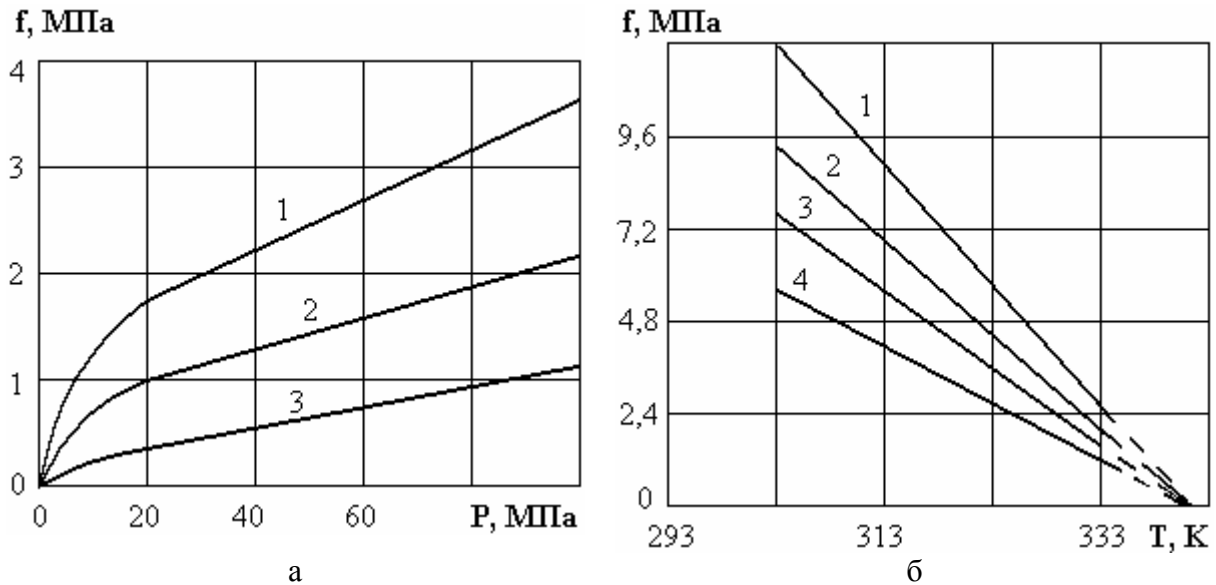


Рис. 2. Температурные зависимости силы трения:  
1 – 303 К; 2 – 323 К; 3 – 343 К (а); 1 – 100 МПа; 2 – 80 МПа; 3 – 60 МПа; 4 – 40 МПа (б)

Из анализа графиков рис. 2б видно, что удельная сила трения падает с ростом температуры по линейному закону. Экстраполяцией прямой на ось температур при  $f = 0$   $T = T_0$  определим энергию активации процесса трения

$$U = kT_0 \ln \frac{v_0}{v},$$

тогда выражение (1) для удельной силы трения имеет вид

$$f = \frac{2Un_k}{\lambda} \left( 1 - \frac{T}{T_0} \right).$$

Значение энергии активации трения СКУ-7Л по стали 45 составило 45,8 кДж/моль и близко для каучуков на неуретановой основе. Это означает, что трение полиуретанов по металлам носит молекулярно-кинетический характер.

Полиуретановые эластомеры проявляют выраженные релаксационные свойства, что влияет на время неподвижного контакта. Зависимость удельной силы трения от логарифма скорости скольжения СКУ-ПФЛ по стали 45 представлена на рис. 3, где  $v$  – скорость в м/с.

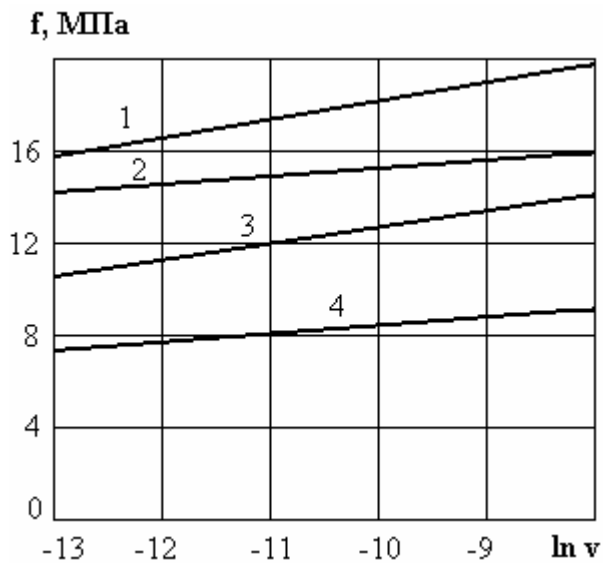


Рис. 3. Зависимость удельной силы трения от логарифма скорости скольжения СКУ-ПФЛ по стали 45: 1 – 100 МПа; 2 – 80 МПа; 3 – 60 МПа; 4 – 40 МПа

Согласно молекулярно-кинетической теории сила трения  $f$  прямо пропорциональна логарифму скорости скольжения  $v$

$$f = A + B \ln(v),$$

где  $A$  и  $B$  – коэффициенты, в которые входят температура и энергия активации, находятся из графика:  $A$  – численно равен  $f$  при  $\ln v = 0$ ;  $B$  – характеризуется углом наклона прямой к оси абсцисс. Энергия активации трения имеет вид

$$U = \left( \frac{A}{B} + \ln v_0 \right) kT. \quad (2)$$

Используя графики скоростной зависимости силы трения

полиуретанов и формулу (2), были определены значения энергий активации, которые незначительно отличались от температурных.

Таким образом, исследование скоростной зависимости силы трения полиуретанов с различными физико-механическими характеристиками по металлам показало применимость основных положений молекулярно-кинетической теории трения в режиме тяжелого нагружения.

Полученные результаты исследований используются при разработке и внедрении в технологию листовых материалов с помощью эластомеров [5].

#### Библиографический список

1. Бартенев Г.М., Лаврентьев В.В. Трение и износ полимеров. – Л.: Химия, 1972.
2. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968.
3. А.С. СССР №896513. Устройство для определения силы трения эластомеров / В.Е. Никишин и др.
4. Михин Н.М. Внешнее трение твердых тел. – М.: Наука, 1977.
5. Штамповка листовых деталей с использованием полиуретана. Типовые технологические процессы. Отраслевой стандарт. – М.: Машиностроение, 2001.

УДК 621.891

С.И. Тахман, А.И. Битунов  
Курганский государственный университет

## О МЕХАНИЗМАХ ТРЕНИЯ И ИЗНАШИВАНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА БЕЗ ПОКРЫТИЙ ПРИ РЕЗАНИИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

Представление об условиях взаимодействия труднообрабатываемого материала и поверхностей инструмента необходимо для построения физической модели изнашивания режущего клина, процесс которого осуществляется при трении по контактным поверхностям инструмента частиц обрабатываемого материала (ОМ).

В механизм трения, по нашему мнению, необходимо включить рабочие условия трения в виде распределений касательных и нормальных напряжений, скоростей трения и температур на контактных поверхностях режущего клина. Данный механизм должен проявляться в физической схеме стружкообразования, например сливного, которая для конструкционных сталей имеет вид, представленный на рис. 1 [1].

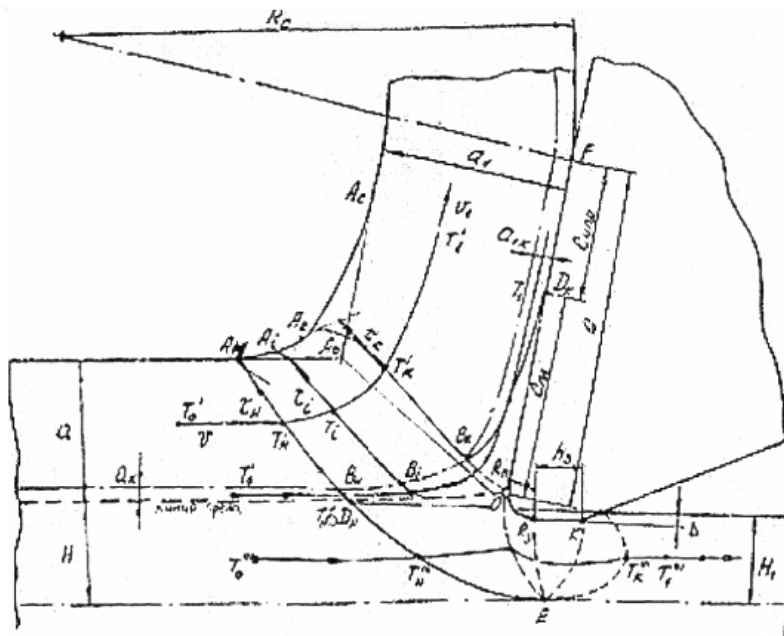


Рис. 1. Физическая схема сливного стружкообразования

тактными нагрузками на поверхностях режущего клина. Геометрическое место точек, где величина напряжений достигает предела текучести, образует границу очага пластической деформации (ОПД). Особенностью предлагаемого подхода является учет деформирования материала в ОПД под

Физическая схема, отражая феноменологическую картину процесса резания, дает наиболее полные представления о процессах и закономерностях формирования клином режущего инструмента стружки и обработанной поверхности. Движение ОМ происходит в сложном по характеру, веерообразном по направлениям и переменном по величинам поле напряжений, сформированном кон-

действием не только касательных, но и нормальных напряжений. На начальной границе  $A_H B_H D_H E$  степень пластической деформации равна нулю, и напряжения равны пределам текучести недеформированного материала. Обычно это выпуклая от инструмента кривая, расположенная перед инструментом и заходящая ниже линии среза. Слой материала, встречающийся на своем пути очаг деформации, превышает толщину среза  $a$  и делится на три потока, закономерности изменения скоростей в которых различны. Линии, отделяющие потоки друг от друга, показаны пунктиром и пунктирами с точкой. При этом I и II потоки материала располагаются выше линии среза (пунктир на рис. 1) и после прохода ОПД формируют стружку, III поток располагается ниже линии среза и после прохода ОПД образует пластически деформированный слой на поверхности резания.

На конечной границе  $A_K B_K D_K$ , располагающейся в стружке, достигается сформированная условиями процесса резания степень деформации стружки и ей соответствующие напряжения, после которой ее движение осуществляется со скоростью  $V_1$ , в усадку  $\zeta$  раз меньшую скорости резания  $V$ . На конечной границе  $GE$  в поверхностном слое детали скорость движения возвращается к скорости резания  $V$ .



Рис. 2. Диаграмма изменения скоростей перемещения материальных точек вдоль траекторий их движения относительно неподвижного инструмента

В ОПД сдвиговые деформации происходят из-за разницы в скоростях движений материальных точек в соседних слоях ОМ. Поэтому в различных потоках изменения скоростей по показанным на рис. 1 траекториям движения частиц ОМ через ОПД различны. Диаграмма изменения скоростей перемещения материальных точек вдоль траекторий их движения в очаге деформации относительно неподвижного инструмента приведена на рис. 2.

Траектории материальных точек ОМ, контактирующих с поверхностями инструмента, — это  $D_H O D_K$  на передней поверхности и  $D_H O G$  на реальном контуре задней поверхности. Точка  $O$  — место разделения потоков

ОМ, переходящих на переднюю и под заднюю поверхности инструмента. Видно, что на участке пластического контакта стружки с передней поверхностью происходит рост скорости от минимальной на входе до скорости движения сформированной стружки после выхода на участок упругого контакта. Контактная скорость при выходе на фаску износа резко возрастает на радиусе округления режущей кромки до значений, несколько превышающих скорость резания, на фаске остается практически постоянной, а на участке контакта с заточенной под задним углом задней поверхностью снижается до скорости резания. В качестве первого приближения можно считать отмеченное превышение скорости резания незначительным и принимать контактную скорость на фаске износа равной скорости резания.

Часть труднообрабатываемых материалов образуют сливную стружку. Поэтому описанная физическая схема к ним может быть отнесена полностью. Другая часть таких материалов образует связанную элементную стружку (суставчатую) – стружку жесткую, элементы которой связаны между собой контактными слоями, формирование и расположение которого аналогично показанному на рис. 1. Отличие наблюдается только в меньшей протяженности участка пластического контакта на передней поверхности инструмента, остальные закономерности деформирования ОМ на контактных площадках инструмента останутся теми же.

Для упрощения тепловых расчетов принято усреднять скорости на контактных поверхностях режущего клина. Оценка средних контактных скоростей на каждой из них может быть произведена с помощью соответствующих коэффициентов  $m_v$  и  $m_{v1}$  к скоростям  $V_1$  и  $V$ . Для их расчета разработаны расчетные зависимости, имеющие вид:

$$m_v = \left[ 1 + \frac{c}{c_{пл}} \left( \frac{\kappa_{сж}}{\zeta} \cdot \frac{\cos(\Phi/2 - \gamma)}{\sin(\Phi/2)} - 1 \right) \right]^{-1};$$

$$m_{v1} \approx 1/\kappa_{сж},$$

где  $C$  и  $C_{пл}$  – длины полного и пластического контакта стружки с передней поверхностью инструмента;  $\kappa_{сж}$  – средний коэффициент сжатия в ОПД полосы срезаемого слоя, переходящей в контактный слой стружки,

$$\kappa_{сж} = \left[ (\zeta + 1/\zeta - 2 \sin \gamma) / \cos \gamma \right]^{0,2 + \delta/3},$$

где  $\gamma$  – передний угол инструмента;  $\Phi$  – угол ориентации ОПД относительно вектора скорости резания, который определяется из зависимости

$$\sin \Phi \approx \kappa_{сж} \cdot \sin \left[ \arctg \left( \frac{\cos \gamma}{\zeta - \sin \gamma} \right) \right].$$

Распределение контактных напряжений на плоской передней поверхности инструмента принимается по следующим законам: для нормальных

напряжений – экспоненциальный, для касательных – равномерный на участке пластического контакта и экспоненциальный на участке упругого контакта [2]. Напряжения в точке отрыва стружки от передней поверхности равны нулю. Величины этих напряжений определяются свойствами ОМ и конечной степенью деформации материала стружки, зависящей от средней контактной температуры передней поверхности.

На фаске износа для любых ОМ наблюдается постоянство контактных напряжений [1]. При этом нормальное давление практически совпадает с пределом текучести  $\sigma_T$  недеформированного ОМ. Экспериментально измеренные коэффициенты трения разных ОМ по фаскам износа на твердосплавном инструменте эмпирически обобщены, они зависят от вещества основы и соотношения таких механических свойств ОМ, как пределы текучести и истинной прочности:

$$\mu' = K_{осн} \cdot \sqrt{\frac{1 - \sigma_T/S_b}{8 + \sigma_T/S_b}} \approx 0,34 K_{осн} \sqrt{1 - \sigma_T/S_b}.$$

Здесь  $K_{осн}$  – коэффициент, определяемый материалом основы обрабатываемого сплава и равный для углеродистых и малолегированных сталей  $K_{осн} = 1$ ; для нержавеющей и жаропрочных сталей и сплавов  $K_{осн} = 1,05 \div 1,3$ ; для сплавов на основе никеля  $K_{осн} = 1,45$ ; для сплавов на основе титана  $K_{осн} = 0,71$ ; для сплавов на основе алюминия  $K_{осн} = 2,0$ ;  $S_b = \sigma_b \cdot (1 + \delta)$  – истинный предел прочности сплава, где  $\sigma_b$  и  $\delta$  – предел прочности и относительное удлинение ОМ при растяжении.

На передней поверхности инструмента для прогнозирования величины усадки стружки необходимо использовать усредненную температуру, а для прогнозирования износа – знать эпюру ее распределения. Для этого расчеты проводятся в относительных координатах по известной в теплофизике расчетной схеме, описывающей температурное поле в полуплоскости от быстродвижущегося равномерно распределенного источника тепла с учетом коэффициента замедления контактной скорости  $m_v$  (рис. 3). Относительная температура на графике рассчитывается как отношение расчетной температуры в каждой точке к приращению температуры на длине пластического контакта, которое определяется по зависимости

$$\Delta\theta_{П max} = K_S \cdot S_b \sqrt{V \cdot c_{пл} / (\lambda \cdot C_V \cdot \zeta)},$$

где  $K_S$  – коэффициент упрочнения ОМ в процессе стружкообразования,  $\lambda$  и  $C_V$  – теплопроводность и объемная теплоемкость ОМ. Средняя температура на передней поверхности по этому графику равна

$$\bar{\theta}_{П} = \bar{\theta}_{\delta}'' + 0,42 \cdot \Delta\theta_{П max},$$

Здесь  $\bar{\theta}_{\delta}''$  – температура деформации контактного слоя ОМ в ОПД.

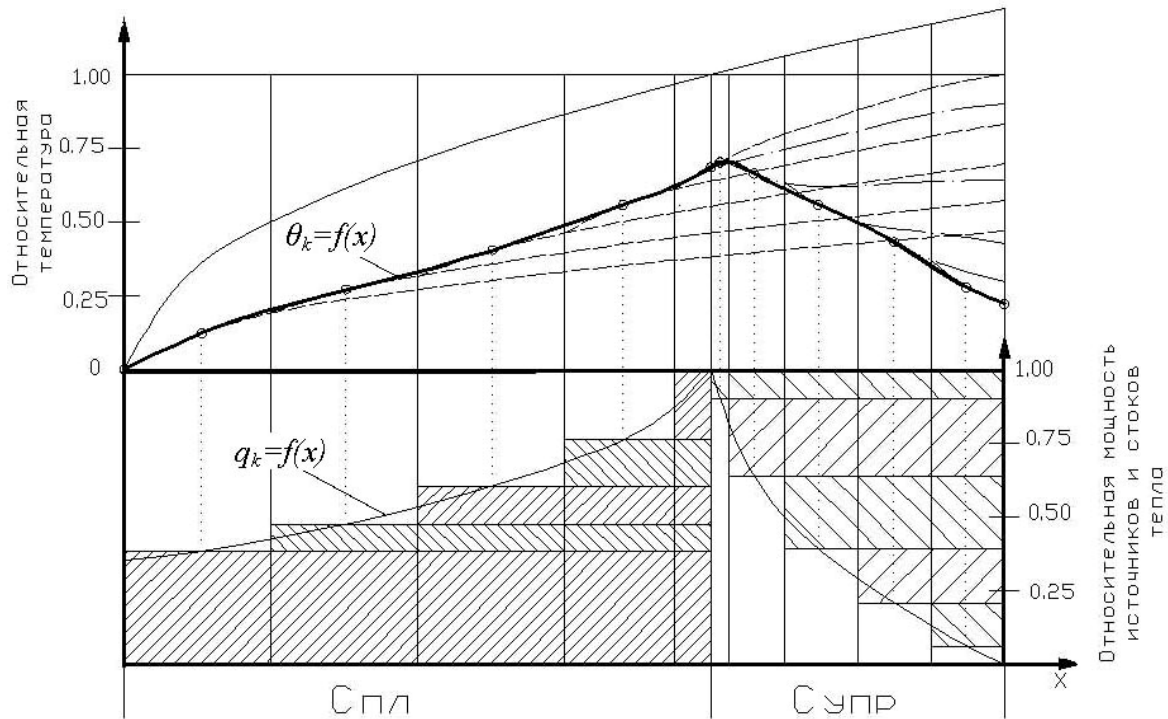


Рис. 3. Вид расчетной эпюры приращения контактной температуры от тепла трения на передней грани и исходные данные для её построения (эпюры контактных скоростей, касательных напряжений и мощности действующего теплового источника)

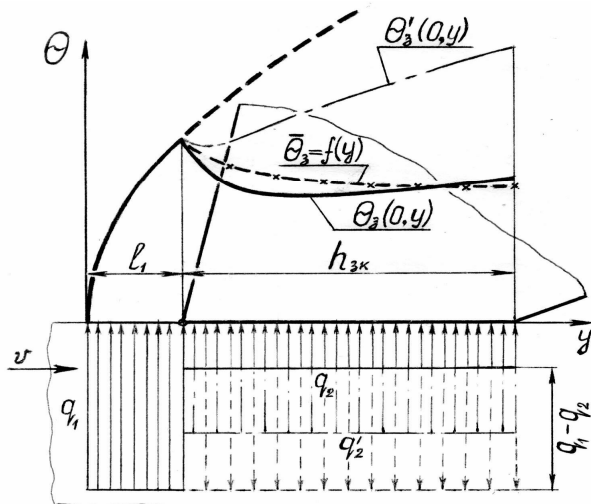


Рис. 4. Схема теплофизического расчета эпюры в точках фаски износа и средних контактных температур по мере роста фаски

При расчете средней температуры контактной поверхности фаски износа (рис. 4) по рекомендации [3] принято, что трущиеся по фаске частицы ОМ предварительно разогреваются на подходе к режущему клину мощным быстро движущимся тепловым источником с равномерно распределенной интенсивностью  $q_1 = \bar{q}_0 S_b \cdot m_{v1} \cdot v$  ( $\bar{q}_0$  – средний коэффициент упругости материала перед фаской износа) длиной  $l_1$ , а непосредственно на фаске износа – также быстро движущимся тепловым источником с равномерно распределенной интенсивностью  $q_2 = \mu' \sigma_T \cdot v$ , действующим на длине фаски  $h_3$ .



В установившемся тепловом процессе перетоками тепла через инструмент пренебрегаем.

Распределение контактных температур вдоль фаски износа учитывает источник с мощностью  $q_1$  на всей разогреваемой поверхности и сток с мощностью  $q_1 - q_2$  на фаске износа. Длина  $l_1$  участка предварительного разогрева материала на линии среза определяется точкой, где скорость распространения тепла равна по величине противоположно направленной скорости движения частиц ОМ и равна

$$l_1 = l' + \rho', \quad l' = \frac{\lambda}{C_v \cdot v \cdot m_{v1} \cdot \sin^2 \phi / 2}, \quad \rho' = \rho \frac{1 + \sin \gamma}{\cos \gamma},$$

где  $\phi$  – угол наклона ОПД относительно скорости резания,  $\rho$  – радиус округления режущей кромки инструмента,  $\gamma$  – передний угол.

Закономерность изменения безразмерной средней температуры  $\bar{F}(n) = \bar{\theta}_3 / \theta_{30}$  в зависимости от нормированной величины фаски износа  $n = h_3 / l_1$  определяется уравнением

$$\bar{F}(n) = \bar{\theta}_3 / \theta_{30} = \frac{2}{3} \left[ \sqrt{1+n} + \frac{\sqrt{1+n} - 1}{n} - \left( 1 - \frac{\mu' \sigma_T}{\bar{q}_0 S_b m_{v1}} \right) \sqrt{n} \right].$$

Эта модель на любые условия обработки, в том числе на ОМ, настроена комплексом  $\mu' \sigma_T / \bar{q}_0 S_b m_{v1}$ , представляющим соотношение мощностей тепловых источников на фаске износа и на длине предварительного разогрева. При этом температура в начальной точке фаски износа  $\theta_{30}$  рассчитана по зависимости

$$\theta_{30} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \bar{q}_0 S_b \sqrt{\frac{m_{v1} v l_1}{\lambda C_v}}.$$

Зная  $\theta_{30}$  и  $\bar{F}(n)$ , можно рассчитывать средние температуры  $\bar{\theta}_3$  на любой фаске износа.

Таким образом, рабочие условия, при которых осуществляется контакт поверхностей инструмента с ОМ, определены. Механизм изнашивания при этих условиях трения проявляется на уровне взаимодействия трущихся поверхностей. Инструментальные твердые сплавы (ТС) структурированы – размеры твердых зерен, а также химический состав связки и ее содержание в сплаве известны. Известны также температурные зависимости механических и физических свойств всех элементов сплавов. С учетом этого поверхностный слой зерен ТС трущимся ОМ поворачивается на угол, разрешенный слоями связки между зёрнами. Это формирует на боковой стороне зерна места расположения и величины максимальных растягивающих напряжений в зерне, а под зерном – наибольших растягивающих

напряжений в связке. Первый случай определяет толщину частицы износа при последовательном разрушении твердых зерен, второй – условие удаления целого зерна из связки. С точки зрения расчета интенсивности изнашивания эти случаи альтернативны.

Износ режущего инструмента может протекать по радиусу округления режущей кромки, передним и задним поверхностям инструмента. Первый вариант занимает незначительное время, в начале периода стойкости изменяя радиус от заточенной величины до рабочего установившегося уровня. Поэтому при расчетах для установившегося процесса радиус округления может приниматься по его рабочей величине и в дальнейшем считаться постоянным. Износ передней поверхности с образованием лунки меняет условия резания за счет изменения переднего угла инструмента. Это приводит к изменению усадки стружки, а с ней и всех других выходных характеристик системы резания. Из-за этого наиболее подходящим для построения расчетной модели является изнашивание задних поверхностей с формированием фаски износа. При этом ситуация на передней поверхности и геометрия изнашиваемой поверхности остаются постоянными, меняется по времени лишь ширина фаски. Расчетная модель изнашивания, построенная в таких стабильных условиях, может использоваться как дифференциальная для известных переменных условий работы режущего клина.

#### Библиографический список

1. Розенберг Ю.А., Тахман С.И. Силы резания и методы их определения: Учебное пособие. Ч. 1. – Курган: Кург. машиностр. ин-т, 1995. – 130 с.
2. Зорев Н. Н. Исследование элементов механики процесса резания. - М.: Машгиз, 1952.
3. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: Учебник для техн. вузов – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.

УДК 621.892

С. Г. Докшанин, И. И. Докшанина  
Красноярский государственный технический университет

### **ПРИМЕНЕНИЕ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ С УЛЬТРАДИСПЕРСНЫМИ ДОБАВКАМИ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ КАЧЕНИИ**

Типичной причиной потери работоспособности подшипников качения при нормальных условиях эксплуатации является усталостное выкрашивание поверхностей качения. Циклически изменяющиеся контактные нагрузки передаются через малые площадки контакта и возникающие на них на-

пряжения достигают больших значений, которые могут превышать пределы прочности материалов контактирующих деталей [2, 6].

Касательные нагрузки, зависящие от действующих сил трения, оказывают существенное влияние на расчет напряженного состояния. Формулы Герца, которыми пользуются в расчетах до настоящего времени, не учитывают воздействие значительных касательных сил. Между тем, они резко меняют картину напряженного состояния в зоне контакта. При увеличении силы трения происходит повышение контактных напряжений и их перемещение ближе к поверхности контакта [5, 6].

Снижение силы трения на контакте изменяет форму образования усталостных трещин с поверхностного на глубинное. Это увеличивает время до начала усталостного разрушения дорожек и тел качения подшипников. Существенная роль в этом случае будет отводиться применяемым в подшипниках качения смазочным материалам. Наличие у них хороших антифрикционных и противоизносных свойств снижает коэффициент трения в зоне контактирования.

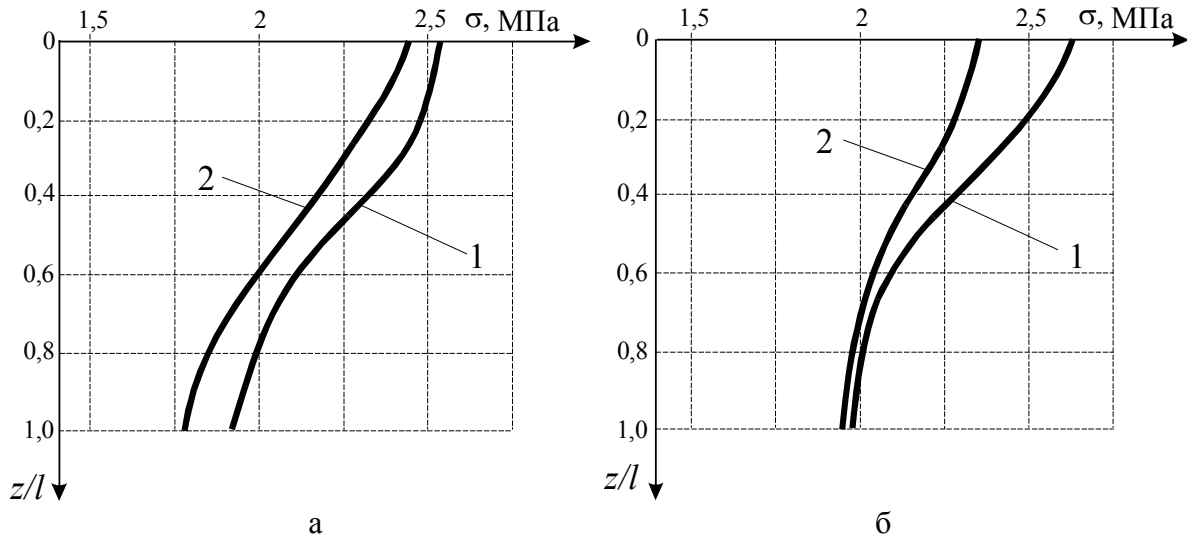
В области создания смазочных материалов формируется направление, связанное с применением в качестве добавок ультрадисперсных порошков углеродосодержащих материалов. Как показывают результаты исследований, такие добавки заметно улучшают эксплуатационные и триботехнические характеристики смазочных материалов [3, 4]. Номенклатура материалов и технологии их производства в настоящее время достаточно обширны.

В данной работе приводятся некоторые результаты исследований, целью которых является установление влияния на долговечность подшипников качения пластичных смазок с ультрадисперсными добавками. В качестве смазок-основ для смазочных композиций были выбраны используемые в подшипниковых опорах пластичные смазки ЦИАТИМ-201 и Литол-24. Добавкой служил ультрадисперсный порошок алмазографита (УДПАГ) с размером частиц 10–40 нм, полученный методом детонационного синтеза в среде углекислого газа. Концентрация алмазографита в базовой смазке бралась в диапазоне от 0,5 до 5 масс. %.

Силы трения, соответствующие касательным нагрузкам на контакте, определялись экспериментально. Испытания выполнялись на лабораторных установках, моделирующих работу подшипникового узла при одностороннем вращении подшипника. Образцами служили роликоподшипники типа 32206, радиальная нагрузка 2 кН, частота вращения внутреннего кольца 960 об/мин.

Как показали полученные результаты, введение добавки УДПАГ улучшает антифрикционные свойства всех рассматриваемых смазок. Так, введение добавок в смазку ЦИАТИМ-201 снижает величину момента трения в подшипниках качения на 21–25 %, при введении в Литол-24 момент трения снижается на 31–33 %.

Графики изменения нормальных напряжений  $\sigma$  по глубине  $l$  внутреннего кольца подшипника представлены на рисунке.



Распределение напряжений в зоне контакта (по критерию прочности Мора)  
для смазочного материала ЦИАТИМ-201 (а) и Литол-24 (б):  
1 – для смазочного материала без добавки УДПАГ;  
2 – для смазочного материала с добавкой 1 масс. % УДПАГ

Исследования проводились для смазочных композиций с концентрацией ультрадисперсного алмазографита 1 масс. %. Напряжения определялись по критерию прочности Мора, в соответствии с которым условие разрушения зависит как от нормальных, так и от касательных напряжений на площадке контакта [1]. Применение пластичных смазок ЦИАТИМ-201 и Литол-24 с добавкой УДПАГ снижает величину нормального напряжения, по сравнению со смазками-основами, на 8-11 % и 13-15 % соответственно.

Расчетные значения долговечности подшипников, а также результаты эксплуатационных испытаний показывают, что пластичные смазки с добавкой ультрадисперсного порошка алмазографита способны в 1,5–2 раза увеличить срок службы подшипникового узла.

#### Библиографический список

1. Биргер И.А., Шорр Б.Ф., Иосилевич Г.Б. Расчет на прочность деталей машин: Справочник. – М.: Машиностроение, 1993. – 640 с.
2. Горячева И.Г. Механика фрикционного взаимодействия. – М.: Наука, 2001. – 478 с.
3. Жевнов В.В., Смуругов В.А., Деликатная И.О. О влиянии ультрадисперсных наполнителей на реологические свойства пластичных смазок // Трение и износ. – 2001. Т.22. № 6. – С. 699-702.
4. Люты М., Костюкович Г.А., Скаскевич А.А. Методология создания смазочных материалов с наномодификаторами // Трение и износ. – 2002. Т.25. №4. – С. 411-424.

5. Махутов Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность: В 2 ч. – Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 2005. – Ч.1. – 494 с.

6. Морозов Е.М., Зернин М.В. Контактные задачи механики разрушения. – М.: Машиностроение, 1999. – 544 с.

УДК 621.891.001.57

Р.С. Вареца, В.В. Мешков  
Тверской государственной технической университет

### **ОБ ОЦЕНКЕ АБРАЗИВНОЙ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ТЕРМОПЛАСТИЧНОЙ ВТУЛКИ НА ОСНОВЕ РАСЧЕТА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ**

Расчет трибосопряжения стальной вал - термопластичная втулка в условиях смазки при абразивном изнашивании связан с большими трудностями [1]. Анализ работ [2-4] позволяет сделать вывод о целесообразности оценки абразивного изнашивания путем моделирования напряженно-деформированного состояния (НДС) поверхностного слоя термопластичной втулки при внедрении в него абразивных частиц. Расчет НДС термопласта при внедрении в него двух близкорасположенных абразивных частиц [5] позволил получить предельную концентрацию абразивных частиц, приводящую к разрушению и удалению предразрушенного поверхностного слоя. Для оценки изнашивания термопластичной втулки необходимо кроме статических (напряжения, деформации) учитывать и кинетические (скорость скольжения, время скольжения) параметры.

**Постановка задачи.** При моделировании внедрения абразивных частиц в поверхностный слой термопласта принимали, что вал – абсолютно твердое гладкое тело и при рассматриваемых режимах трения в течение срока службы изнашивается незначительно. Деформацией вала пренебрегли. Так как твердость абразивных частиц на несколько порядков выше твердости термопласта, то абразивные частицы моделировались абсолютно твердыми сферическими телами, а термопластичный слой втулки – упруго-пластическим полупространством.

Смазочный слой является носителем абразивных частиц. Рассчитанная толщина масляной пленки не превышает  $1/5$  диаметра частицы в условиях масляного голодания и поэтому практически не оказывает влияния на износ. При внедрении частиц толщина масляной пленки будет оказывать минимальное воздействие на НДС термопласта. Поэтому в первом приближении наличием масляной пленки на поверхности термопласта можно пренебречь.

Согласно модельным представлениям, в процессе работы сопряжения поверхностный слой термопласта насыщается абразивными частицами, что приводит на первом этапе к локальным повреждениям слоя толщиной, равной среднему диаметру частиц с последующим его удалением [1].

Для оценки вклада различных параметров процесса изнашивания на его интенсивность необходимо проанализировать данные, полученные при моделировании внедрения абразивных частиц в термопласт в соответствии с площадью контакта в сопряжении, скоростью скольжения и толщиной предразрушенного слоя.

**Методика исследования.** Для расчета НДС термопласта при внедрении в него абразивных частиц использован метод конечных элементов применительно к контактными задачам с большими деформациями. Механические свойства термопласта задавались диаграммой растяжения.

Чтобы оценить влияние совокупности абразивных частиц на изнашивание материала, необходимо просуммировать повреждения, производимые каждой частицей [6]. Для этого необходимо оценить число частиц в смазке, попадающих на элемент поверхности деталей трения.

**Результаты исследования и их обсуждение.** В результате моделирования получаем минимальное расстояние между абразивными частицами в направлении скольжения, при котором не наступает разрушения термопласта. Это расстояние зависит от упругопластических свойств термопласта. Чем выше прочность и вязкость термопластичного слоя, тем большее количество частиц может в него внедриться, не разрушая его. С другой стороны, если материал поверхностного слоя втулки будет сопоставим с твердостью вала, то это приведет к износу последнего, что недопустимо. Зная размеры частиц и расстояние между ними, можно определить их количество в поверхностном слое термопласта, приводящем к его разрушению [5].

Это количество частиц зависит от упругопластических свойств термопласта, задаваемой в расчетах диаграммой растяжения.

Предположим, что в единице объема смазки частицы среднего радиуса  $r$  расположены равномерно с концентрацией  $\varepsilon$  [6]. При этом количество частиц в единице объема смазки будет выражаться формулой

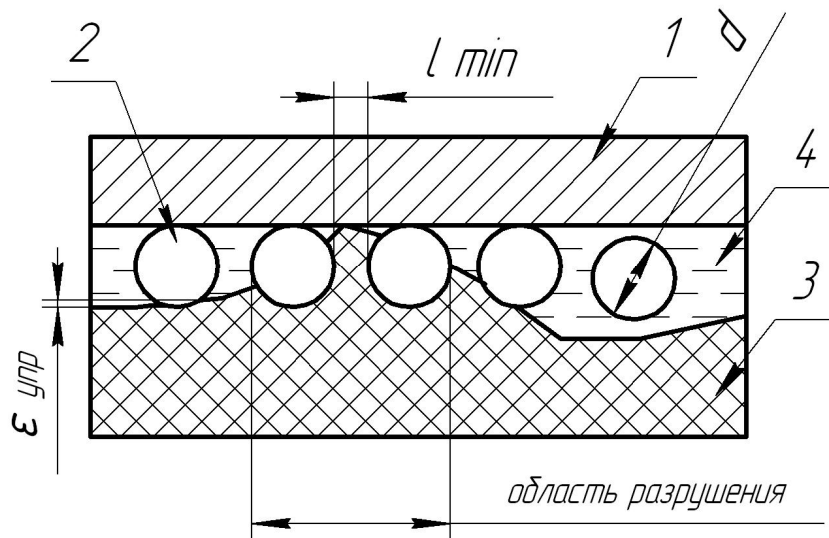
$$n_{\Delta V} = \frac{\text{Общий объем частиц}}{\text{Объем одной частицы}} = \frac{3\varepsilon}{100 * 4\pi r^3} \approx 2,4 * 10^{-3} \frac{\varepsilon}{r^3}.$$

Число частиц, попадающих на элемент площади поверхности сопряжения, определяют из предположения, что на единице площади поверхности расположено количество частиц, находящихся на грани куба единичного объема, построенного из условия равновероятностного их распределения.

В этом случае

$$n_{\Delta A_a} = n_x n_y = n_x n_z = n_y n_z = 1,79 \cdot 10^{-2} \frac{\varepsilon^{2/3}}{r^2}. \quad (1)$$

Так как не для всех частиц возникнут благоприятные условия для внедрения в материал втулки в результате наличия шероховатости на поверхностях, можно отметить, что за один оборот вала эти частицы внедрятся лишь в контактирующие выступы термопластичного материала и области, прилегающие к ним, где сближение поверхностей будет меньше диаметра абразивной частицы  $d$  за вычетом абсолютной величины упругой деформации термопласта  $\varepsilon_{упр}$  (рис.).



Контакт вала и термопластичной втулки в присутствии абразивных частиц:  
 1 – поверхность стального вала; 2 – абразивная частица; 3 – поверхностный слой термопластичной втулки; 4 – смазка, содержащая абразивные частицы

На интенсивность внедрения частиц и скорость удаления предразрушенных слоев напрямую будет влиять скорость относительного перемещения  $V_{отн}$  поверхностей вала и втулки. Чем больше скорость вращения, тем быстрее будут разрушаться и удаляться слои термопласта.

На основании вышеизложенного можно предложить следующее соотношение для оценки абразивной износостойкости термопласта в сопряжении вал - втулка:

$$R \sim \frac{n_{\Delta A_a}}{n_p} \cdot (k \cdot A_\phi) \cdot V_{отн} \cdot d,$$

где  $n_{\Delta A_a}$  – количество частиц, находящихся на поверхности материала при определенной концентрации их в масле (1);

$n_p$  – количество частиц, при котором происходит насыщение поверхностного слоя до критического уровня с последующим его удалением. Значение рассчитывается МКЭ и учитывает упругопластические свойства материала;

$k \cdot A_{\phi}$  – площадь, на которой осуществляется внедрение абразивных частиц. Эта площадь является функцией шероховатости сопряженных поверхностей. Коэффициент  $k$  учитывает область, прилегающую к фактическим местам контакта, где возможно внедрение частиц (рис.);

$d$  – диаметр абразивной частицы. Чем больше диаметр абразивной частицы, тем большие слои термопласта будут повреждаться частицами.

Таким образом, данное соотношение учитывает как режимы трения, так и прочностные свойства термопласта.

Если произвести оценку вклада каждого параметра в выражении и учесть его в виде показателя степени, то станет возможным рассчитать интенсивность изнашивания термопласта. Для оценки вклада параметров необходимо проведение экспериментальных исследований, в которых, варьируя режимами трения необходимо установить степень влияния указанных выше параметров на интенсивность изнашивания.

### Библиографический список

1. Вареца Р. С., Мешков В. В. Моделирование внедрения двух абразивных частиц в поверхностный слой термопласта // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: Межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2005. – С.51-54.
2. Икрамов У. А. Расчетные методы оценки абразивного износа. – М.: Машиностроение, 1987. – 288 с.
3. Cheng L., Crouch S. L., Gerberich W. W. Frictional Contact Problems with Large Deformations – Part I: Model. University of Minnesota Supercomputing Institute Research Report UMSI 97/93, June 1997.
4. Barge M., Kermouche G., Gilles P., Bergheau J. M., Experimental and numerical study of the ploughing part of abrasive wear // Wear. 2003. Vol. 255. – P. 23-29.
5. Вареца Р. С., Мешков В. В. Расчетно-экспериментальная оценка абразивной износостойкости сопряжения вал-термопластичная втулка// ПОЛИКОМТРИБ-2005: Тезисы докладов международной конференции – Гомель: ИММС, 2005. – С.301-302.
6. Крагельский И. В., Добычин М. Н., Комбалов В. С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.



УДК 621.822 - 036

Е.А. Памфилов, Л.И. Евельсон, А.П. Симин, Е.В. Шевелева  
Брянская государственная инженерно-технологическая академия

## РАЗРАБОТКА ТРИБОДИНАМИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ДРЕВЕСНО-МЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ С УЧЕТОМ АНИЗОТРОПИИ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА ВКЛАДЫША

Выполняемые работы по созданию новых древесно-металлических материалов [1-3] показали необходимость оценки влияния диссипативных характеристик материала на его трибологические свойства с учетом особенностей структуры и учета анизотропии свойств. В качестве объекта исследования была выбрана пара древесно-металлический сегмент вкладыша (колодка) - металлический диск. Конструкция древесно-металлического вкладыша состоит из модифицированного древесного наполнителя с металлическими вставками в виде тавра [1].

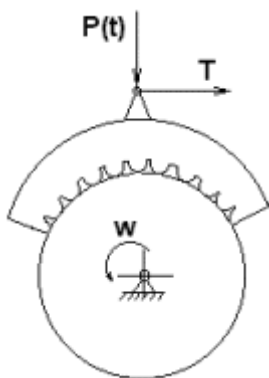


Рис. 1. Расчетная схема системы подшипник-вал

Предлагаемая расчетная схема исследуемого подшипника скольжения представлена на рис. 1.

При разработке физической модели за основу был принят один из существующих подходов, где микронеровности поверхностей представляются в форме сфер. Для того чтобы учесть анизотропию свойств вкладыша, каждую сферическую неровность наделяем требуемыми механическими свойствами. Предложенная модель принята со следующими допущениями:

- в модели не учитывается наличие масляной пленки в зоне контакта и изменение температурного поля, возникающего при трении;
- колебания системы происходят только в вертикальном направлении;
- контакт неровностей рассматривается как Герцовский;
- диссипативной характеристикой принимается ударная вязкость материалов;
- частота вращения вала считается постоянной;
- предполагаем, что колебания происходят в одной плоскости, поэтому задача рассматривается как плоская;
- считаем, что колебания происходят на микронеровностях при заданных характеристиках поверхностей, скорости скольжения и неизменных параметрах нагрузки.

В предложенном подходе трение и колебания системы рассматрива-

ются независимо друг от друга, т.е. применяется принцип суперпозиции. Вначале решается задача колебаний вала на подшипнике, из которой определяется относительное сближение двух контактирующих поверхностей как функция от времени, а затем полученное сближение, параметры шероховатости и свойств материалов участвуют в вычислении коэффициента трения в соответствии с формулой И.В. Крагельского для коэффициента трения при насыщенном контакте.

Так как вкладыш подшипника скольжения состоит из чередующихся древесных и металлических элементов, то механические свойства по длине контакта будут различны. Расчетная схема контакта анизотропного тела представлена на рис. 2. В этом случае упругие и диссипативные свойства материала описываются пружинами различной жесткости и различными демпферами.

Исходя из того, что анизотропия свойств проявляется не только на поверхности контакта, но и в объеме материала, то вместо модели, представленной на рисунке 2, вкладыш подшипника разбивался на сектора, каждому из которых присваивались свои физико-механические характеристики.

В этом случае применим методы оценки свойств композиционных материалов, для которых суммарный модуль упругости и коэффициент Пуассона вычисляются как  $E_1 = n_m E_m + n_d E_d$ ;  $\mu_1 = n_m \mu_m + n_d \mu_d$ , где  $n_m, n_d$  – объемные доли металлического и древесного материала соответственно.

Схема представления подшипника скольжения с анизотропными свойствами вкладыша представлена на рис. 3. Представленная схема реализует секториальное изменение распределения металлической составляющей.

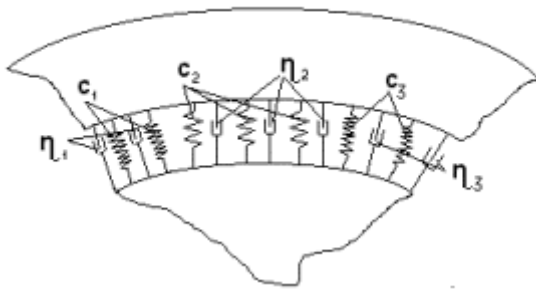


Рис. 2. Модель анизотропного упругого слоя

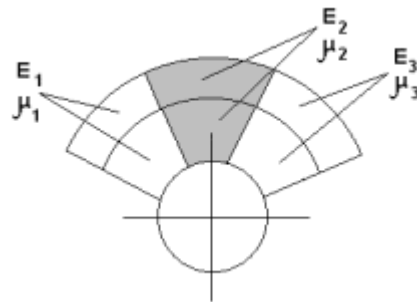


Рис. 3. Схема подшипника с учетом анизотропии свойств материала вкладыша

Расчет выполняем с учетом контактирующих микронеровностей, при этом принимаем, что:

- колебания происходят относительно положения статического равновесия;
- контакт считается абсолютно упругим;
- количество микронеровностей, вошедших в контакт при статическом нагружении, постоянно и не изменяется в процессе работы.

Для вычисления количества контактирующих микронеровностей применим формулу определения чисел пятен фактического контакта:

$$n_r = n_a \left( \frac{p_c}{p_r t_m} \right)^{(v-1)/v}, \quad (1)$$

где  $n_a$  – количество пятен номинального контакта;  $p_c$  – контурное давление;  $p_r$  – фактическое давление в контакте;  $t_m, v$  – параметры функции распределения материала шероховатого слоя.

Рассматривая случай упругого контакта, зависимость для фактического давления может быть вычислена следующим образом [4]:

$$p_r = \left( 0,43E^* \right)^{\frac{2v}{2v+1}} \left( \frac{2p_c}{t_m} \right)^{\frac{1}{2v+1}} \left( \frac{R_p}{r} \right)^{\frac{v}{2v+1}}, \quad (2)$$

где  $E^*$  – приведенный модуль упругости, из расчета сферических выступов;  $R_p$  – расстояние от линии выступов до средней линии;  $r$  – радиус единичной микронеровности.

Для вычисления приведенного модуля упругости применим зависимость, используемую при решении контактной задачи Герца:

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

где  $E_i, \mu_i$  – модуль упругости и коэффициент Пуассона взаимодействующих тел.

Если контурное давление будем считать равным номинальному давлению, можно использовать следующее выражение для его вычисления:

$$p_c \approx \frac{P}{S_{\text{конт}}},$$

$S_{\text{конт}}$  – площадь контакта цапфы вала с вкладышем подшипника.

Вычисление показателя шероховатости выполняется по формуле

$$t_m = \frac{R_a}{R_p} \frac{v+1}{2},$$

где  $R_a$  – среднеарифметическое отклонение профиля.

Вычисленное значение количества контактирующих неровностей определяет количество упругих элементов, располагаемых в модели между поверхностью вкладыша и цапфы вала.

Представляя каждую контактирующую неровность в виде упругого

элемента, можно вычислить вертикальную составляющую равнодействующей упругой силы. Так как контакт в паре вкладыш – вал осуществляется по дуге, то вклад от каждого упругого элемента в вертикальную составляющую различный (рис. 4).

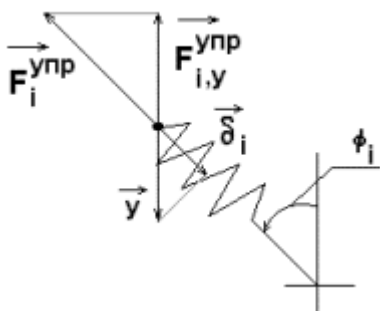


Рис. 4. Схема разложения упругой силы и перемещения для  $i$ -го упругого элемента

Если рассматривать произвольный  $i$ -й упругий элемент, расположенный под углом  $\phi_i$  от вертикальной линии, то вертикальная составляющая от радиальной упругой силы равна:

$$F_{Y,i}^{\text{упр}} = F_i^{\text{упр}} \cdot \cos \phi_i \quad (3)$$

При этом полученное значение радиальной силы упругости от единичного элемента получено с учетом перемещения точки контакта по радиусу. В этом случае, величина радиального смещения связана с вертикальным соотношением  $\delta_i = y^* \cos \phi_i$ .

Из гипотезы о Герцовском контакте единичной сферы следует, что восстанавливающую силу можно записать как

$$F_i^{\text{упр}} = K_i \delta_i^{3/2}, \quad (4)$$

где  $\delta_i$  – деформация контакта;  $K_i = \frac{4}{3} E_i^* R^{1/2}$  – коэффициент теории Герца;  $R$  – радиус полусферы, описывающей единичную микронеровность.

В результате, учитывая проекцию радиальной силы на вертикальную ось и радиальную составляющую от вертикального перемещения, формула (4) примет вид

$$F_{Y,i}^{\text{упр}} = K_i \cdot \delta_i^{3/2} \cdot \cos \phi_i.$$

Зная значения силы упругости для единичного упругого элемента равнодействующую восстанавливающей силы запишем в виде

$$F_{y,\Sigma}^{\text{упр}} = 2 \cdot \sum_{i=1}^{n_r/2} K_i \cdot \delta_i^{3/2} \cdot \cos \phi_i \quad (5)$$

При вычислении равнодействующей силы упругости учитывалась вертикальная симметрия системы.

Исходя из того, что шероховатость поверхности принимается одинаковой для вкладыша, считаем расположение упругих элементов равномерным по всей дуге контакта, откуда выражение для угла  $\phi_i$  представляется как

$\varphi_i = i \cdot \Delta\varphi = \frac{2 \cdot i \cdot \varphi_0}{n_r}$ , где  $\varphi_0$  – полуугол обхвата подшипником цапфы вала.

В полученном выражении для вычисления приведенной жесткости  $c_{y,\Sigma}$  участвуют  $c_i$  элементарные жесткости, которые являются кусочно-постоянными величинами и зависят от угла  $\varphi_i$ .

Выполненные вычисления над значениями жесткости элементарных элементов позволяют распространить аналогичные вычисления для вычисления эквивалентной диссипативной характеристики системы  $\eta_{y,\Sigma}$ . Выполняя вычисления, получим

$$\eta_{y,\Sigma} = 2 \cdot \sum_{i=1}^{n_r/2} \eta_i R \cos^2 \varphi_i,$$

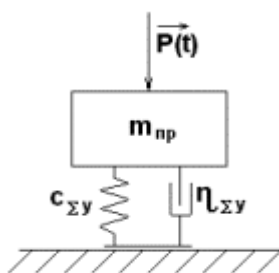


Рис. 5. Динамическая модель подшипника скольжения

где  $\eta_i$  – коэффициент диссипации для материала, выбирается равным коэффициенту гистерезисных потерь;  $R$  – радиус единичной микронеровности, позволяет учитывать размеры диссипативных элементов.

Определив эквивалентные жесткость и диссипативную характеристику системы, представим приведенную динамическую модель подшипника как массу на пружине с демпфером (рис. 5).

С учетом приложенных к системе активных, реактивных и инерционных сил её движение описывается дифференциальным уравнением

$$m_{\text{пр}} \ddot{y} + \eta_{y,\Sigma} \dot{y} - F_{y,\Sigma}^{y_{\text{пр}}} = -F_0(1 + \alpha \cos \omega t) - mg, \quad (6)$$

где  $m_{\text{пр}} = M$  является приведенной массой системы, которая включает в себя массу вала и закрепленных на нем деталей. Для применения выражения восстанавливающей силы в (5) необходимо выполнить преобразование, связывающее  $\delta_i$  и  $y$ , как  $\delta_i = (y_0 - y) \cdot \cos \varphi_i$ , где  $y_0$  – деформация от статической нагрузки. Окончательно дифференциальное уравнение, описывающее нормальные колебания системы примет вид

$$m_{\text{пр}} \ddot{y} + \eta_{y,\Sigma} \dot{y} - 2 \sum_{i=1}^{n_r/2} K_i \cos^{5/2} \varphi_i (y_0 - y)^{3/2} = -F_0(1 + \alpha \cos \omega t) - mg, \quad (7)$$

при  $\delta_i > 0$ , где  $y_0$  – статическая деформация контакта, определяемая из выражения

$$y_0 = \left( \frac{F_0 + m_{\text{пр}}g}{2 \sum_{i=1}^{n_r/2} K_i \cos^{3/2} \varphi_i} \right)^{2/3}, \quad (8)$$

Выполнив следующую замену:

$$q = y/y_0; \quad \dot{q} = \dot{y}/y_0; \quad \ddot{q} = \ddot{y}/y_0; \quad H = 2 \sum_{i=1}^{n_r/2} K_i \cos^{5/2} \varphi_i,$$

перепишем (8), что дает

$$m_{\text{пр}}\ddot{q} + \eta_{y,\Sigma}\dot{q} - Hy_0^{1/2}(1-q)^{3/2} = -\frac{F_0}{y_0}(1 + \alpha \cos \omega t) - \frac{m_{\text{пр}}g}{y_0}. \quad (9)$$

Аппроксимация нелинейности полиномом третьей степени дает

$$-(1-q)^{3/2} = a_0 + a_1q + a_2q^2 + a_3q^3,$$

где коэффициенты  $a_i$  имеют значения

$$a_0 = \frac{1}{1155Q^{3/2}}(8Q^3 - 360Q^2 - 1080Q + 280),$$

$$a_1 = \frac{1}{77Q^{3/2}}(24Q^2 + 144Q - 56), \quad a_2 = \frac{1}{77Q^{3/2}}(72Q - 56), \quad a_3 = \frac{8}{33Q^{3/2}}.$$

Здесь  $Q$  – размах переменной, которая лежит в интервале  $1-Q \leq q \leq 1$ .  
Причем при  $q > 1$  происходит потеря контакта.

Учитывая, что  $H \cdot y_0^{1/2} a_0 = -(F_0 + m_{\text{пр}}g)/y_0$ , запишем уравнение движения в виде

$$\ddot{q} + 2\tilde{\nu}\dot{q} + \alpha_1q + \alpha_2q^2 + \alpha_3q^3 = \tilde{k} \cos \omega t, \quad (10)$$

где  $\alpha_i = \frac{1}{m_{\text{пр}}}(Hy_0^{1/2}a_i)$ ,  $\tilde{\nu} = \frac{\eta_{y,\Sigma}}{2m_{\text{пр}}}$ ,  $\tilde{k} = -\frac{F_0\alpha}{m_{\text{пр}}y_0}$ .

Решение уравнения (9) выполняется численно методом Рунге-Кутты. При этом из найденного решения  $q$  получаем выражение для  $y(t) = q(t) \cdot y_0$ , что является перемещением вала (подшипника) относительно положения статического равновесия, вызванного массовой и статической нагрузками. Перемещение от статической нагрузки и перемещение от динамической составляющей определяют сближение двух поверхностей:

$$h(t) = y_0 - y(t).$$

Полученная зависимость для сближения двух поверхностей позволяет выполнить анализ влияния жесткости, диссипативных характеристик материала, частоты и амплитуды возмущающей нагрузки на значение коэффициента трения. В качестве зависимости для коэффициента трения принимаем зависимость от сближения между поверхностями взаимодействующих твердых тел при упругом насыщенном контакте:

$$f_{\tau}(t) = \frac{2,4\tau_0(1 - \mu_{\text{пр}}^2)}{E_{\text{пр}}} \sqrt{\frac{R}{h(t)}} + \beta + 0,2\alpha_{\text{гис}} \sqrt{\frac{h(t)}{2}}, \quad (11)$$

где  $\tau_0, \beta$  – фрикционные параметры;  $R$  – радиус индентера;  $\mu_{\text{пр}}, E_{\text{пр}}$  – приведенные характеристики коэффициента Пуассона и модуля упругости;  $\alpha_{\text{гис}}$  – коэффициент гистерезисных потерь в условиях сложного напряженного состояния,  $\alpha_{\text{гис}} = K\alpha'_{\text{гис}}$ , для сферического индентера  $K = 3$  [4],  $\alpha'_{\text{гис}}$  – коэффициент гистерезисных потерь материала (древесины).

Для качественной оценки представленной модели были выполнены вычисления и построены амплитудно-частотные характеристики колебаний подшипников с металлическим вкладышем, древесно-металлическим вкладышем, древесным вкладышем. Вычисления выполнялись с использованием математического пакета MathCad. Результаты расчетов представлены на рис. 6.

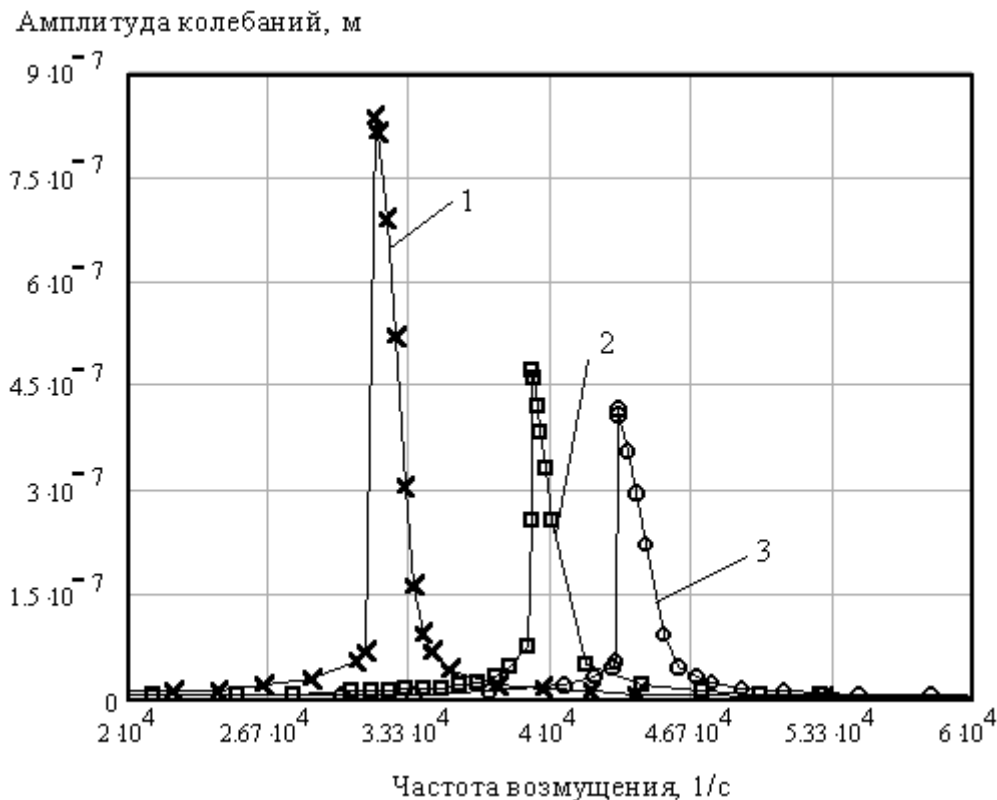


Рис. 6. Амплитудно-частотная характеристика колебаний системы подшипник-вал с древесным (1), древесно-металлическим (2) и металлическим (3) вкладышами

Расчеты показали что, в рассматриваемой системе явление резонанса наблюдается при высоких частотах возмущения порядка  $3 \cdot 10^4 \dots 4 \cdot 10^4 \frac{1}{с}$ . С увеличением доли металлических элементов собственная частота системы возрастает, а амплитуда колебаний уменьшается.

Из анализа вычисленных значений следует, что полученные результаты сопоставимы с результатами других исследователей, что говорит об адекватности разработанной модели. Наблюдаемый резонанс в системе происходит при высоких частотах, такие частоты нагружения возникают, например, при обработке резанием, когда нагрузка колеблется из-за неоднородности обрабатываемого материала, шероховатости и волнистости поверхности, наличия дефектов строения и др. Следует отметить, что резонанс в системе с древесным вкладышем наступает при меньших частотах и более ярко выражен, что определяется низким значением модуля упругости. Для подшипника с металлическим вкладышем резонанс наступает при более высоких частотах, но его величина незначительна. Значения для древесно-металлического материала располагаются между двумя границами. Следовательно, добавляя металлическую составляющую, можно не только снижать нагрев материала, но и влиять на собственные частоты системы, резонанс и значение коэффициента трения. Проведенный анализ показывает применимость предлагаемых подходов к моделированию трибодинамического взаимодействия, однако для более точной оценки влияния колебаний на трибологические параметры системы требуется более детальный подход к разработке модели.

#### Библиографический список

1. Патент на изобретение №2226240. Подшипник скольжения. Авторы: Памфилов Е.А., Евельсон Л.И., Симин А.П., Шевелева Е.В. Зарегистрировано в Государственном реестре изобретений РФ 27 марта 2004 г.
2. Памфилов Е.А., Симин А.П., Шевелева Е.В. Повышение триботехнических характеристик подшипников скольжения из древесно-металлических композиционных материалов // Машиностроитель. 2004. №1. – С. 21-25
3. Проектирование древесно-металлических подшипников скольжения / Л.И. Евельсон, Е.А. Памфилов, А.П. Симин, Е.В. Шевелева // Известия высших учебных заведений. Лесной журнал. 2005. №1-2. – С.182-187.
4. Основы трибологии (трение, износ, смазка): Учебник для технических вузов. 2-е изд. перераб. и доп. / А.В. Чичинадзе, Э.Д. Браун, Н.А. Буше и др.; Под общ. Ред. А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 2001. – 664 с.



УДК 620.178.162.43

Н.А. Воронин, А.П. Семенов, К.А. Захаров  
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва

## **ТРИБОЛОГИЧЕСКИЙ СТЕНД ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ ПОКРЫТИЙ И КОМПАКТНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

В настоящее время для исследования пар трения на совместимость материалов, оценки триботехнических характеристик, выявления пределов применимости различных сочетаний материалов (по нагрузке, скорости скольжения, температуре и т.д.) применяются различные испытательные машины, реализующие ту или иную схему контактного взаимодействия, нагружения, трения. Многообразие исследуемых материалов и узлов трения привело к появлению большого числа машин трения с различными схемами и условиями проведения испытаний и оценки полученных результатов.

На основе разработанного в ИМАШ РАН метода испытаний на схватывание материалов\* был создан современный стенд для комплексной экспресс-оценки механических и триботехнических характеристик объемных материалов, модифицированных поверхностных слоев и покрытий по схеме перекрещивающихся цилиндров. Метод заключается в перемещении по длинному цилиндрическому (вертикальному) образцу двух прижимаемых к нему коротких цилиндрических (горизонтальных) образцов, параллельно расположенных в плоскости, перпендикулярной оси длинного образца (рис. 1). В процессе испытания регистрируются значения нормальной нагрузки и силы трения на обоих пятнах контакта, а также акустическая эмиссия.

Испытания методом трения перекрещивающихся цилиндрических образцов дают возможность быстро получить необходимую информацию о механических и триботехнических свойствах покрытий или компактных материалов, определить область рационального их применения, оптимизировать технологический процесс нанесения покрытия с целью получения покрытий с требуемыми триботехническими свойствами. Испытания по такой схеме являются модельными для ряда подвижных сопряжений реальных машин, так как они воспроизводят характерные для них условия макроконтрактивования. Испытания образцов с покрытиями весьма информативны для зубчатых зацеплений различных типов, для подшипников качения и других сопряжений с точечным и линейным контактом.

---

\* Семенов А.П. Схватывание металлов. - М.: Машгиз, 1958. - 280 с.

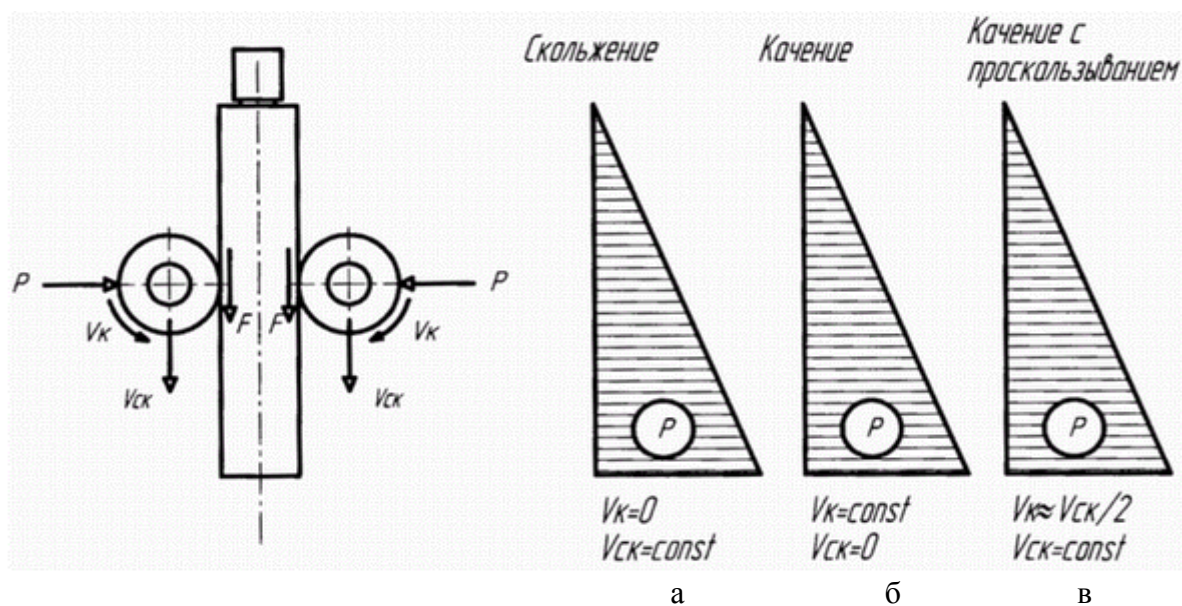


Рис.1. Схема испытаний на трение перекрещивающихся цилиндров:  
 а – испытание на трение скольжения; б – испытание на трение качения;  
 в – испытание на трение качения с проскальзыванием.  
 P – нагрузка, V<sub>ск</sub> – скорость относительного перемещения образцов,  
 V<sub>к</sub> – скорость качения, F – сила трения, действующая на вертикальный образец

Созданный трибологический стенд ТС-1 предусматривает проведение испытаний при увеличивающейся по прямолинейному закону нагрузке при скольжении (рис. 1а), качении (рис. 1б), качении с проскальзыванием (рис. 1в). При испытаниях на трение скольжения короткие образцы скользят по длинному образцу. Поверхности трения длинного образца при этом непрерывно обновляются. Трение же коротких образцов происходит по одному и тому же месту. В ходе испытаний на трение качения короткие образцы катятся по длинному образцу; в этом случае поверхности трения в зоне контакта образцов непрерывно обновляются. При испытаниях по схеме трения качения со скольжением (проскальзыванием) короткие образцы скользят по длинному образцу и при этом поворачиваются навстречу друг другу с окружной скоростью, примерно в два раза меньшей, чем скорость относительного перемещения коротких образцов относительно длинного. Поверхности трения всех образцов в процессе испытания непрерывно обновляются. Это испытание, по существу, включает в себя бесчисленное множество экспериментов по трению, осуществляемых во всем диапазоне выбранных нагрузок при одинаковом исходном состоянии поверхностей трения образцов. Такая схема испытаний выгодно отличается от чистого скольжения образцов, при котором первые образовавшиеся при малых нагрузках повреждения поверхностей влияют на весь последующий ход испытания.

Испытания могут проводиться как при сухом трении, так и в присутствии смазочного материала.

Трибологический стенд ТС-1 состоит из трех блоков (рис. 2): испытательного стенда 1, контрольной стойки 2 и стола оператора 3.

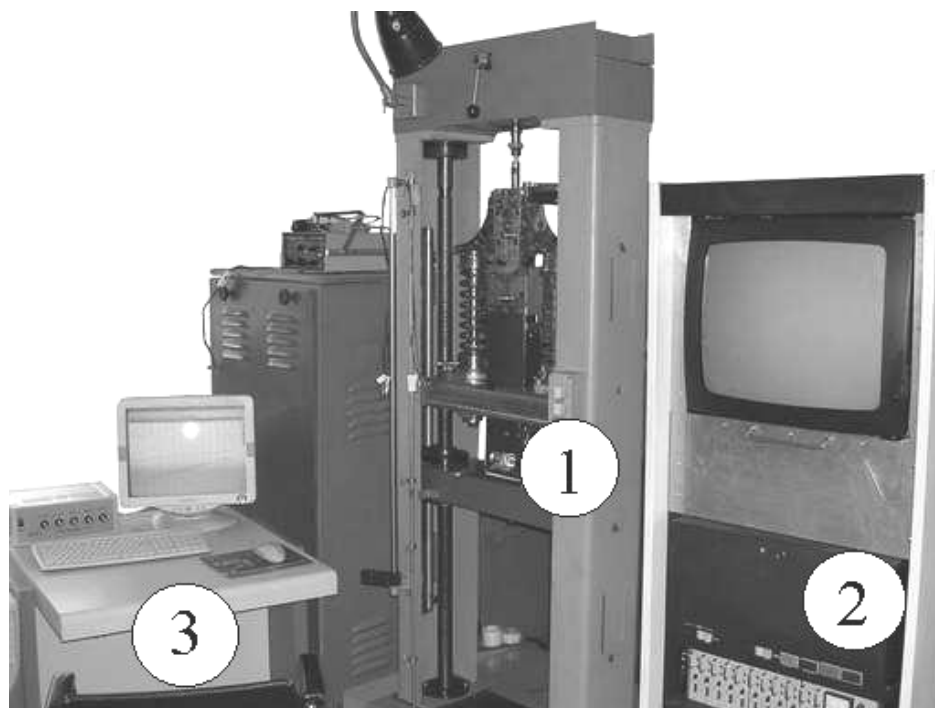


Рис. 2. Трибологический стенд ТС-1:

1 – испытательный стенд; 2 – контрольная стойка; 3 – стол оператора

Конструктивная схема стенда, созданного на базе разрывной машины ИР 2055 Р-0.5, приведена на рис. 3. Неподвижный вертикальный образец 8 помещается в держатель 6, обеспечивающий возможность самоустановки образца. Образец можно поворачивать вокруг своей оси, чтобы при следующем эксперименте трение осуществлялось по новому следу. Держатель 6 ввинчивается в закрепленный на балке рамы 3 датчик 15, фиксирующий суммарную силу трения на обоих участках контакта образцов. Установленные на осях горизонтальные образцы 7 закрепляются в щеках 5; щеки, в свою очередь, установлены на подвижной траверсе 1 на осях и имеют возможность поворачиваться на них, сближаясь или удаляясь друг от друга. При смыкании щек происходит контакт горизонтальных образцов 7 и неподвижного вертикального образца 8. Усилие, смыкающее щеки, прикладывается с помощью двух пружинных блоков 4. Блок состоит из винтовой и плоской пружин, установленных на опоре со штоком на неподвижной траверсе 2.

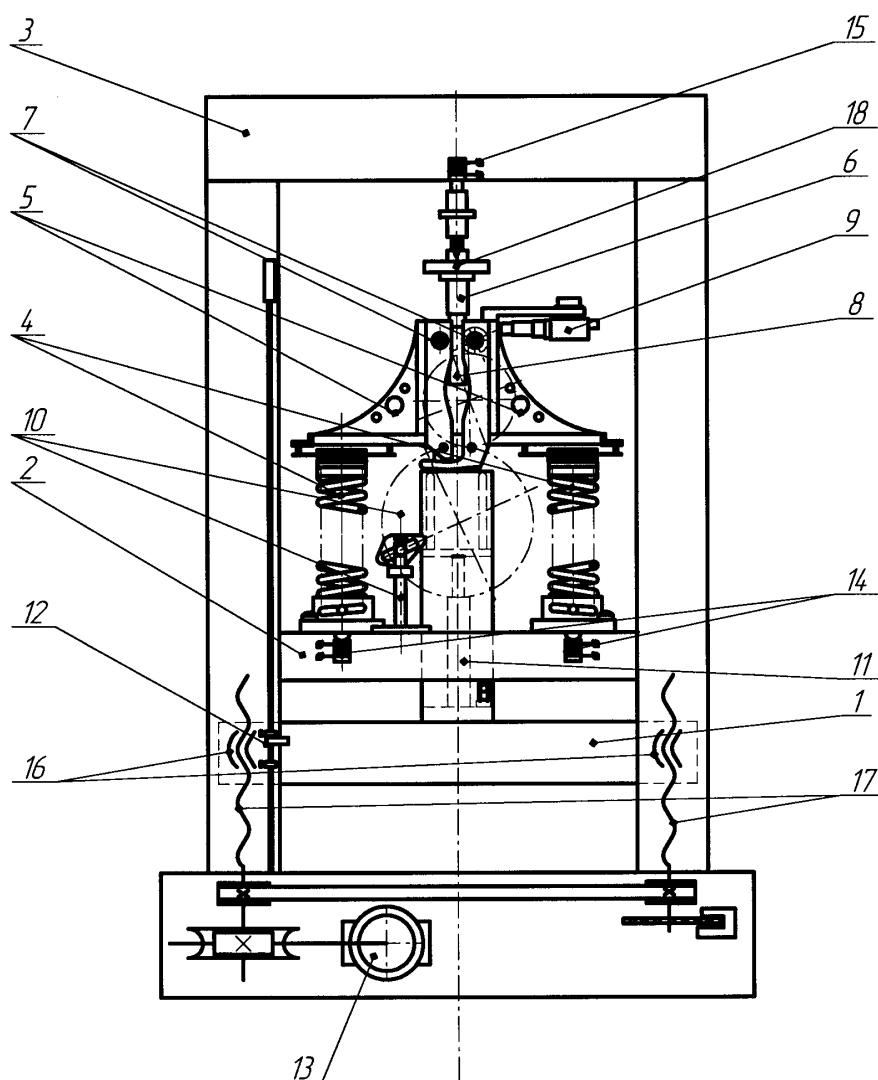


Рис. 3. Конструктивная схема испытательного стенда:

- 1 - подвижная траверса, 2 - неподвижная траверса, 3 - рама, 4 - пружинные блоки,  
 5 - щеки, 6 - держатель вертикального образца, 7 - горизонтальные образцы,  
 8 - вертикальный образец, 9 - система визуализации зоны трения,  
 10 - система приведения во вращение коротких образцов, 11 - гидравлическое устройство,  
 12 - упор, 13 - электродвигатель, 14 - датчики нагрузки, 15 - датчик силы трения,  
 16 - гайки ходовых винтов, 17 - ходовые винты, 18 - датчик акустической эмиссии

Приложение нагрузки осуществляется следующим способом: в начальный момент щеки разведены и опираются на пружины устройства нагружения. После пуска электродвигателя 13 вращение передается на ходовые винты 17, которые через гайки 16 приводят подвижную траверсу 1 с закрепленными на ней щеками 5 и горизонтальными образцами 7 в движение вниз. Двигающиеся вниз щеки горизонтальными опорными поверхностями начинают взаимодействовать с пружинными блоками, установленными на неподвижной опоре, в результате чего щеки поворачиваются на

своих осях навстречу друг к другу, приводя образцы в контакт. По мере движения траверсы вниз деформация пружин, сближение щек и нагрузка в контакте образцов возрастают.

Максимальное усилие, обеспечиваемое устройством нагружения, зависит от жесткости пружин. В комплект установки входят винтовые пружины с жесткостью 20 и 50 кН/м, развивающие максимальную нагрузку соответственно 800 Н и 2000 Н при сжатии на 40 мм (что соответствует длине дорожки трения на стандартном вертикальном образце).



Рис. 4. Испытательные образцы:  
1 – короткие (горизонтальные) образцы,  
2 – длинный (вертикальный) образец

Вид образцов для испытаний по схеме перекрещивающихся цилиндров приведен на рис. 4. Длина рабочей части типового вертикального образца 45 мм. Конструкция стенда позволяет применять образцы с длиной рабочей части до 100 мм. Диаметр вертикального и горизонтальных образцов – 16 мм.

В результате эксперимента на вертикальном образце остаются следы от взаимодействия с горизонтальными образцами - пара дорожек трения. На каждом длинном образце может быть проведено до двенадцати экспериментов, если после каждого испытания поворачивать образец в держателе на 15°. После испытаний на трение скольжения на каждом горизонтальном образце остается круглый отпечаток, при трении качения и качения с проскальзыванием – след в виде дорожки трения.

Количество экспериментов, проводимых на одной паре горизонтальных образцов, зависит от типа испытаний – одно испытание при трении качения, до двух в случае трения качения с проскальзыванием и до двенадцати испытаний на трение скольжения. Предусмотрена возможность позиционирования коротких образцов вдоль их оси, что позволяет увеличить количество испытаний на одном комплекте образцов.

Для реализации схемы трения качения с проскальзыванием используется механическая система приведения во вращение коротких образцов 10 (рис. 3), представляющая собой систему шестерен и штанг. При перемещении траверсы 1 с закрепленными на ней шестернями вниз штанга, одним концом установленная на неподвижной траверсе, а вторым концом находящаяся в зацеплении с пазом нижней шестерни посредством ползуна,

приводит ее к проворачиванию вокруг оси. Движение передается от нижней шестерни к верхней; верхняя шестерня приводит во вращение ось короткого образца. Особенностью работы такого механизма является зависимость скорости зубчатых колес (следовательно, и коротких образцов) от их положения относительно штанги. Отношение линейной скорости вращения точек поверхности коротких образцов к скорости их относительного перемещения (коэффициент проскальзывания) в ходе эксперимента на трение качения с проскальзыванием изменяется от 0,46 до 0,52 (т.е.  $V_k \approx 0,5V_{ск}$ ).

При проведении экспериментов на трение качения шестерни снимаются. Тогда в ходе эксперимента короткие образцы свободно катятся по длинному образцу (для этого режима испытаний горизонтальные образцы устанавливаются на специальные оси с подшипниками качения). В случае проведения испытаний на трение скольжения нижняя пара колес снимается, а верхние колеса заклиниваются с помощью штифтов.

Измерение приложенной нагрузки и силы трения осуществляется с помощью тензометрических датчиков 14 и 15 сжатия/растяжения S2-500. В процессе нагружения сигналы с датчиков поступают через аналого-цифровой преобразователь в компьютер. На компьютере сигнал записывается специальной программой и отображается в реальном времени на экране в виде графиков зависимостей нагрузки и силы трения от времени. Для проведения тарировки датчиков нагрузки на стенд устанавливается устройство для тарировки, производится нагружение датчика грузом известной массы и калибровка регистрируемого сигнала в программном обеспечении. Для тарировки датчика силы трения проводится нагружение датчика грузом известной массы при помощи тарировочного подвеса с последующей калибровкой в регистрирующей программе.

Для регистрации сигналов датчиков стенда используется компьютер с блоком аналого-цифрового преобразователя (АЦП), служащего для оцифровки сигналов с определенной частотой дискретизации. АЦП принимает на вход сигналы от датчиков нагрузки, силы трения, акустической эмиссии и датчика числа оборотов ходового винта (для фиксирования скорости перемещения траверсы). Прибор работает в частотном диапазоне 1... 500000 Гц. В качестве программного обеспечения для регистрации сигналов используется программа "ConAn". Программа ведет одновременную запись сигналов всех датчиков и имеет широкие возможности визуализации и обработки полученных данных. Информация записывается в виде зависимостей нагрузки и силы трения от времени. Зарегистрированные данные могут быть подвергнуты статистической обработке, строятся графики зависимостей силы и коэффициента трения от нагрузки (рис. 5) и т.д.

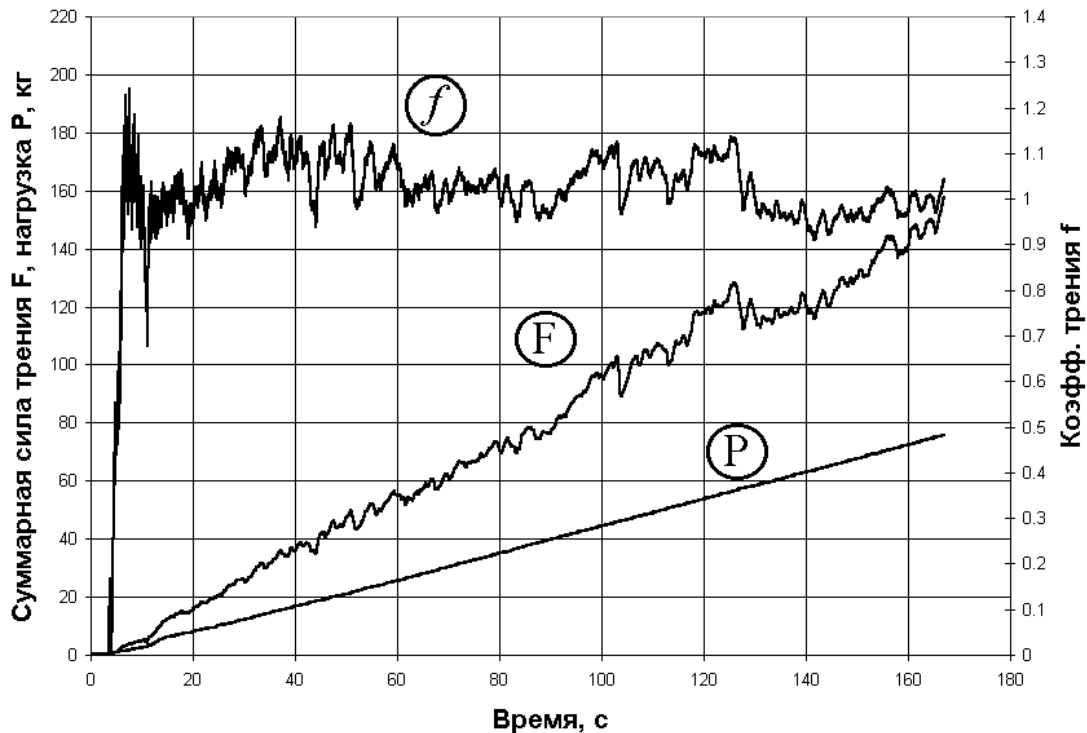


Рис. 5. Пример обработанной записи сигналов датчиков силы трения и нагрузки

Скорость относительного перемещения образцов плавно регулируется от 5 до 150 мм/мин. Также предусмотрен режим работы двигателя, обеспечивающий перемещение траверсы со скоростью 225 мм/мин (режим ускоренного хода, используемый для быстрого возврата траверсы после эксперимента).

Стенд оснащен системой автоматического выключения двигателя 13 при завершении эксперимента. Это достигается с помощью упора 12, закрепленного на подвижной траверсе 1, и концевых выключателей, расположенных на раме стенда.

Для разведения в стороны щек, уже находящихся под нагрузкой, используется гидравлическое устройство 11. Оно необходимо для того, чтобы после проведения эксперимента при возврате траверсы со щеками и образцами в исходное верхнее положение не происходило трение коротких образцов по длинному образцу.

Система визуализации дорожки трения 9 позволяет получать изображение рабочей зоны вертикального образца непосредственно во время эксперимента. Для наблюдения используется цифровая камера, жестко закрепленная на правой щеке стенда с помощью оснастки и сфокусированная на образце. Видеосигнал от камеры поступает на антенный вход телевизора, расположенного в контрольной стойке, и на вход видеокарты

компьютера. Телевизор необходим для просмотра дорожки трения в реальном времени, на компьютере производится запись изображения с помощью программ захвата видео. Впоследствии из файла видеозаписи можно делать отдельные изображения поверхности трения (рис. 6).

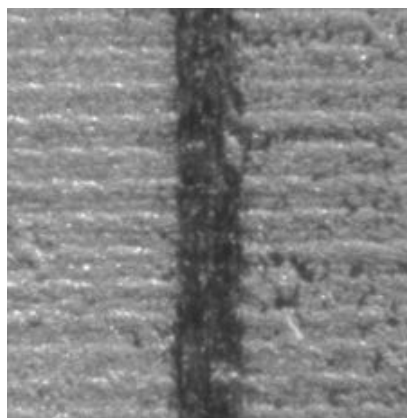


Рис. 6. Изображение дорожки трения, получаемое в ходе эксперимента

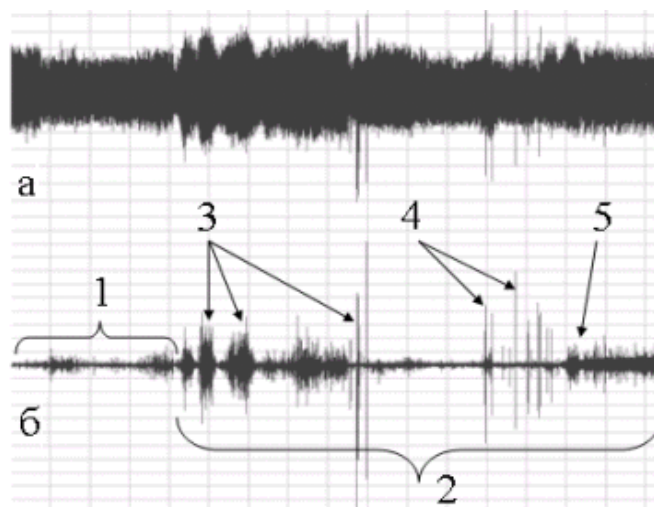


Рис. 7. Осциллограмма акустической эмиссии: а - исходная запись АЭ; б - фильтрованная запись.

- 1 – период холостой работы двигателя;
- 2 – период контактирования образцов;
- 3 – результат контактирования с локальными дефектными областями покрытия;
- 4 – образование первых трещин;
- 5 – разрушение покрытия

Одним из перспективных методов исследования процессов контактирования твердых тел является метод контроля акустической эмиссии (АЭ), основанный на регистрации упругих колебаний, излучаемых объектом контроля под воздействием нагружения в результате локальной динамической перестройки внутренней структуры материала. Система регистрации АЭ, установленная на стенде ТС-1, состоит из: пьезоэлектрического датчика 18 (рис. 3), предусилителя, аналого-цифрового преобразователя и компьютера. Регистрация данных возможна по двум схемам. В первой схеме запись идет через АЦП и параллельный порт компьютера с дальнейшей обработкой данных в программе «СonAn». По второй схеме данные идут через звуковую карту компьютера с последующей обработкой в профессиональных звуковых редакторах. Пример записи сигнала системой регистрации АЭ в ходе эксперимента на трение скольжения образца с покрытием из оксида хрома приведен на рис. 7.

При обработке результатов эксперимента проводится комплексный анализ полученных данных,



включающих зависимости коэффициента и силы трения от времени или нагрузки, результаты обработки данных системы регистрации акустической эмиссии и изображения дорожки трения образцов.

Анализируя характер повреждений поверхностей образцов и сопоставляя его с величинами коэффициента трения и контактной нагрузки, исследователь получает конкретные качественные и количественные трибологические характеристики исследуемого материала (значения коэффициента трения при различных уровнях нагрузок, нагрузка до разрушения покрытия или первой трещины и т.д.). Возможность проведения целой серии экспериментов на одной паре образцов позволяет с наименьшими затратами времени и материалов получить большую статистическую подборку данных.

Таким образом, на основе известной методики экспресс-оценки трибологических свойств материалов при трении перекрещивающихся цилиндрических образцов разработан и создан современный трибологический стенд, обеспечивающий возможность комплексного экспресс исследования механических и триботехнических характеристик компактных материалов, тонких покрытий и модифицированных слоев. Оснащение стенда современными средствами регистрации данных и возможность их комплексного анализа обеспечивают высокую информативность и эффективность проводимых испытаний.

УДК 621.891

Ю.Н. Васильев, В.А. Фуголь  
ФГУП НИИГрафит, г. Москва

## **МЕХАНИЗМ СУХОГО ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ И КАЧЕНИЯ И ТРЕНИЯ С ГРАНИЧНОЙ СМАЗКОЙ**

Предлагаемая математическая модель процесса трения основана на следующих предпосылках:

- Работа силы трения тратится только на разрыв адгезионных связей и образование продуктов износа. Работа электризации, пластической деформации, возбуждение вибрации, звуковой эмиссии и др. в данной модели не учитывается.
- В предлагаемой модели рассматривается только внешнее трение.
- Поверхность твердых тел не гладкая и не однородная. На поверхности имеются макроотклонения формы, волнистость, микрошероховатость и субмикрошероховатость [1].

- Как показывают рентгенографические исследования, металлы, сплавы, соли, углеродные материалы и некоторые полимеры являются поликристаллами, которые состоят из идеальных кристаллов (кристаллитов или блоков мозаики) [2-4]. По нашим оценкам плотность связей на границах кристаллитов на 2-3 порядка ниже, чем в кристаллите. Кристаллиты являются наименьшим элементом структуры. При пересечении контакта границ кристаллитов происходит нарушение контакта.

- Контактное взаимодействие поверхностей твердых тел осуществляется в точках фактического контакта, которые при трении возникают и исчезают. При образовании контакта поверхность системы уменьшается, а при разрыве контакта поверхность системы увеличивается. Нарушение контакта происходит при пересечении впадин, границ зерен и дислокаций и при пересечении границ кристаллитов. Кристаллит является наименьшим элементом структуры. Поэтому принято, что средний путь контакта от образования до разрыва равен размеру кристаллита.

- Условием внешнего трения является наличие в зоне контакта положительного градиента механических свойств [5]. Поэтому характер трения определяется видом связи, возникающей на контакте, и величиной площади фактического контакта.

Нами принято, что взаимодействие на контакте осуществляется за счет дисперсионных связей. Их энергия не превышает 2...40 кДж/моль [6].

Как показали исследования школы Н.Б. Демкина [1], обычно площадь фактического контакта при трении не превышает нескольких процентов от номинальной площади.

Для образования на контакте химической или металлической связи необходимо преодоление энергетического барьера, что возможно лишь при высокой температуре [7].

Энергия этих связей высока (200...800 кДж/моль [6]), поэтому их образование сопровождается схватыванием и заеданием.

- Работа силы трения идеальных бесконечных кристаллов, если пренебречь изнашиванием, равна нулю. Об этом свидетельствуют расчеты энергии взаимодействия плоскостей кристаллов графита, меди, алюминия и железа [8, 9]. Оказалось, что при кручении плоскостей идеальных кристаллов на произвольный угол энергия взаимодействия практически постоянна. Это подтверждают результаты исследования теплоемкости бензола, адсорбированного на графитированной саже. Крупные молекулы, адсорбированные на графите, находятся в состоянии двумерного газа. Это связано с тем, что для них поверхность кристаллов эквипотенциальна. Об этом же свидетельствует высокая подвижность молекул, адсорбированных на поверхности твердых тел [10].

- Трение – необратимый процесс. При трении работа (организованная форма движения) превращается в теплоту (хаотическое движение частиц),

и часть этой работы расходуется на образование продуктов износа.

При перемещении контакта по поверхности трения работа тратится на разрыв адгезионных связей  $A_a$  и на образование продуктов изнашивания  $A_n$ . При усталостном изнашивании образование продуктов изнашивания происходит вследствие разрыва когезионных связей под поверхностью трения, где тангенциальные напряжения максимальны [5]. Таким образом, при трении имеют место два процесса, разделенных в пространстве.

Это нашло свое отражение в форме биномиальных законов Кулона (1), Б.В. Дерягина (2) и Крагельского - Михина (3) [1]:

$$F = A + BP, \quad (1)$$

где  $F$  – сила трения,  $A$  и  $B$  – константы,  $P$  – нагрузка;

$$\tau_m = \tau_0 + \beta P, \quad (2)$$

где  $\tau_m$  – сила трения,  $\tau_0$  и  $\beta$  – константы;

$$f = \frac{\tau_0 \eta}{P} + \beta, \quad (3)$$

где  $\tau_0$  и  $\beta$  – константы,  $\eta$  – площадь фактического контакта. В уравнение Крагельского - Михина входит и деформационная составляющая, которой в большинстве случаев можно пренебречь.

• Работу силы трения на разрыв адгезионных связей находили при анализе кругового процесса в закрытой системе.

В круговом процессе система возвращается в исходное состояние. Работа в таком процессе равна теплоте. Применение для анализа закрытой системы позволяет проконтролировать количество теплоты и работы, которые прошли через границу в ходе кругового процесса. И если известна работа, то можно найти теплоту, и наоборот.

Для расчета адгезионной составляющей работы силы трения при сухом трении принимали, что система состояла из деформирующего выступа одной поверхности и приповерхностного слоя второй поверхности. Система была отделена от окружающей среды воображаемой границей. Через границу подводилась работа и отводилась теплота.

Круговой процесс состоял из трех стадий: 1 – образования контакта; 2 – перемещения выступа по деформируемой поверхности; 3 – нарушения контакта.

1. При сближении на равновесное расстояние между поверхностью выступа и контактирующей поверхностью возникали дисперсионные связи, и выделялась теплота  $\delta q$ , равная энергии взаимодействия. При этом поверхность системы уменьшалась на удвоенную площадь фактического контакта. Теплота через оболочку рассеивалась в окружающее пространство.

2. Контакт перемещался по поверхности кристаллита. Перемещение

контакта вдоль кристаллита не требует работы.

3. Контакт нарушился при пересечении границы кристаллита, зерна, дислокации. Система вернулась в исходное состояние. Поверхность системы увеличилась на удвоенную площадь фактического контакта. В соответствии с [11] работа увеличения поверхности сосуществующих фаз

$$\delta A = \sigma ds = \sigma 2\eta,$$

где  $\sigma$  – поверхностная энергия,  $\eta$  – фактическая площадь контакта,  $s$  – поверхность системы.

На пути трения  $l$  м этот процесс повторяется  $l/L$  раз, где  $L$  – средний размер кристаллита. Отсюда работа силы трения на разрыв адгезионных связей будет

$$A_a = \frac{2\sigma\eta}{L}.$$

Константа  $\tau_0$  уравнения Крагельского имеет смысл силы трения при разрыве адгезионных связей, отнесенной к площади фактического контакта. Для сухого трения

$$\tau_0 = \frac{2\sigma}{L}.$$

Экспериментальные и расчетные значения  $\tau_0$  представлены в таблице 1.

Таблица 1. Расчетные и экспериментальные значения  $\tau_0$

Материал	$L, \text{нм}$	$\sigma, \text{Н/м}$	$\tau_{0 \text{ расч.}}, \text{МПа}$	$\tau_{0 \text{ эксп.}}, \text{МПа}$
Cu	220	1,77	13,0	16,8
Ni				
НВ = 1050 МПа	400	1,77	8,9	14,7
НВ = 1800 МПа	124		28,6	37,8
Mo	200	1,9-2,1	28,6	37,7
Графит	60	1,2	40	61-45
Стеклоуглерод	5	1,2	530	450-700
Высокомолекулярный полиэтилен	92-23	0,032	0,75-2,3	0,47-1,3

Данные по размеру кристаллитов Cu, Ni, Mo были получены Л.М. Рыбаковой из уширения рентгеновских дифракционных линий [3]. Значения удельной адгезии металлов и полиэтилена были получены Ляпиным [12], графита и стеклоуглерода – авторами статьи. Величины поверхностного натяжения взяты из работ [13, 14].

Из приведенных данных следует, что расчетные и экспериментальные значения константы  $\tau_0$  в пределах ошибки измерений совпадают. Значения поверхностного натяжения у полиэтилена и металлов различаются почти на два порядка. Размеры кристаллитов у стеклоуглерода и металлов разли-

чаются в тех же пределах. Это, по нашему мнению, исключает возможность случайных совпадений и свидетельствует об адекватности предложенной модели для расчета адгезионной составляющей работы силы сухого трения.

При трении качения без проскальзывания нарушение контакта происходит однократно. Поэтому удельная адгезия будет ниже в  $1/L$  раз, и иметь величину порядка  $1 \cdot 10^{-5}$  МПа. Это объясняет, почему трение качения настолько ниже трения скольжения.

Прежде чем производить расчет адгезионной составляющей, рассмотрим состояние адсорбированных молекул в смазочном слое. В трибологии в настоящее время принято [1], что адсорбированные на поверхности трения молекулы поверхностно-активных веществ ориентированы перпендикулярно поверхности и препятствуют созданию металлического контакта.

Такое объяснение противоречит современным представлениям о конфигурации линейных органических молекул и состоянии адсорбированных молекул на поверхности [15].

Атомы углерода в стеариновой кислоте и других линейных молекулах связаны друг с другом ковалентными  $\sigma$ -связями. Это обуславливает тетраэдрическое расположение заместителей, причем угол между направлениями  $\sigma$ -связей составляет  $109^\circ 28'$ . Группы  $-\text{CH}_2-$  могут вращаться вокруг направления соединяющей их химической связи, поэтому конформация свободно сочлененной цепи имеет вид, представленный на рис. 1.

Вытянутая структура имеет минимальную энтропию и поэтому вероятность пребывания молекулы в таком состоянии минимальна (рис. 2).



Рис. 1. Конформация цепи с фиксированными связями

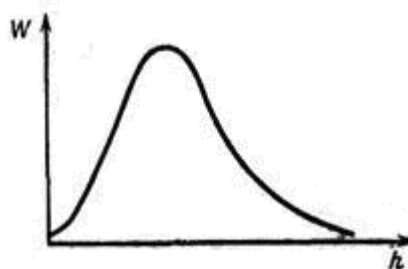


Рис. 2. Вероятность распределения молекул  $w$  по расстояниям между их концами  $h$

Расчет адгезионной составляющей работы силы трения с граничной смазкой был основан на следующих предположениях:

- 1) нормальное давление на контакте равно противодействию смазочного слоя в каждой точке контакта;
- 2) смазочный слой находится в равновесии с парами адсорбата в газовой фазе;

3) нормальное давление на контакте распределено в соответствии с уравнением Герца для упругого контакта;

4) контактный зазор считается микропорой, адсорбция в которой описывается уравнением Дубинина - Радушкевича;

5) адгезионная составляющая работы силы трения определялась из анализа кругового процесса образования и нарушения контакта в закрытой термодинамической системе.

Механизм трения с граничной смазкой был рассмотрен на примере трения графита, низкое трение которого является частным случаем трения с граничной смазкой. Выбор графита был обусловлен наличием большого объема экспериментальных данных по адсорбции на его поверхности паров различных веществ и результатов исследований влияния адсорбции на трение и изнашивание. Полученные закономерности и методы расчета могут быть в полной мере применены и для трения металлов в жидкостях. В этом случае в закрытую систему необходимо включить смазочный слой на контакте, жидкость и газовую фазу над ней. При равновесии дифференциалы химического потенциала адсорбата в смазочном слое, жидкости и газовой фазе будут равны.

Первые три положения очевидны и, по нашему мнению, не нуждаются в разъяснении.

На четвертом остановимся подробно.

Взаимодействие поверхностей на контакте удовлетворительно описывается потенциалом Бэкингема [6]

$$U = -Cr + Be^{-r/\rho},$$

где  $C$ ,  $B$  и  $\rho$  – константы.

В точках фактического контакта при сближении поверхностей от 0,7 до 0,35 нм действуют силы притяжения. На расстоянии 0,35 нм силы притяжения уравновешивают силы отталкивания. Это расстояние соизмеримо с размерами молекул.

Физическая адсорбция вызывается теми же молекулярными силами. Адсорбция на плоской поверхности удовлетворительно описывается уравнением Брюнауэра, Эметта и Теллера (сокращенно БЭТ).

$$\theta = \frac{Cp/p_s}{(1 - p/p_s)[1 + (C-1)p/p_s]},$$

где  $\theta$  – степень заполнения поверхности,  $p/p_s$  – отношение парциального давления к давлению насыщенного пара,  $C$  – константа. Изотерма адсорбции БЭТ представлена на рис. 3.

Из рис. 3 видно, при  $p/p_s \approx 0,1$  наблюдается перегиб кривой, который соответствует образованию адсорбированного монослоя. Поскольку размеры молекул известны, изотерма позволяет определить величину поверхности. Этим мы воспользовались для определения размеров продуктов износа.

Ранее упоминалось, что величина зазора на контакте соизмерима с размерами молекул. Поэтому адсорбция на контакте существенно отличается от адсорбции на плоской поверхности. Дело в том, что адсорбированные молекулы, находящиеся между контактирующими поверхностями, находятся в поле обеих поверхностей. Поэтому зазор на контакте представляют собой микропору.

По классификации М.М. Дубинина [16] к микропорам относятся поры диаметра менее 1,2 нм. Зависимость теплоты адсорбции паров бензола на гладкой поверхности графитированной сажи и на микропористом сорбенте (активированном угле) представлена на рис. 4. Видно, что теплота адсорбции в микропорах более чем в два раза превышает теплоту адсорбции на плоской поверхности.

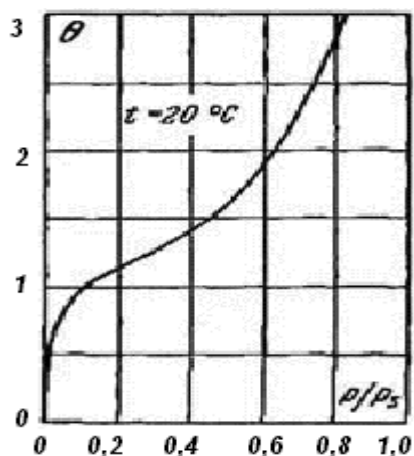


Рис. 3. Изотерма адсорбции БЭТ

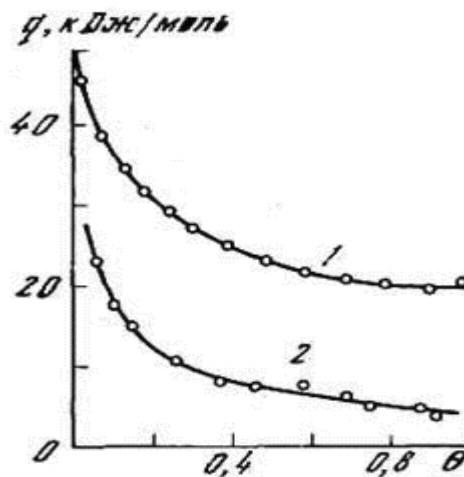


Рис. 4. Зависимость теплоты адсорбции бензола  $q$  от степени заполнения  $\theta$ : 1 – на микропористом сорбенте (активированном угле); 2 – на непористом сорбенте (графитированной саже)

При этом адсорбция в микропорах при малых степенях заполнения на два порядка превышает адсорбцию на плоской поверхности.

Для описания адсорбции в микропорах Дубининым совместно с Радукевичем предложено эмпирическое уравнение, обобщающее результаты нескольких тысяч экспериментов с разными сорбентами и адсорбатами

$$a = a_0 \exp \left\{ - \left( \frac{RT \ln(p_s / p_g)}{\beta E_0} \right)^2 \right\}, \quad (4)$$

где  $\beta = \frac{V_{жс}}{V_0}$  и  $E_0 = \frac{12}{x}$  кДж·нм,  $a$  – величина адсорбции;  $a_0$  – предельная величина адсорбции;  $R$  – газовая постоянная;  $T$  – абсолютная температура;  $p_s$  – давление насыщенного пара;  $p_g$  – парциальное давление адсорбата;  $V_{жс}$  – мольный объем жидкого адсорбата;  $V_0$  – мольный объем жидкого бензола;  $x$  – радиус поры, нм.

Из уравнения (4) видно, что адсорбция при уменьшении радиуса поры возрастает, а при увеличении снижается, а также адсорбция возрастает при увеличении размеров молекул адсорбатов.

Коэффициент трения в режиме перехода от сухого трения к трению с граничной смазкой можно представить в виде

$$f = f_{см}a + f_{сух}(1-a), \quad (5)$$

где  $\alpha$  – доля смазанной поверхности контакта;  $f_{см}$  – коэффициент трения с граничной смазкой;  $f_{сух}$  – коэффициент сухого трения. Для определения доли смазанной поверхности были рассмотрены условия механического и термодинамического равновесия на контакте. Принято, что пятна фактического контакта образуют адсорбционную систему (рис. 5), в которой мгновенно устанавливается механическое и термодинамическое равновесие. Стенки пор приведенной адсорбционной системы подвижны в отличие от стенок пор твердых пористых адсорбентов. При действии внешнего давления они могут сближаться до нулевого зазора. Адсорбированное вещество в порах создает противодействие  $p_r$ , уравновешивающее нормальное давление  $Q_r$ . Если  $p_r > Q_r$ , то стенки поры будут раздвигаться, одновременно уменьшится адсорбционный потенциал, часть вещества десорбируется; это приведет к уменьшению  $p_r$  до равенства с  $Q_r$ .

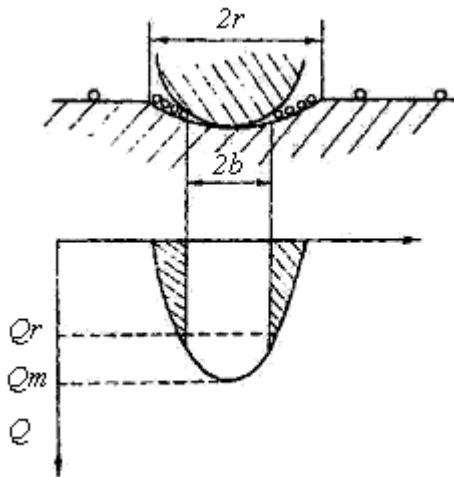


Рис. 5. Схема заполнения контакта адсорбированными молекулами и распределение давления на контакте

Если нормальное давление превышает расклинивающее давление, произойдет сближение стенок. Адсорбционный потенциал повысится, что увеличит адсорбцию. Однако равновесное сближение может происходить до некоторой минимальной ширины поры, по видимому, близкой к диаметру адсорбированной молекулы. При меньшей ширине поры адсорбция невозможна и стенки поры сближаются до нулевого зазора.

Таким образом, адсорбционная система в зоне трения рассматривается как эластичный пористый адсорбент, в котором при отсутствии адсорбата все микропоры закрыты. В присутствии паров адсорбата в газовой фазе часть пор остается открытой и заполненной адсорбированным веществом, создающим противодействие

$$p_r = Q_r. \quad (6)$$

На круговом контакте распределение давления по Герцу имеет вид

$$Q = Q_m [1 - (b/r)^2]^{1/2}, \quad (7)$$



где  $Q$  – нормальное давление,  $Q_m$  – максимальное давление в центре контакта,  $b$  – расстояние от центра;  $r$  – радиус пятна контакта. Давление на контакте растет от нуля на периферии до максимального значения в центре. Поэтому заполнение зазора па контакте начинается с периферии. Доля площади контакта, заполненная адсорбированным веществом, определяется из принятой геометрии круга

$$a = \frac{\pi r^2 - \pi b^2}{\pi r^2} = 1 - \frac{b^2}{r^2}. \quad (8)$$

Из уравнений (5) - (8) имеем

$$f = f_{сyx} + (f_{см} - f_{сyx}).$$

Величина противодействия, которое оказывает смазочный слой, была найдено из условий равновесия смазочного слоя и газовой фазы. Условием равновесного сосуществовании двух фаз одного и того же вещества при одинаковой и постоянной температуре, но различных давлениях является равенство дифференциалов их химических потенциалов

$$d\mu' = d\mu'',$$

отсюда Пойнтинг [17] предложил уравнение

$$v'dp' = v''dp'',$$

где  $\mu'$  и  $\mu''$  – химические потенциалы сосуществующих фаз;  $v'$  и  $v''$  – объемы сосуществующих фаз;  $p'$  – противодействие смазочного слоя на контакте и  $p''$  – парциальное давление паров адсорбата в газовой фазе. Считая адсорбат в газовой фазе идеальным газом, после интегрирования имеем

$$p_r = RT \int_0^{p_g} \frac{d \ln p_g}{V_a}.$$

Мольный объем адсорбата связан с объемом открытых пор соотношением

$$V_a = \frac{W_0}{a}.$$

Величина адсорбции определялась по уравнению Дубинина - Радускевича.

Величину предельной адсорбции  $a_0$  получали из уравнения (4) при  $V_a = V_{ж}$ . Подставляя выражение (4) и (6) в уравнение (5), после преобразований получим

$$p_r = \frac{RT}{V_{ж}} \int_0^{p_g} \exp \left\{ - \left[ \frac{7,33xRT \ln(p_s / p_g)}{V_{ж}} \right]^2 \right\} d \ln p_g$$

и окончательно

$$f = f_{\text{сyx}} + (f_{\text{см}} - f_{\text{сyx}}) \left( \frac{RT}{Q_m V_{\text{ж}}} \int_0^{p_g} \exp \left\{ - \left[ \frac{7,33xRT \ln(p_s / p_g)}{V_{\text{ж}}} \right]^2 \right\} d \ln P \right)^2. \quad (9)$$

Для удобства расчета уравнение (9) можно выразить через дополнительный интеграл вероятностей

$$f = f_{\text{сyx}} + (f_{\text{см}} - f_{\text{сyx}}) \left[ \frac{80,6 \cdot \operatorname{erfc}(z)}{Q_r x} \right]^2, \quad (10)$$

где  $z = 0,061 x T \ln(p_s / p) / V_{\text{ж}}$ . Здесь учтено, что  $Q_m = 1,5Q$ , поскольку давление в зоне контакта распределено по Герцу. Уравнение (10) содержит только одну неизвестную величину  $x$  – полуширину микропоры, которую можно найти из экспериментальных зависимостей коэффициента трения от парциального давления адсорбата. Поскольку в точке начала перехода  $f(p_{\text{min}}) = f_{\text{см}}$ , из выражения (10) имеем

$$80,6 \operatorname{erfc} [0,061xT \ln(p_s / p_{\text{min}}) / V_{\text{ж}}] = Q x.$$

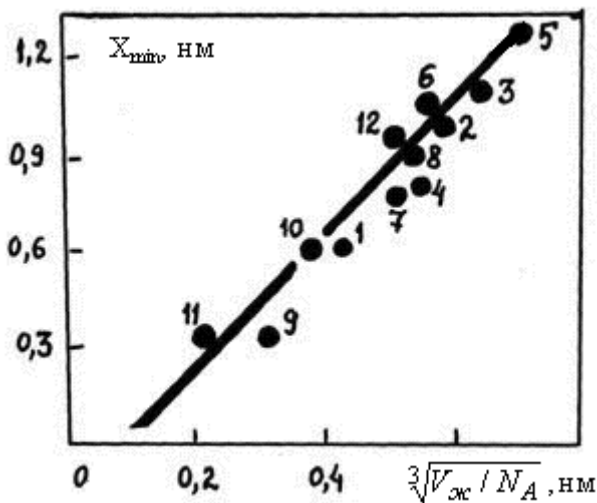


Рис. 6. Зависимость полуширины зазора от размера молекул адсорбатов: 1 - этанол; 2 - бутанол; 3 - октанол; 4 - салициловая кислота; 5 - стеариновая кислота; 6 - нафталин; 7 - фенол; 8 - гидрохинон; 9 - сера; 10 - хлористый аммоний; 11 - фосфорный ангидрид; 12 - глицерин ставит под сомнение гипотезу Гарди о частокле адсорбированных молекул на контакте. Абсолютные значения ширины зазора оказались близкими к размерам молекул. Это свидетельствует о правильности сделанных предположений.

Для расчета доли работы силы трения, которая расходуется на разрыв адгезионных связей при трении с граничной смазкой, был рассмотрен кру-

Зависимость полуширины зазора на контакте  $x$  от размера молекул адсорбатов в жидком состоянии, рассчитанного из выражения  $(V_{\text{ж}}/N_A)^{1/3}$ , представлена на рис. 6. Здесь  $V_{\text{ж}}$  – мольный объем жидкого адсорбата;  $N_A$  – число Авогадро.

Зависимость полуширины зазора от размеров молекул описывается корреляционной зависимостью (11) с коэффициентом корреляции 0,84:

$$x_{\text{min}} = 0,89 \sqrt[3]{V_{\text{ж}} / N_A} - 0,59 \text{ нм}. \quad (11)$$

Видно, что ширина зазора пропорциональна не длине, а размеру молекулы в жидком состоянии. Это дополнительно

говой процесс в закрытой системе. Система состояла из деформирующего выступа, приповерхностного слоя деформируемого тела и участка газовой среды, содержащей пары адсорбата и была отделена от окружающей среды воображаемой границей.

Круговой процесс состоял: 1) из образования контакта и создания на нем смазочного слоя из адсорбированных молекул; 2) перемещения контакта вдоль кристаллита; 3) нарушения контакта и десорбции адсорбированных молекул.

До образования контакта на поверхности имеются адсорбированные молекулы. Их количество соответствует изотерме адсорбции на плоской поверхности. До начала кругового процесса на поверхности трения были адсорбированы молекулы. Их количество определяется изотермой адсорбции на плоской поверхности (например, изотермой БЭТ). При их адсорбции была выделена теплота адсорбции  $n_s q_s$ . Здесь  $n_s$  и  $q_s$  – количество и дифференциальная теплота адсорбции на плоской поверхности. При образовании контакта в соответствии с уравнением Дубинина - Радушкевича в зазоре на контакте происходит дополнительная адсорбция молекул адсорбата. При этом выделяется теплота, равная разности произведений числа дополнительно адсорбированных на контакте молекул  $n_c$  на дифференциальную теплоту адсорбции на контакте  $q_c$  и теплоты адсорбции ранее сорбированных молекул на плоскую поверхность,

$$\delta q = n_c q_c - n_s q_s.$$

Выделившаяся теплота выходит через границу системы и рассеивается в окружающем пространстве. В системе устанавливается первоначальная температура.

Перемещение контакта вдоль кристаллита не требует затраты работы на разрыв образовавшихся адгезионных связей.

При пересечении границы кристаллита система возвращается в первоначальное состояние, когда на поверхности имеется то количество адсорбированных молекул, которое соответствует изотерме адсорбции на плоской поверхности. Для этого необходимо затратить работу на десорбцию лишних молекул, равную ранее выделившейся теплоте.

Таким образом, известно количество теплоты, выделившейся в закрытой системе при круговом процессе. Оно в соответствии с первым началом термодинамики равно количеству подведенной к системе работы

$$\delta A = n_c q_c - n_s q_s.$$

На пути  $l$  м работа силы трения на разрыв адгезионных связей

$$A = (n_c q_c - n_s q_s) / l.$$

Увеличение относительного давления адсорбата приведет к увеличению адсорбции на контакте и возрастанию коэффициента трения. При дальнейшем увеличении относительного давления рост адсорбции на плос-

кой поверхности уменьшит разность теплот адсорбции на контакте и плоскости, что приведет к снижению коэффициента трения.

Рассмотрим теперь работу силы трения, которая тратится на создание продуктов износа.

На границах кристаллитов плотность связей значительно ниже, чем в кристаллитах (по нашим оценкам для графита на 3 порядка), поэтому разрыв когезионных связей при усталостном изнашивании будет происходить преимущественно там.

Образование продуктов износа приводит к увеличению поверхности. Минимальная работа будет равна произведению поверхностного натяжения на увеличение поверхности. Однако в твердом теле разрыв связей сопровождается их рекомбинацией, поскольку атомы после разрыва связи не могут удалиться друг от друга на значительное расстояние. Процессу рекомбинации способствует также периодическое прохождение зоны сжатия, которую создает перед собой каждый микровыступ на контактирующей поверхности.

Разорванные связи мигрируют и скапливаются вдоль границ кристаллитов. По мере накопления разорванных связей на границах кристаллитов происходит отделение продуктов изнашивания. Для хрупких материалов продукты изнашивания должны представлять собой отдельные кристаллиты. Для металлов, склонных к пластической деформации, возможно объединение кристаллитов в более крупные образования.

Примем, что второй член биномиального закона трения Крагельского - Михина  $\beta$  равен коэффициенту трения, связанному с разрывом когезионных связей. Тогда при интенсивности изнашивания  $I$  работа, затраченная на изнашивание  $1 \text{ м}^2$  материала с плотностью  $d$  на пути  $1 \text{ м}$ , если удельная поверхность продуктов изнашивания  $S_{уд}$ , может быть представлена следующим образом:

$$A_{изн.} = \beta P = nIdS_{уд}\sigma,$$

где  $n$  – коэффициент рекомбинации разорванных связей. Отсюда

$$\beta = nIS_{уд}\sigma/P.$$

Из этого выражения следует, что  $\beta$  не может быть константой, но должна быть пропорциональна величине  $I/P$ . Соответствующая экспериментальная зависимость представлена на рис. 7. Значения  $\beta$  были найдены обработкой зависимостей коэффициентов трения и изнашивания графита МПГ-6 от нагрузки при разных значениях относительного давления адсорбатов  $p/p_s$  паров глицерина.

Из рис. 7 видно, что коэффициент  $\beta$  при увеличении интенсивности изнашивания возрастает на два порядка. Анализ полученной зависимости показал, что величины  $\beta$  и  $I/P$  коррелируют между собой с коэффициентом корреляции  $R = 0,73$ . По углу наклона было установлено, что  $n \approx 5 \cdot 10^3$  при  $\sigma = 400 \text{ Дж/м}^2$ .

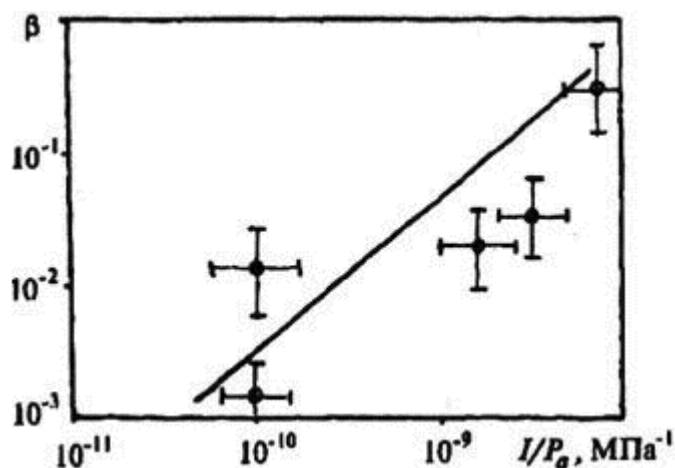


Рис. 7. Зависимость коэффициента  $\beta$  от отношения  $I/P$  для искусственного графита МПГ-6

Для проверки правильности сделанных предположений о механизме изнашивания был измерен размер продуктов износа графитовых материалов и ряда металлов. Имеется довольно большое число исследований по определению размеров продуктов износа, проведенных на оптических и электронных микроскопах. При таких исследованиях невозможно различить слипшиеся частицы. Поэтому эти результаты вызывают серьезные сомнения.

Мы измеряли удельную поверхность продуктов износа (отношения поверхности частиц к их весу) методом низкотемпературной адсорбции азота по уравнению БЭТ. Этот метод позволяет получить усредненные и достаточно воспроизводимые результаты.

Если принять, что продукты износа имеют кубическую форму, то средний размер ребра куба

$$c = 6/\rho S_{уд},$$

где  $\rho$  – плотность материала,  $S_{уд}$  – удельная поверхность.

Измерения удельной поверхности продуктов износа хрупких материалов: стеклоуглерода, карбонизованного материала, искусственного графита и цинка показали полное совпадение средних размеров продуктов износа со средним размером кристаллитов, найденных из уширения рентгеновских линий. Следует заметить, что в графитовых материалах атомы углерода в решетке связаны ковалентными связями. Это делает невозможным для них в отличие от большинства металлов пластическую деформацию. Оказалось, что размер продуктов изнашивания металлов Cu, Sn, Al, Армко-железа, Sb и Pb значительно превышает размеры кристаллитов, полученных на туннельном микроскопе (табл. 2).

Таблица 2. Сопоставление размеров продуктов износа и размеров кристаллитов

Материалы	Стеклоуглерод	Карбонизированный материал	Графит МПГ-6	Zn	Sn	Pb
Размер кристаллитов, нм	5	10	60	24.2	31	46
Размер продуктов износа, нм	5,5	11	59	30	188	2650

По-видимому, это связано с тем, что у пластически деформируемых металлов при всестороннем сжатии на поверхности трения происходит агрегация отделившихся продуктов износа.

Если размер продуктов износа совпадает с размером кристаллитов, можно ожидать, что интенсивность изнашивания при прочих равных условиях должна возрастать с увеличением размера кристаллитов.

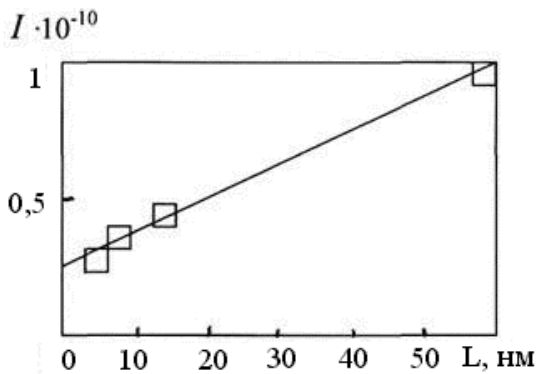


Рис. 8. Зависимость интенсивности изнашивания от размера кристаллитов углеродных материалов

коэффициент рекомбинации  $n$ , найденный из наклона прямой на рис. 8, оказался равным  $5 \cdot 10^3$ , что совпадает со значением, полученным из зависимости рис. 7.

Таким образом, выражение для  $\beta$  имеет вид

$$\beta = 6n\sigma I / PL,$$

и окончательное выражение для коэффициента сухого трения

$$f = \frac{2\sigma}{PL} (\eta + 3nI).$$

Сопоставление расчетных и экспериментальных значений коэффициентов сухого трения ряда металлов представлено в таблице 3. Эксперименты проводились на машине торцевого типа при нагрузках 0,1- 0,3 МПа при скорости 1 м/с в осушенном азоте. Измерения интенсивности изнашивания проводили до получения постоянных значений. Размеры кристаллитов определяли на туннельном микроскопе на поверхности трения после завершения испытаний.

Значения коэффициента  $\beta$  находили из экспериментальных зависимостей коэффициента трения от нагрузки. Коэффициент рекомбинации вычисляли из этих значений. Видно, что значения коэффициента рекомбинации варьируются в пределах одного порядка. Это практически не выходит за пределы ошибки измерений. Поэтому для инженерных расчетов коэффициента трения можно рекомендовать использовать значение  $n = 1 \cdot 10^4$ , учитывая сравнительно небольшой вклад коэффициента  $\beta$  в величину коэффициента трения. Это не может стать причиной большой погрешности.

Для проверки этого предположения была исследована интенсивность изнашивания стеклоглерода ( $L = 5$  нм), карбонизованного углеродного материала ( $L = 10$  нм) и искусственных графитов с  $L = 60$  нм и с  $L = 18,7$  нм при оптимальном значении относительного давления глицерина  $p/p_s$ . Полученные результаты представлены на рис. 8.

Из рисунка видно, что интенсивность изнашивания прямо пропорциональна размеру кристаллитов. Коэф-

Таблица 3. Значения коэффициентов сухого трения металлов

Характеристика	Cu	Sn	Al	Zn	Армко железо	Sb	Pb
Средний размер кристаллита $L$ , нм	27,8	31,2	36,1	24,2	29,6	35	35
Поверхностная энергия $\sigma$ , Дж/м <sup>2</sup>	1,35	0,52	0,86	0,78	1,8	0,36	0,36
Расчетные значения коэффициента трения $f$ при $P = 0,1$ МПа	0,54	0,88	0,38	0,43	0,69	0,44	0,44
Экспериментальные значения коэффициента трения	0,50	0,80	0,70	0,65	0,70	0,60	0,60
Интенсивность изнашивания $I$ , 10 <sup>-8</sup> м/м	0,78	3,8	11,3	5,8	20,3	73,0	73,0
Удельная поверхность продуктов износа $S_{\text{уд}}$ , м <sup>2</sup> /г	7,7	4,4	5,2	28	5,6	2,6	2,6
Средний размер продуктов износа, нм	87,5	187	427	30	135	348	2650
Коэффициент $\beta$	0,28	0,07	0,14	0,16	0,23	0,21	0,21
Коэффициент рекомбинации $n$ , 10 <sup>4</sup>	4,4	1,0	1,0	0,24	0,20	0,4	0,4

Расчетные (сплошные линии) и экспериментальные (точки) зависимости коэффициента трения от относительного давления паров представлены на рис. 9.

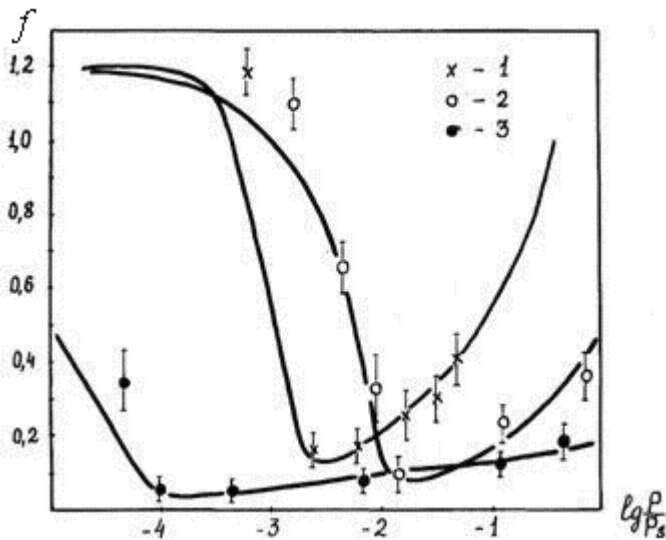


Рис. 9. Зависимость коэффициента трения материала МПГ-6 ( $T = 573\text{K}$ ,  $Q = 0,3$  МПа) от парциального давления паров:  
1 – фосфорного ангидрида; 2 – глицерина;  
3 – стеариновой кислоты

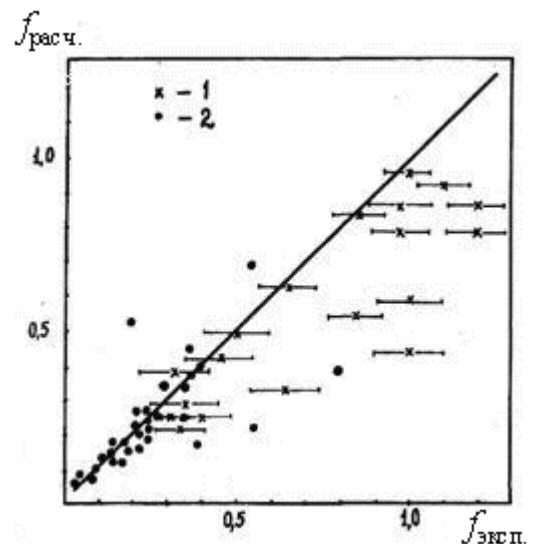


Рис. 10. Соответствие расчетных и экспериментальных значений коэффициента трения: 1 – в режиме трения без смазки и переходной области; 2 – в режиме граничной смазки

Сравнение расчетных и экспериментальных значений коэффициента трения при температуре  $T = 423...573$  К, контактном давлении  $Q = 0,3$  МПа в парах глицерина, этанола, бутанола, октанола, салициловой кислоты, стеариновой кислоты, гидрохинона, нафталина, фосфорного ангидрида и серы приведено на рис. 10. Совпадение расчетных и экспериментальных данных свидетельствует об адекватности предложенной модели сухого трения и трения с граничной смазкой.

### Библиографический список

1. Основы трибологии. Учебник для ВУЗов / Под ред. А.В. Чичинадзе – М.: Научный центр, 1995. – 778 с.
2. Уманский Я.С., Скаков Ю.А. Кристаллография, рентгенография и электронная микроскопия.- М.:Металлургия, 1982.
3. Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И. Структура и износостойкость металла. – М.: Машиностроение, 1982. – 212 с.
4. Искусственный графит / В.И. Костиков, В.С. Островский и др. – М.: Metallургия, 1986.
5. Кричевский И.Р. Понятия и основы термодинамики. М.: Химия, 1970. – 440 с.
6. Герасимов Я.И. Физическая химия. Т.1. М.: Химия, 1970.
7. Семенов А.П. О теории схватывания металлов // Теория трения и износа: Сб. научн. тр. – М.: Наука, 1965.
8. Горбунов Д.А. Адгезионное взаимодействие на контакте при трении графита. Дис. ... канд. хим. наук. М.: Гос. научно-исследовательский институт конструкционных материалов на основе графита НИИГРАФИТ, 1989.
9. Клиндер Л.Н., Горбунов Д.А. Моделирование случайных блужданий по границам зерен // ФММ. – 1986. Т.61. №6. – С. 1084-1088.
10. Березин Г.И. Теплоемкость и состояние адсорбированных веществ. Дис. ... докт. хим. наук. – М., 1974.
11. Авгуль Н.Н., Пошкус Д.П., Киселев А.В. Адсорбция газов и паров на однородных поверхностях // Изв. АН СССР. Сер. Химия, 1975. – С. 384-386.
12. Трение, изнашивание и смазка. Справочник. 1 т. – М.: Машиностроение, 1973.
13. Панасюк Н.Д., Фоменко В.С., Глебова Г.Г. Стойкость неметаллических материалов в расплавах. – Киев: Наукова Думка, 1986.
14. Высокотемпературные материалы // В.П. Елютин, В.И. Костиков и др. М.: Metallургия, 1973.
15. Тагер А.А. Физикохимия полимеров. – М.: Химия, 1978.
16. Дубинин М.М., Поляков Н.С. Неоднородные микропористые структуры и адсорбционные свойства углеродных адсорбентов // Изв. АН СССР. Сер. Хим. 1986. №9. – С.1932-1940.
17. Кричевский И.Р. Фазовые равновесия в растворах при высоких давлениях. М.: Госхимиздат, 1952. – 168 с.



УДК 621.82

А.Н. Болотов, С.В. Удалов  
Тверской государственный технический университет

### ВЛИЯНИЕ СКОЛЬЖЕНИЯ СТРУКТУРИРОВАННОЙ МАГНИТНОЙ ЖИДКОСТИ НА ТРЕНИЕ В ПОДШИПНИКАХ И УПЛОТНЕНИЯХ

Исследования, проведенные на модели магнитожидкостного узла трения и изложенные в [1], подтвердили эффект скольжения магнитной жидкости (МЖ) по твердой поверхности и показали возможные пути управления его величиной. Дальнейшие исследования были направлены на выяснение характера проявления эффекта в реальных узлах триботехнического назначения. Напомним, что важность проблемы высокого трения структурированной МЖ объясняется негативным влиянием этого явления на работу прецизионных механизмов.

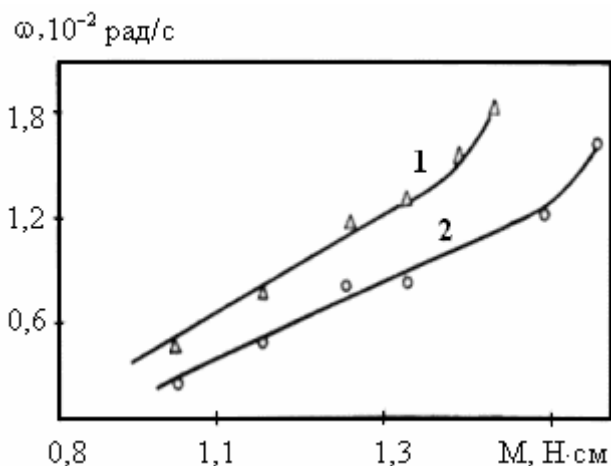


Рис. 1. Зависимость скорости вращения вала от вращающего момента:

- 1 – поверхность, покрытая алфаноксом;  
2 – чистая поверхность

При увеличении вращающего момента происходит пропорциональное увеличение скорости вращения. В этом интервале происходит внешнее трение МЖ и ее структура сохраняется. После того как вращающий момент достигает некоторого критического значения, начинается разрушение миксотропной структуры МЖ, и скорость вращения резко возрастает.

Модифицирование поверхности материала пяты следующим образом сказывается на ходе рассматриваемых зависимостей. Во-первых, уменьшается сила трения при скорости скольжения, стремящейся к нулю, т.е. трение в момент страгивания. Во-вторых, уменьшается сила трения скольже-

Для магнитожидкостатических подшипников (описание подшипника дано в [2]) определена достаточно информативная зависимость скорости вращения пяты от величины вращающегося момента (рис. 1). Измерения проводились после завершения процесса структурообразования в МЖ. В одних экспериментах поверхность, выполненная из дюрала, оставалась чистой, в других модифицировалась алфаноксом.

Качественно ход кривых не зависит от состояния поверхности трения. Вначале при увели-

ния во всей области скоростей, предшествующей разрушению структуры МЖ. В-третьих, разрушение структуры происходит при несколько меньших напряжениях. Этот факт не является очевидным и пока трудно объяснить. Возможно, сказывается активация процесса разрушения структуры теплом, генерируемым трением. При фиксированном вращающем моменте количество тепла, выделяемого в подшипнике с модифицированной поверхностью, больше из-за более высокой скорости вращения. Не исключено, что модификация поверхности облегчает образование первичных дефектов в структурной сетке МЖ, приводящих в дальнейшем к ее лавинообразному разрушению.

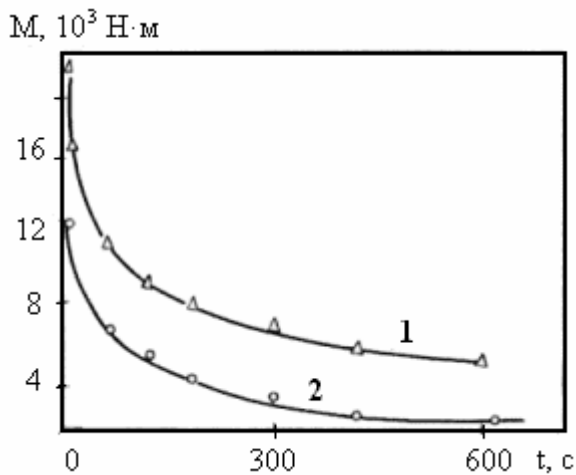


Рис. 2. Изменение момента трения после начала вращения: 1 – чистая поверхность; 2 – поверхность, покрытая алфаноксом

Динамика изменения момента трения в подшипнике после начала вращения с постоянной скоростью  $\omega = 0,2$  рад/с показана на рис. 2. В течение времени момент трения снижается в результате постепенного разрушения исходной структуры МЖ. Трение в подшипнике с модифицированной поверхностью меньше во всем временном диапазоне.

Традиционно считается, что в рассматриваемых условиях сопротивление вращению обусловлено внутренним трением в МЖ. Однако влияние на

трение состояния твердой поверхности свидетельствует о том, что происходит проскальзывание МЖ относительно поверхности. В действительности трение в подшипнике аддитивно складывается из внутреннего трения в МЖ и внешнего трения МЖ о твердую поверхность. Таким образом, открывается возможность уменьшения не только статического, но и динамического трения в подшипниках и уплотнениях, не изменяя вязкость МЖ. Для этого нужно усилить проскальзывание МЖ относительно твердой поверхности, т.е. уменьшить внешнее трение, изменяя свойства межфазной поверхности. Очевидно, величина относительного снижения трения достигается за счет эффекта скольжения МЖ, больше для высоковязких жидкостей, чем для низковязких.

Обнаружено аномальное влияние на трение при страгивании в магнитожидкостных уплотнениях (МЖУ) модифицирования поверхности вала никелем (рис. 3). Сравнялось трение чистого вала из стали 40Х и вала, покрытого электролитическим способом слоем никеля толщиной 8 мкм.

Если для уплотнения с чистым валом зависимость изменения силы трения при страгивании от времени структурирования МЖ имеет обычный вид (рис. 3), то для уплотнений с модифицированным валом наблюдается экстремальная зависимость силы трения.

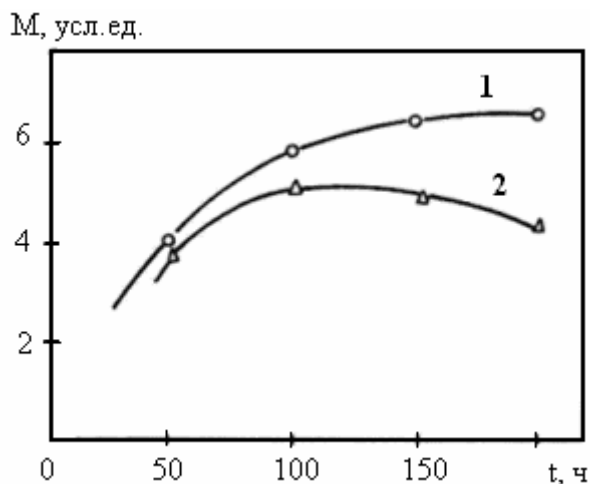


Рис. 3. Зависимость трения от времени:  
1 – трение в подшипнике с чистым валом;  
2 – с никелированным валом

Значит наряду с процессом упорядочения структуры МЖ под влиянием магнитного поля, приводящего к росту момента трения, протекают некоторые процессы, оказывающие противоположное влияние на трение. Анализ возможных вариантов механизмов таких процессов показал, что наиболее вероятным является следующей.

Исследуемая для стабилизации коллоидной структуры МЖ олеиновая кислота относится к классу ненасыщенных карбоновых кислот, содержащих двойные связи

$C = C$ . Такие кислоты могут вступать в реакцию гидрирования, заключающуюся в каталитическом присоединении водорода по двойной связи.

Около поверхности раздела сред МЖ – твердая поверхность содержится повышенная концентрация молекул ПАВ – стабилизатора МЖ. Одна часть молекул находится в адсорбированном состоянии на поверхности дисперсных частиц и контактирующей с МЖ твердой поверхности, другая растворена в дисперсионной среде. Предполагалось, что в этом приповерхностном слое протекает реакция гидрирования кислоты. Катализатором реакции служит поверхность вала, покрытая никелем. Наличие в МЖ необходимого для реакции водорода подтверждено масс-спектрографическими исследованиями. Водород попадает в МЖ по технологическим причинам, в результате химического взаимодействия молекул ПАВ с дисперсными частицами, а также благодаря его хорошей растворимости в силоксановых жидкостях.

После реакции гидрирования олеиновая кислота превращается в насыщенную стеариновую кислоту. Существенное различие между этими кислотами заключается в том, что они находятся в различном изомерном состоянии. Для молекулы олеиновой кислоты характерна цис-конфигурация, а для молекулы стеариновой кислоты – транс-конфигурация. Цис-форма молекулы олеиновой кислоты имеет изгиб цепи углеродных атомов в месте нахождения двойной связи. После присоединения к этой молекуле

атомов водорода она распрямляется. Поэтому, если длина олеиновой кислоты  $18 \text{ \AA}$ , то стеариновой уже  $24,55 \text{ \AA}$ .

Изменение длины молекул ПАВ приводит к тому, что близлежащие к поверхности дисперсные частицы отодвигаются от нее. Даже если поверхность покрыта только мономолекулярным адсорбционным слоем, то зазор между ней и частицами возрастает на  $12-13 \text{ \AA}$ .

Для проверки каталитического влияния поверхности никеля, покрывающего вал, на химическое взаимодействие молекул ПАВ были изучены изменения свойств МЖ после введения в ее состав порошка никеля. Установлено, что под влиянием никеля в инфракрасной области спектра уменьшалась интенсивность пика поглощения, соответствующего двойной углеродной связи. Это характерно для реакции гидрирования, и тем самым свидетельствуют о каталитических свойствах никеля.

В технических устройствах приповерхностные химические реакции существенно не изменяют объемных свойств МЖ в виду относительной малости каталитической поверхности и слабой диффузии молекул ПАВ, являющихся предметом реакций.

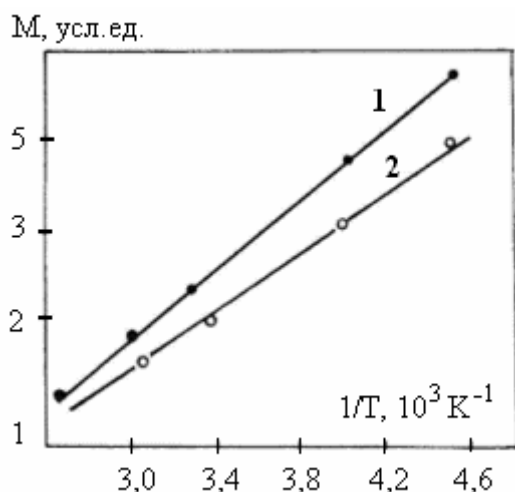


Рис. 4. Зависимость трения от обратной температуры:

1 – чистый вал;

2 – вал, покрытый алфаноксом

существование поверхностного скольжения МЖ и зависимость величины эффекта от состояния твердой поверхности.

График зависимости момента трения в уплотнении от обратной температуры, построенный в полулогарифмических координатах, приведен на рис. 4. Из графика следует, что трение в уплотнении с модифицированным валом меньше во всем исследуемом диапазоне от  $60 \text{ }^\circ\text{C}$  до  $100 \text{ }^\circ\text{C}$ , причем при понижении температуры различие возрастает. Ход кривых на графике свидетельствует об экспоненциальной зависимости трения от обратной температуры.

Таким образом, наряду с модельными опытами натурные испытания реальных узлов подтвердили существование поверхностного скольжения МЖ и зависимость величины эффекта от состояния твердой поверхности.

#### Библиографический список

1. Болотов А.Н. Трение при скольжении структурированной магнитной жидкости по твердой поверхности // Механика и физика процессов на поверхности: Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь: ТГТУ, 2005. – С. 46-51.

2. Болотов А.Н. Триботехника магнитопассивных и магнитожидкостных подшипниковых опор. Дис...докт. техн. наук. – М., 1993. – 550 с.

УДК 532.6:541.8

Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, А.Н. Базулев  
Тверской государственной университет**К ПРОБЛЕМЕ РАЗРАБОТКИ НАНОТЕРМОДИНАМИКИ  
ТРЕХФАЗНЫХ ГЕТЕРОГЕННЫХ СИСТЕМ\***

В наших предыдущих работах [1, 2] в качестве примера применения термодинамической теории возмущения ГТВ [3] для оценки избыточной свободной энергии наносистем был произведен расчет для сферической капли однокомпонентной жидкости в окружении собственного пара (сжиженные инертные газы, металлические расплавы алюминия и натрия). Такая система, будучи относительно хорошо изученной, является наиболее подходящим объектом для проверки общей схемы метода возмущений. Результаты исследования размерной зависимости поверхностного натяжения нанокapли на границе жидкость – пар к настоящему времени получены многими авторами, в том числе и российскими [4, 5]. Значительно менее исследован общий случай, когда по обе стороны от искривленной разделяющей поверхности находятся конденсированные фазы. Термодинамическое рассмотрение таких систем показывает, что размерная зависимость по-прежнему соответствует формуле Толмена (1) [6].

$$\sigma(r) = \sigma_{\infty} \left( 1 - \frac{2\delta}{R} \right), \quad (1)$$

где  $\sigma_{\infty}$  – поверхностное натяжение, отвечающее плоской границе раздела,  $\delta$  – параметр Толмена (расстояние между поверхностью натяжения и эквивалентной разделяющей поверхностью), по величине и знаку которого в литературных источниках нет единого мнения.

Моделью для изучения многих наносистем может служить твердый шар с жидким слоем на нем, погруженный в бесконечную газовую среду. Такие системы встречаются при рассмотрении гетерогенной конденсации на малых ядрах, когда наиболее вероятен механизм равномерного обволакивания ядра жидким слоем, при исследовании эмульсий, в которых капли дисперсной фазы покрыты слоем поверхностно активных веществ, при изучении тонких пленок на мелкодисперсных порошках и т.д. Размерные эффекты в подобных системах могут оказывать существенное влияние на их свойства, поэтому определение размерной зависимости избыточной свободной энергии такой модели представляет как теоретический, так и практический интерес.

---

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

### Применение ТТВ к расчету удельной свободной избыточной энергии трехфазной системы

Рассматриваемая нами система изображена на рис. 1. Фаза 1 находится внутри сферы радиуса  $R_1$ , фаза 2 располагается между сферой радиуса  $R_1$  и концентричной с ней сферой радиуса  $R_2$ , фаза 3 заполняет все пространство вне сферы радиуса  $R_2$ . В соответствии с положениями ТТВ, избыточная свободная энергия такой системы равна сумме потенциальных энергий возмущения областей 1, 2 и 3, связанных с выделением их из соответствующих массивных фаз и объединение полученных фрагментов в одну систему.

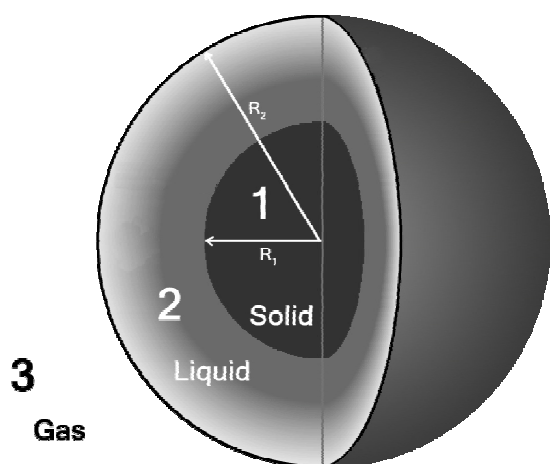


Рис. 1. Геометрия исследуемой трехфазной системы

Данной проблеме была посвящена глава в кандидатской диссертации А. Р. Новоселова [7]. В этой работе были получены потенциальные энергии возмущения, связанные с выключением молекулярного поля бывшего окружения. Мы приведем лишь формулу для первой фазы:

$$-\langle U_{\alpha\bar{\alpha}} \rangle = 4\pi R^2 \frac{\pi B_\alpha n_\alpha^2}{24a_\alpha^2} \varphi\left(\frac{a_\alpha}{R}\right), \quad (2)$$

где  $B_\alpha$  – энергетический параметр эффективного потенциала взаимодействия между молекулами фазы  $\alpha$ ,  $n_\alpha$  – концентрация молекул в фазе  $\alpha$ ,  $a_\alpha$  –

эффективный радиус действия сил отталкивания между молекулами фазы  $\alpha$ ,  $\varphi(a_\alpha/R)$  определяется соотношением

$$\varphi\left(\frac{a_\alpha}{R}\right) = 1 - \frac{a_\alpha}{R} + \frac{a_\alpha^2(R - a_\alpha)}{R(2R - a_\alpha)^2} - \frac{a_\alpha^2}{R^2} \ln \left| \frac{2R - a_\alpha}{a_\alpha} \right|. \quad (3)$$

Заметим, что данная функция была введена в результате аналитического интегрирования эффективной дисперсионной энергии притяжения двух молекул, пропорциональной  $\rho^{-6}$ , где  $\rho$  – расстояние между молекулами.

Избыточную свободную энергию трехфазной системы твердое тело – жидкость – пар мы определяли соотношением

$$\Psi = -\frac{1}{2}(U_{13}^{(ll)} + U_{23}^{(ll)}) + \frac{1}{2}U_{12}^{(ll)}(R_1, h) + U_{12}^{(sl)}(R_1, h), \quad (4)$$

где первое слагаемое описывает избыточную свободную энергию капли радиуса  $R_2$ , второе слагаемое описывает потенциальную энергию слоя, заключенного между  $R_1$  и  $R_2$ , третье слагаемое представляет собой потенциальную энергию взаимодействия твердой частицы с окружением в виде слоя конечной толщины. Для вычисления энергии взаимодействия твердого остова и слоя конечной толщины необходимо вычислить интеграл вида

$$U_{12}^{(sl)}(R_1, h) = n_l \int_{R_1}^{R_2} u(r) 4\pi r^2 dr, \quad (5)$$

где  $u(r)$  – это потенциальная энергия отдельной молекулы в молекулярном поле остальных молекул твердой частицы. На первом этапе мы пренебрегаем потенциальной энергией взаимодействия с фазой 3.

### Результаты исследования и их обсуждение

Для вычисления избыточной свободной энергии трехфазной системы по формуле (4) была написана компьютерная программа в среде Delphi. Она позволяет рассчитывать избыточную свободную энергию трехфазной системы с заданным парным потенциалом, плотностью и эффективным диаметром частиц фазы. Выражение для потенциальной энергии отдельной молекулы в молекулярном поле остальных молекул твердой частицы было получено нашими сотрудниками. Оно представляет собой достаточно сложную степенную функцию и при аналитическом интегрировании с помощью пакета Maple 8.0 получается очень громоздкое выражение для  $U_{12}^{(sl)}(R_1, h)$ . При этом интеграл (5) в точке  $R_1$  расходится. В связи с этим мы численно оценивали интеграл (5) с помощью расширенного трехточечного правила. Зависимость избыточной свободной энергии трехфазной системы (твердая частица натрия в окружении жидкого аргона, погруженная в газ) для приведенного радиуса малой частицы  $R_1^* = R_1/a = 3$  от толщины слоя  $h$  фазы 2 представлена на рис. 2. Энергетический параметр парного потенциала и эффективный диаметр  $a$  для аргона взяты из [8], для натрия – из [9] соответственно.

Если рассмотреть случай толстых пленок на малом ядре, то для избыточной свободной энергии трехфазной системы, учитывая, что вклад парогазовой среды в межфазную энергию мал, можно записать

$$\Psi = \sigma_{12} 4\pi R_1^2 + \sigma_{23} 4\pi R_2^2 \simeq \sigma_{sl} 4\pi R_1^2 + \sigma_l 4\pi R_2^2. \quad (6)$$

Вводя приведенную величину  $\xi = h/R_1$ , перепишем (6) в виде

$$\Psi = 4\pi R_1^2 \left[ \sigma_{sl} + \sigma_l (1 + 2\xi + \xi^2) \right]. \quad (7)$$

При малых  $\xi$  ( $\xi \ll 1$ ) квадратичным членом можно пренебречь и для удельной избыточной свободной энергии системы имеем

$$\omega = \frac{\Psi}{4\pi R_1^2} = (\sigma_{sl} + \sigma_l) + 2\sigma_l \xi, \quad (8)$$

где  $\omega_\infty = \sigma_{sl}^{(\infty)} + \sigma_l^{(\infty)}$ .

Размерная зависимость приведенной удельной свободной избыточной энергии трехфазной системы  $\omega^* = \omega/\sigma_l$  от приведенной величины  $\xi$  для высокоэнергетического твердого ядра, окруженного низкоэнергетической пленкой для случая тонкой пленки, представлена на рис. 3. Аналогичные зависимости были получены нами для высокоэнергетического твердого ядра, окруженного низкоэнергетической пленкой для случая толстой пленки, а также для низкоэнергетического твердого ядра, окруженного высокоэнергетической пленкой для случаев толстых и тонких пленок. Очевидно, что при аппроксимации графика для приведенной удельной свободной избыточной энергии трехфазной системы при  $\xi \rightarrow 0$  можно получить предельное значение  $\omega_\infty^*$ , при этом тангенс предельного угла наклона графика при  $\xi \rightarrow 0$ , согласно выражению (8), должен быть равен 2.

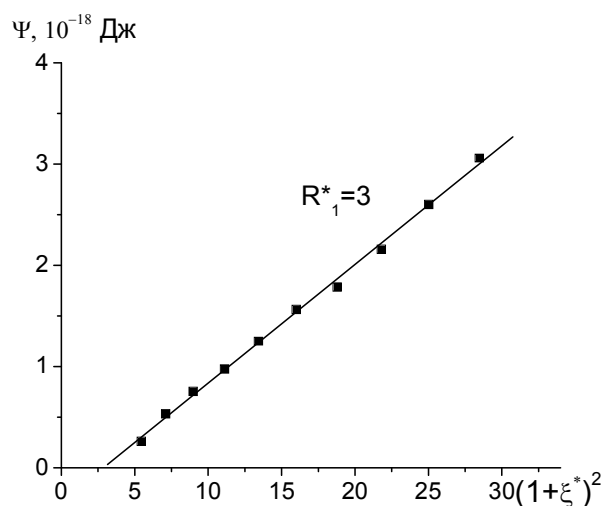


Рис. 2. Зависимость избыточной свободной энергии трехфазной системы для приведенного радиуса малой капли натрия  $R_1^* = 3$  в окружении слоя аргона от приведенной величины  $(1 + \xi^*)^2$

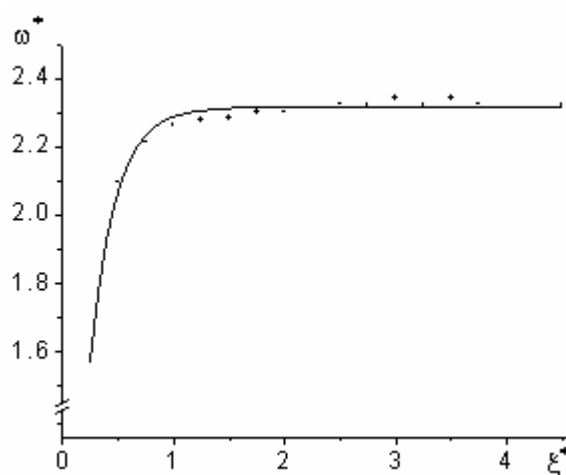


Рис. 3. Размерная зависимость приведенной удельной свободной избыточной энергии высокоэнергетического твердого ядра, окруженного низкоэнергетической пленкой (случай толстой пленки) при  $\varepsilon_s/\varepsilon_l = 10$ ,  $a_s = a_l$ ,  $n_s^*/n_l^* = 1.05$ ,  $T^* = 0.77$ ,  $R_1^* = 4$



В случае тонких пленок формулы (7) и (8) переписутся в виде

$$\Psi = \omega(R_1, h) 4\pi R_1^2, \quad (9)$$

$$\omega^* = \omega^*(R_1^*, h) = \frac{\Psi}{4\pi R_1^2 \sigma_1}. \quad (10)$$

Анализ (10) показывает, что при больших радиусах твердой частицы  $R_1^*$  и толщине жидкой пленки  $h^*$ , но при условии  $\xi \ll R_1^*$  зависимость  $\omega^*(R_1^*, h)$  должна быть линейной.

### Выводы

- На основе термодинамической теории возмущений произведен расчет избыточной свободной энергии трехфазной системы. Из анализа полученных закономерностей для избыточной свободной энергии трехфазной системы для приведенного радиуса малой капли натрия  $R_1^*$  от толщины слоя  $h$  аргона, можно сделать вывод о том, что при малых  $h$  справедлив линейный закон.

- Получены размерные зависимости приведенной удельной свободной избыточной энергии трехфазной модельной системы для двух случаев: 1) высокоэнергетическое ядро в окружении низкоэнергетической пленки; 2) низкоэнергетическое ядро в окружении высокоэнергетической пленки.

- Проведены расчеты приведенной удельной свободной избыточной энергии трехфазной системы для тонких и толстых пленок. Полученные результаты находятся в хорошем согласии с теоретическими предсказаниями.

### Библиографический список

1. Samsonov V.M., Sdobnyakov N.Yu., Bazulev A.N. Size dependence of the surface tension and the problem of Gibbs thermodynamics extension to nanosystems // *Colloids and Surfaces A: Physicochem. Eng. Aspects.* – 2004. V. 239. – P. 113-117.
2. Sdobnyakov N.Yu., Samsonov V.M. On the size dependence of the surface tension in the range of melting temperature to the critical point // *Central European Journal of Physics.* – 2005. V.1. №3. – P. 474-484.
3. Щербаков Л.М. Оценка избыточной свободной энергии малых объектов // *Исследования в области поверхностных сил.* – М.: Наука, 1964. – С. 17-25.
4. Schmelzer J. The Curvature Dependence of Surface Tension of Small Droplets // *J. Chem. Soc. Faraday Trans.* –1986. V. 82. – P. 1421-1428.
5. Быков Т.В., Щекин А.К. Термодинамические характеристики малой капли в рамках метода функционала плотности // *Коллоид. журнал.* – 1999. Т.61. №2. – С. 164-171.
6. Tolman R.C. The effect of droplet size on surface tension // *Journal of Chemical Physics.* –1949. V. 17. № 2. – P. 333-337.
7. Новоселов А.Р. Размерные эффекты в термодинамике микрогетерогенных систем: Дисс. канд. физ.-мат. наук. – Калинин, 1987.
8. Китель Ч. Введение в физику твердого тела. – М.:Наука, 1978. – С.35
9. Крокстон К. Физика жидкого состояния. – М.: Мир, 1978. – 400 с.

УДК 621.891

А.Н. Болотов, В.В. Новиков, Д.А. Зоренко  
Тверской государственный технический университет

## УСТАНОВКА ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ МЕЛКОДИСПЕРСНЫХ КОЛЛОИДОВ

Физические характеристики коллоидных растворов во многом определяются свойствами ее основы, содержанием в ней дисперсной фазы и устойчивостью частиц. Следовательно, при получении данной среды одновременно решаются несколько важных задач: получение частиц с минимально возможным размером, смачивание их поверхности стабилизатором, формирование коллоидного раствора в жидкости – основе.\*

Для создания таких жидкостей разработана установка, которая предназначена для приготовления коллоидных смесей, содержащих мелкодисперсные частицы. Ее конструкция позволяет реализовать получение готового продукта по непрерывному технологическому циклу.

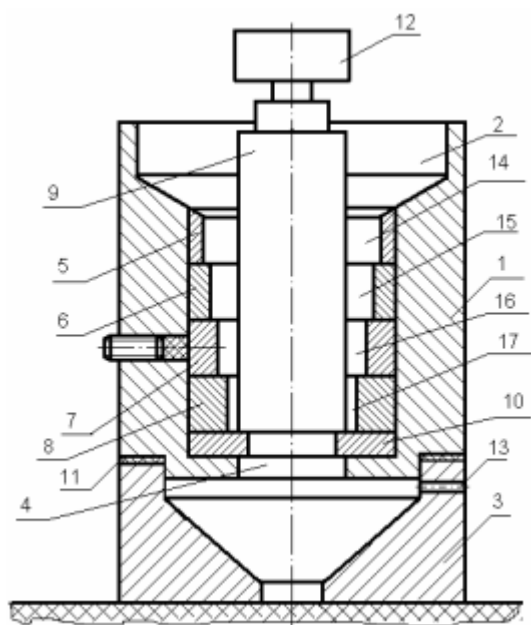


Рис. Общий вид установки для приготовления коллоидных смесей

Общий вид описываемого устройства изображен на рисунке (Патент РФ RU 2005546). Мельница состоит из цилиндрического корпуса 1 с бункером 2 для загрузки исходного материала; бункера 3 для выгрузки готового продукта. В центральном отверстии 4 размещены сменные втулки 5 – 8 и вал 9 с подшипниковой опорой 10, который соединен через упругую муфту 12 с двигателем. Сменные втулки в количестве 4 шт. обеспечивают необходимую дисперсность измельчаемого материала. Внутренние отверстия 14 – 17 втулок 5 – 8 дискретно уменьшаются в направлении продвижения измельчаемого материала. При этом минимальный зазор между каждой из втулок 5 – 8 и валом смещен на 90° относительно предыдущего. Это, а также импульсное взаимодействие исходного материала с внутренними стенками втулок, выполняющих роль мелющих

\* Каргин В.А. Коллоидные системы и растворы полимеров / АН СССР – М.: Наука, 1978. – 330с.

тел, обеспечивают тонкий помол частиц в помольных камерах, образованных валом и сменными втулками. Герметизация мельницы осуществляется с помощью эластичных прокладок 11. Для создания разряжения используется отверстие 13, через которое откачивается воздух. На стенки вала и втулок нанесено твердое керамическое покрытие на основе оксида алюминия с микротвердостью около 20 ГПа. Толщина покрытия составляет 0,1 мм.

Исходный продукт, состоящий из крупнодисперсных частиц и жидкой среды, включающей стабилизатор и основу, подается в бункер 2. Вал 9 приводится во вращение. Одновременно в бункере 3 при необходимости создается требуемое разряжение. Готовый продукт, поступающий в бункер 3, может быть транспортирован через нижнее отверстие в дополнительную емкость требуемого объема. Дальнейшая работа механизма осуществляется в непрерывном режиме. Номинальное значение скорости вращения вала – 1000 об/мин, давления разряжения – 15 кПа. Скорость вращения вала и разряжение могут изменяться в зависимости от требований к конечному продукту и производительности. После работы установка при необходимости промывается или помещается в специальную жидкость.

Полученные данным методом коллоидные растворы можно использовать в различных отраслях промышленности.

УДК 678.027.3

А.И. Веремейчик, В.М. Хвисевич, Д.Л. Цыганов  
Брестский государственный технический университет

## **ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ПЛАЗМЕННОЙ СТРУИ**

Задача определения температурных полей при поверхностном упрочнении металлов заслуживает особого внимания. Зная распределение температуры по глубине образца в различные моменты времени при его нагреве и последующем охлаждении за счет быстрого отвода тепла, можно прогнозировать изменение структурных характеристик сталей в рассматриваемой точке.

Степень локализации ввода тепла в область изделия (пятно нагрева) влияет на скорость охлаждения поверхностного слоя металла, структуру и свойства упрочненной зоны. В общем случае порядок величины скорости охлаждения ( $^{\circ}\text{C}/\text{с}$ ) практически соответствует порядку величины тепловой мощности плазмотрона ( $\text{Вт}/\text{см}^2$ ), в нашем случае модернизированный

плазмотрон имеет тепловую мощность  $2,5 \cdot 10^7 - 6,0 \cdot 10^7$  Вт/м<sup>2</sup>.

Для вычисления температурных полей необходимо решить уравнение теплопроводности. Для решения этого уравнения задавались параметры процесса: скорость перемещения источника –  $V$ , плотность теплового потока –  $q$  и размеры анодного пятна. В работах [1, 2] постановка задачи теплопроводности осуществлялась в зависимости от скорости перемещения источника нагрева (одномерная постановка при  $V > 0.6$  м/мин, а при  $V < 0.6$  м/мин использовалась формула из [3], которая получена путем решения задачи нагрева тела через круг на поверхности; значения температуры определялись для точек расположенных, в центре зоны нагрева).

Для реализации задачи теплопроводности в случае движущегося источника нагрева нами был предложен следующий подход.

При плазменной обработке поверхности тепловая нагрузка на обрабатываемую деталь передается ограниченной площадке. Если струя ориентирована перпендикулярно поверхности, то на ней образуется участок оплавленного материала, размеры которого легко могут быть измерены. Поскольку при этом получение оплавленной зоны не является целью данного процесса, а инструмент непрерывно перемещается вдоль детали с заданной скоростью, то можно в первом приближении считать, что в пятне нагружения на поверхности достигается температура, равная температуре плавления материала и дальнейшего разогрева этого уже жидкого металла не происходит. В этом случае фазовые превращения можно считать отсутствующими и для определения температурного поля обрабатываемой детали можно применить классические уравнения теплопроводности твердого тела с граничными условиями первого рода

$$\frac{dT}{dt} = a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (1)$$

где  $t$  – время,  $T = T(t, x, y, z)$  – температура,  $a$  – коэффициент температуропроводности материала,  $x, y, z$  – координаты расчетной точки тела.

Из экспериментов известно, что для рассматриваемой задачи зона интенсивного прогрева и закалки составляет по глубине величину порядка радиуса  $R$  пятна нагружения, поэтому при определении температурного поля можно даже для пластины небольшой толщины  $h > 10R$  использовать решения, полученные для полупространства. Такое решение, пригодное для вычисления температуры в любой точке в любой момент времени при стационарном поверхностном источнике ограниченных размеров, известно [3] и имеет вид

$$T(t, r) = \frac{kRq}{2\lambda} \int_0^\infty J_0(\varphi r) \cdot J_1(\varphi R) \left\{ \exp(-\varphi z) \Phi^* \left[ \frac{z}{2\sqrt{at}} - \lambda\sqrt{at} \right] - \exp(\varphi z) \Phi^* \left[ \frac{z}{2\sqrt{at}} + \lambda\sqrt{at} \right] \right\} \frac{d\varphi}{\varphi}, \quad (2)$$

где  $q$  – интенсивность теплового потока поверхностного источника,  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала,  $r = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$  – расстояние от центра пятна нагружения до рассматриваемой точки пространства,  $J_0(\cdot)$  и  $J_1(\cdot)$  – функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядка соответственно,  $\Phi^*(\cdot) = 1 - \Phi(\cdot)$ ,  $\Phi(\cdot)$  – функция ошибок.

Определения специальных функций имеют вид

$$J_0(x) = \frac{1}{\pi} \int_0^\pi \cos(x \sin \vartheta) d\vartheta, \quad J_1(x) = \frac{1}{\pi} \int_0^\pi \cos(\vartheta - x \sin \vartheta) d\vartheta, \\ \Phi^*(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_x^\infty \exp(-\vartheta^2) d\vartheta. \quad (3)$$

Поскольку в процессе плазменной термообработки источник тепла перемещается вдоль свободной граничной поверхности  $z = 0$ , то решение (3) должно быть модифицировано при его использовании для определения  $T(t, r)$ . Имея в виду сложность выражения (3) и невозможность его интегрирования для получения решения о подвижном пятне в аналитическом виде, предлагается провести вычисление температурного поля для скачкообразного перемещения инструмента на расстояние, равное диаметру пятна, выбрав время стационарного состояния равным времени смещения инструмента на диаметр пятна. Так как зона пятна нагружения мала ( $\sim 1.5-2.0$  мм), а скорость смещения инструмента  $V$  составляет в опытах  $V = 4-20$  мм/с, то длительность такого нагружения оказывается весьма малой, и расчетные точки по шкале времени образуют довольно плотную группу, достаточную для построения непрерывного графика зависимости температуры от времени в любой точке тела.

С этой целью составлена программа на языке *Fortran-90*, в которой используются специальные подпрограммы для вычисления функций Бесселя  $J_0$ ,  $J_1(\cdot)$  и функции ошибок  $\Phi^*(\cdot)$ . Вычислительная сложность получения результатов состоит в том, что для больших значений аргументов функций  $J$ ,  $\Phi^*$  (а из (3) следует, что они меняются в пределах  $0 - \infty$ ) вычислительные ряды являются расходящимися и для преодоления этого недостатка приходится использовать асимптотические представления функций.

Для функции  $\Phi(x)$  при малых значениях аргумента  $x < \pi$  вычислительный алгоритм основан на разложении

$$\Phi^*(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n x^{2n+1}}{(2n+1) \cdot n!}. \quad (4)$$

При этом функция  $\Phi^*(x)$  вычисляется непосредственно по определению  $\Phi^*(x) = 1 - \Phi(x)$ . Для больших значений  $x$  вычисление функции  $\Phi^*(x)$  производится с помощью ряда

$$\Phi^*(x) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{\exp(-x^2)}{x} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\prod_{k=1}^n (2k-3)}{(2x^2)^{n-1}}. \quad (5)$$

Для промежуточных значений недостаток использования выражений заключается в том, что либо числитель выражения (4) начинает на порядки превосходить знаменатель этого выражения, либо в противоположность этому знаменатель выражения (5) на порядок превосходит числитель, причем в известной литературе отсутствуют конечные выражения, связывающие переменные  $x$  и  $n$ , при которых наступает этот момент. В обоих случаях значения членов ряда быстро нарастают и проведение вычислений становится невозможным в связи с переполнением.

Аналогичная ситуация имеет место при вычислении функций Бесселя.

При малых значениях аргумента ( $x < \pi$ ) вычисления производятся в соответствии с разложением

$$J_m(x) = \left(\frac{x}{2}\right)^m \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^k \left(\frac{x}{2}\right)^{2k}}{k! \Gamma(m+k+1)},$$

где  $m$  – порядок функции Бесселя,  $\Gamma(\cdot)$  – гамма-функция целого аргумента, определяемая как  $\Gamma(n+1) = n!$ .

Для больших значений аргумента функции Бесселя вычисляются по асимптотическим формулам

$$J_m(x) \approx \sqrt{\frac{2}{\pi x}} \left[ A_m(x) \cdot \cos\left(x - \frac{\pi m}{2} - \frac{\pi}{4}\right) - B_m(x) \cdot \sin\left(x - \frac{\pi m}{2} - \frac{\pi}{4}\right) \right],$$

где для коэффициентов  $A_m(x)$  и  $B_m(x)$  используются бесконечные ряды

$$A_m(x) = 1 - \frac{(4m^2-1)(4m^2-9)}{2!(8x)^2} + \frac{(4m^2-1)(4m^2-9)(4m^2-25)(4m^2-49)}{4!(8x)^4} - \dots$$

$$B_m(x) = \frac{(4m^2-1)}{8x} - \frac{(4m^2-1)(4m^2-9)(4m^2-25)}{3!(8x)^3} + \dots$$

При  $x \rightarrow \infty$  для функций Бесселя имеем приближения

$$J_m(x) \approx \sqrt{\frac{2}{\pi x}} \cos\left(x - \frac{\pi m}{2} - \frac{\pi}{4}\right).$$

Стыковка непрерывных и асимптотических участков выполнена на специальных тестовых примерах и дает достаточно гладкие переходы на границах между участками.

По результатам вычислений построены графики распределения температуры (рис. 1).

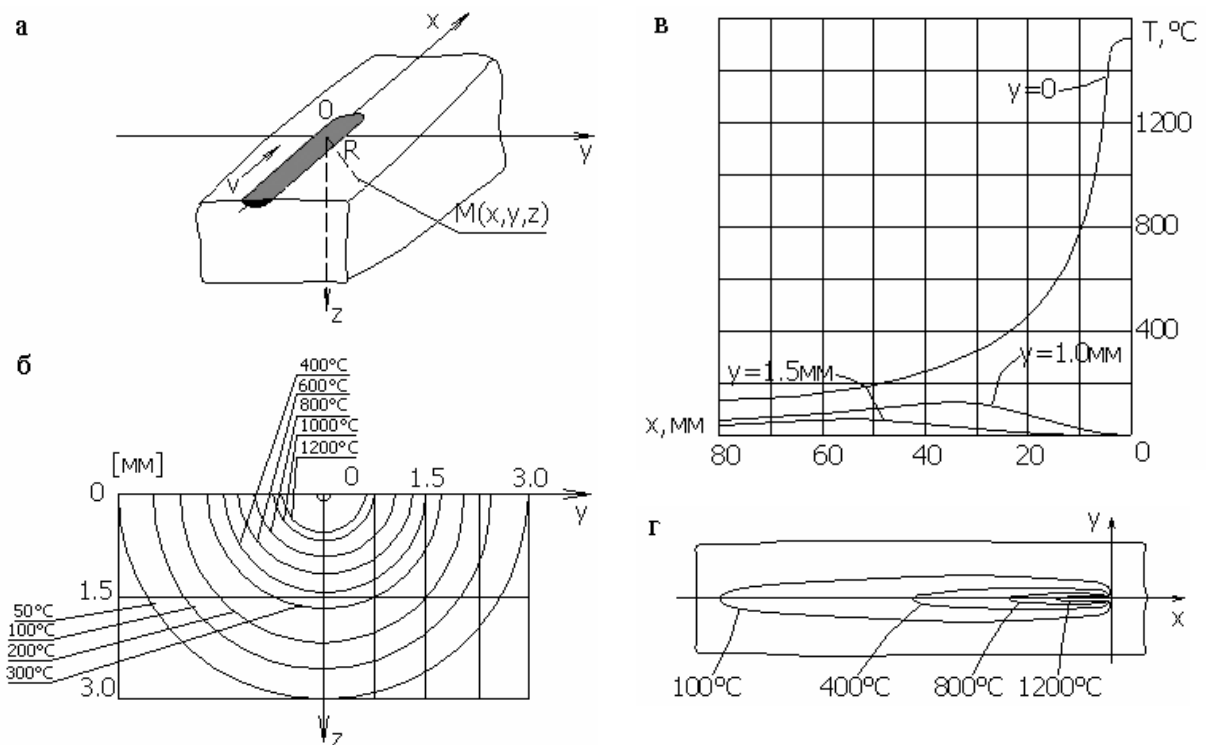


Рис.1. Распределение температуры в поверхностном слое металла:

- а) схема движения источника нагрева; б) изотермы по глубине поверхностного слоя;  
 в) расчетные значения температуры по глубине образца;  
 г) изотермы на поверхности образца

Для экспериментального определения температурных полей использовалась разработанная приборная система.

Температура в зоне нагрева быстро возрастает до 1200 °С и выше. Для контроля процесса закалки необходимо определить температуру в каждой точке тела, в зависимости от времени. Для этого требуется знать коэффициент теплообмена между дугой плазмы и образцом. Для его определения использовали специальный датчик, который размещали в теле образца. Температура изменяется очень быстро и для ее регистрации необходим датчик с высокой точностью. Датчик выполнен из материала, термические характеристики которого подобны таковым материала образца. Это об-

стоятельство позволяет не искажать тепловой поток. Кроме того, регистрируемая температура имеет малую тепловую инерцию, что также не искажает тепловой поток и гарантирует чрезвычайно короткое время для выхода на рабочий режим. Датчик прочен, способен противостоять тепловым механическим и ударным нагрузкам и агрессивным средам. Он может быть изготовлен из различных материалов: сталь, медные сплавы, легкие металлы, керамика. Охватываемый диапазон температур от 200 до 2200 °С. Изготовленный датчик приводится в рабочее состояние путем зажигания импульса излучения лазера на конце датчика. Время выхода на рабочий режим меньше 400 мКс.

На рис. 2 показан вид приборной системы для экспериментального определения температурных полей. В состав системы кроме датчика входят цифровой анализатор и компьютер. Цифровой анализатор позволяет усилить самый малый аналоговый сигнал, отфильтровывать его, отцифровывать и масштабировать. Взаимодействие оператора с системой обеспечивается персональным компьютером.

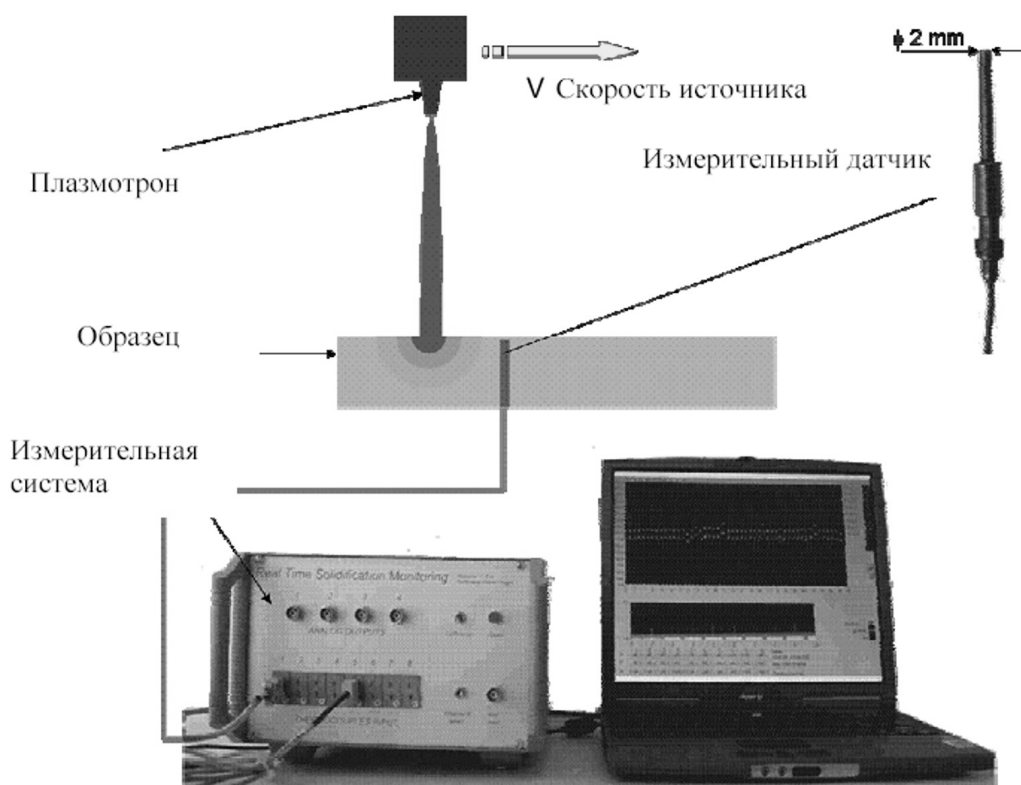


Рис. 2. Приборная система для определения температурных полей

Система позволяет выполнять регистрацию температуры со скоростью 1000 измерений в секунду.



Датчик устанавливается в отверстие, выполненное в теле образца на расстоянии 0,5 мм ниже обрабатываемой поверхности. Температура регистрировалась системой, компьютер обрабатывал в данный момент времени тепловой поток, а затем коэффициент теплообмена для каждого момента времени.

Результаты измерений регистрировались компьютером и использовались для дальнейшего анализа с помощью программы ANSYS, которая позволяет вычислять температуру в трехмерном измерении во время плазменной обработки. Вычисленные значения коэффициента теплообмена для различных параметров нагрева (число Рейнольдса, температура дуги плазмы, расстояние от сопла плазмотрона до обрабатываемой поверхности) позволяют оптимизировать процесс закалки.

Если датчик (точка измерения температуры) расположен очень близко от нагреваемой поверхности (расстояние меньше, чем 0,1 мм), можно с определенной долей погрешности считать, что измеренная температура соответствует температуре поверхности образца. Когда расстояние между точкой измерений и поверхностью больше, температура в зависимости от времени определялась обратным методом. Обратный метод построен на реализации вариационного уравнения распределения тепла Фурье. Определенная этим способом температура поверхности используется в качестве граничных краевых условий Дирихле для численной реализации уравнений теплопроводности Фурье методом конечных элементов. При проведении экспериментов полагали, что процесс распространения тепла является одномерным. В такой постановке уравнение имеет вид

$$\rho c \frac{dT(z,t)}{dt} = \frac{\partial T}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T(z,r)}{\partial z} \right),$$

где  $c$  – коэффициент теплоемкости;  $\rho$  – плотность материала;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности;  $T$  – температура;  $t$  – время;  $z$  – координата в направлении распространения тепла.

Уравнения решались методом конечных элементов для всех измеряемых температур. Температуру определяли в зависимости от времени и координаты  $z$ . Поток тепла в зависимости от времени можно определить так:

$$q(t) = \lambda \frac{\partial T}{\partial z}, \quad (z = 0).$$

Коэффициент теплообмена определяется:

$$\alpha(t) = q(T_p - T_q),$$

где  $T_p$  – температура поверхности,  $T_q$  – температура дуги плазмы.

Начальные и граничные условия имеют вид

$$T(z,0) = T_0; \quad \lambda \frac{\partial T(0,t)}{\partial z} = q - \varepsilon \sigma [T_k(0,t)^4 - T_k^4]; \quad \frac{\partial T(\delta,t)}{\partial z} = 0.$$

На основании экспериментальных исследований построены зависимости скорости нагрева и охлаждения поверхностного слоя образцов при воздействии плазменной струи (рис. 3).

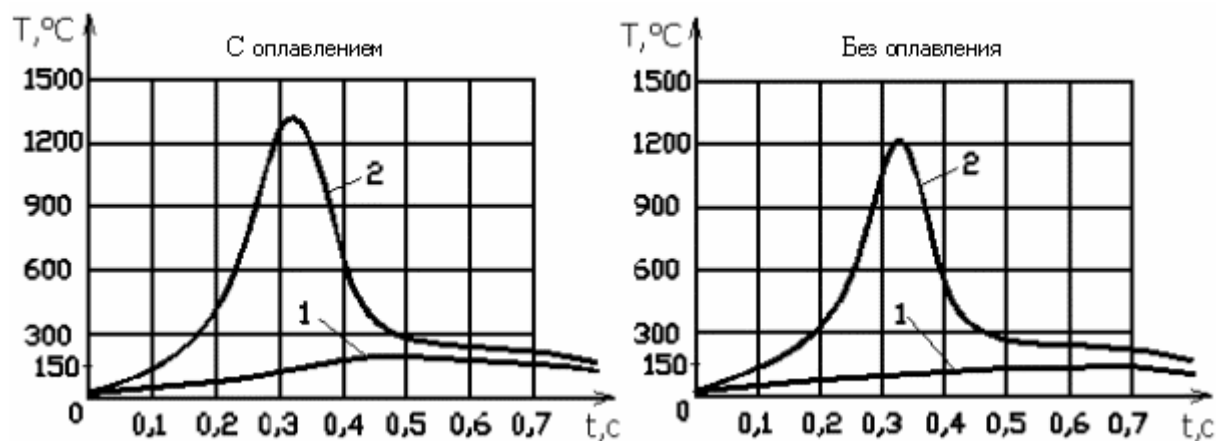


Рис. 3. Графики экспериментальных значений температуры:  
1 – исходные значения; 2 – расчетные значения

Анализ результатов определения температуры в различных точках поверхности численно и экспериментально показал их удовлетворительное совпадение. Расхождение составляет 9-16 %.

#### Библиографический список

1. Спиридонов Н.В. Плазменные и лазерные методы упрочнения деталей машин. – Минск: Вышэйшая школа, 1988. – 155с.
2. Кобяков О.С., Гинзбург Е.Г. Поверхностное упрочнение сталей при микродуговом нагреве металла // Машиностроение. – Минск, 1985. Вып.10. – С.127-130.
3. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 497 с.

**МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**

УДК 621.436-242.002.3; 669.71

Н.А. Буше, Т.Ф. Маркова, А.Е. Миронов  
Всероссийский научно-исследовательский институт  
железнодорожного транспорта, г. Москва

**АЛЮМИНИЕВЫЕ ПОРШНИ МАНЕВРОВЫХ ТЕПЛОВОЗОВ**

Алюминиевые поршни маневровых тепловозов являются одними из самых ответственных деталей дизелей, изготавливаемых из цветных металлов. Это самые крупные детали, отливаемые на локомотивно-ремонтных заводах.

К свойствам литых алюминиевых поршней выдвигаются требования высокой антифрикционности, стабильности геометрических размеров, стабильно высоких механических свойств во все время эксплуатации. Однако в настоящее время качество алюминиевых поршней заметно ухудшилось. Это подтверждается исследованиями 16 натуральных поршней, проведенными лабораторией цветных металлов и трибологии ВНИИЖТа, 11 из которых разрушились в эксплуатации.

Алюминиевые поршни должны отливаться из сплава АЛ25 (АК12М2МгН), однако материал всех исследованных поршней не соответствовал требованиям стандарта по химическому составу. Наибольшее количество несоответствий – 50 % – было отмечено по содержанию магния и железа, 25 % – по титану и никелю, 17 % – по кремнию, меди, цинку и свинцу, 8 % – по марганцу и хрому.

Несоответствия по химическому составу в сочетании с различной степенью дегазации и модификации материалов различных поршней не могли не отразиться на уровне механических свойств исследованных деталей. Большинство поршней (87 %) имели значения прочности ниже минимального предела по стандарту. Пластичность оказалась близкой к нулевой у 56 % поршней, что привело к их хрупкому разрушению. У 75 % поршней имелись участки с заниженной твердостью. Аварийные поршни имели низкое значение сопротивления ударному изгибу (менее 0,1 кгм/см<sup>2</sup>).

Максимальными механическими свойствами и служебными характеристиками обладали поршни, имевшие структуру, состоящую из 90 % эвтектики и негрубых, относительно мелких интерметаллидных включений различного состава. Для разрушившихся в эксплуатации поршней характерна структура вырожденной эвтектики, где кремний образует отдельные крупные включения и входит в состав иглообразных включений фазы  $(\text{Fe}, \text{Mn})_3\text{Si}_2\text{Al}_{15}$ , а избыточное железо образует настолько крупные включения фазы

(Fe,Ni)Al<sub>9</sub>, что они видны невооруженным глазом в изломе таких поршней. Подобная структура является характерной для немодифицированного сплава и считается браком. Как правило, в таких поршнях имелось и значительное количество литейных пор, что свидетельствует о плохой дегазации сплава.

Конструкция алюминиевых поршней не предусматривает непосредственного трения алюминиевого корпуса о чугунную цилиндрическую втулку, однако все поршни, полученные после эксплуатации, имели на алюминиевой поверхности следы трения. Микрорентгеноспектральными исследованиями на поверхности трения алюминиевых поршней выявлено наличие вторичных структур двух типов: первый представляет собой интерметаллид на алюминиевой основе, содержащий железо, марганец и кремний, и близкий по стехиометрическому составу к фазе (Fe,Mn)<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>Al<sub>15</sub>, а второй представляет собой механическую смесь углеродосодержащего нагара с продуктами износа.

Для определения влияния дегазации и модификации на антифрикционные свойства поршневого сплава были проведены сравнительные испытания образцов, изготовленных из натурального поршня (образец №1), имевшего удовлетворительную структуру и степень дегазации и модификации, и специально отлитые материалы с низкой (образец №2) и высокой (образец №3) степенями дегазации и модификации.

Образцы в виде колодок из алюминиевых сплавов изготавливались с радиусом кривизны поверхности трения 25 мм. Контртелом служили ролики диаметром 40 мм и шириной 10 мм из материала натурной втулки цилиндра. Поверхности алюминиевых образцов испытывались после токарной обработки без предварительной притирки. Ролики полировались до чистоты Ra-0,12 мкм. Химические составы поршневых сплавов и чугуна представлены в табл. 1 и 2.

Таблица 1. Химический состав поршневых сплавов

№ образца	Содержание элементов, % масс											
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Ni	Zn	Ti	Cr	Bi	Pb	Sn
1	10,39	1,28	1,33	0,07	1,11	0,88	0,12	0,03	0,03	-	0,05	0,007
2	11,47	1,05	1,86	0,29	0,946	1,33	0,155	0,051	0,085	-	0,017	-
3	11,15	1,05	1,76	0,32	0,901	1,16	0,17	0,068	0,11	-	0,041	0,045

Таблица 2. Химический состав чугунных роликов

Содержание элементов, % масс									
Основные элементы								Примеси	
C+Si	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Cu	P	S
4,52	3,16	1,36	0,41	0,12	0,09	0,025	0,156	0,175	0,132

Испытания проводились на машине трения СМЦ-2 по схеме вал – колодка по методу лунок при ступенчатом повышении нагрузки – 730Н (1 час), 1050Н (1час), 1390Н (1час), 1720 (1час) и 2030Н (1час) и далее при 2030Н – 4 часа. Скорость вращения ролика 500 об/мин. На поверхность трения перед испытанием наносилось масло М14В. Запись момента трения проводили на приборе КСП-3. Замер температуры проводился с помощью контактной термопары на расстоянии 1 мм от поверхности трения. Вследствие разной кривизны поверхности ролика и колодки наблюдался первоначальный линейный контакт поверхностей трения. В процессе трения в результате износа материала на колодке образовывалась лунка износа. Ширину лунки износа измеряли штангенциркулем после каждого испытания.

На основании замеренных параметров рассчитывали коэффициент трения и давление в зоне контакта образцов.

На типичной диаграммной кривой зависимости момента трения от времени испытания образца практически при всех нагрузках в первые минуты испытания наблюдалось резкое увеличение момента трения и температуры на поверхности образцов. Именно в этот период в зоне трения фиксировались максимальные значения контактных давлений, температур и моментов трения, происходил интенсивный износ материала. При достижении определенной величины давления (называемого нами «критическое давление») происходит снижение  $M_{тр}$  и  $T$  °С с одновременным снижением интенсивности изнашивания.

Полученные экспериментальные данные представлены в табл. 3 и на рис. 1-3.

Сравнение ширины зон износа (лунок) показало, что при всех нагрузках наименьшую величину лунки, а следовательно, и большую износостойкость имел образец №3 (табл. 3).

Таблица 3. Усредненный диаметр лунки износа при ступенчатом увеличении нагрузки

Нагрузка, Н Время, мин	Ширина лунки износа, мм		
	Образцы		
	№1	№2	№3
730 Н, 60 мин	1,8	2,6	1,8
1050 Н, 60 мин	2,4	3,3	2,2
1390 Н, 60 мин	3,1	4,6	2,3
1720 Н, 60 мин	3,5	5,1	2,7
2030 Н, 60 мин	3,7	5,4	3,1
2030 Н, 120 мин	3,8	5,8	3,2
2030 Н, 180 мин	3,9	6,2	3,25
2030 Н, 240 мин	4,0	6,4	3,3

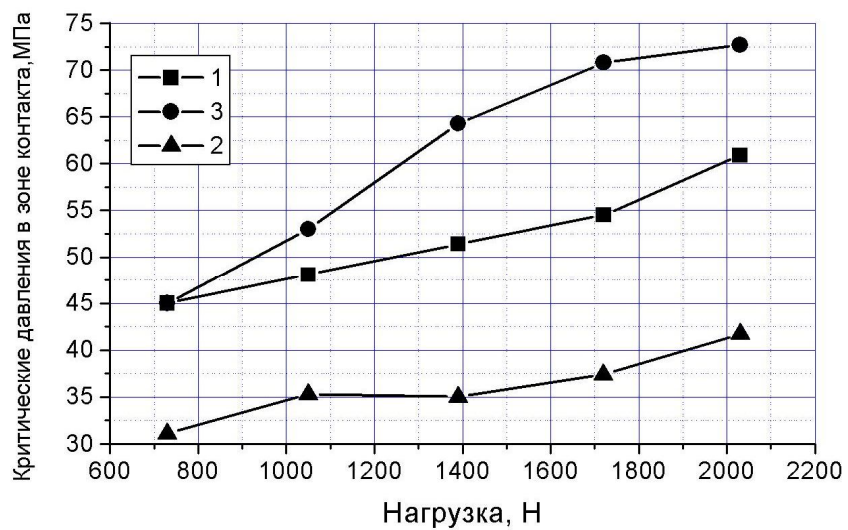


Рис. 1. Критические давления при различных нагрузках испытаний

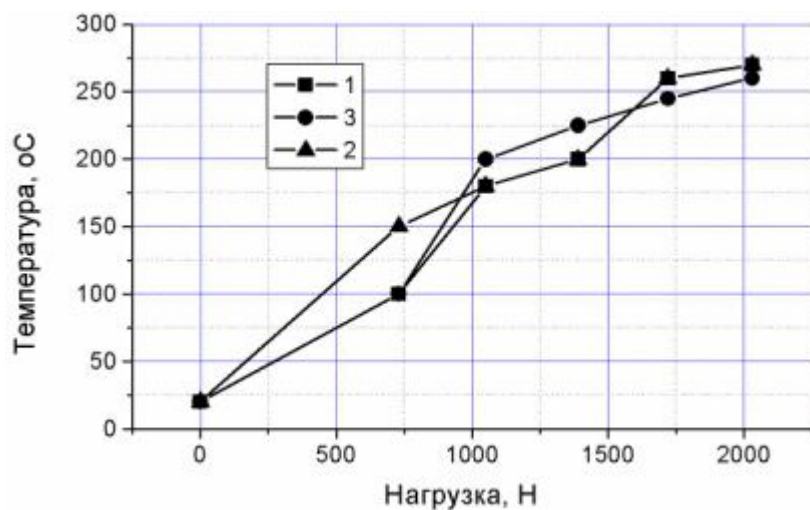


Рис. 2. Зависимость максимальных температур от нагрузки испытания

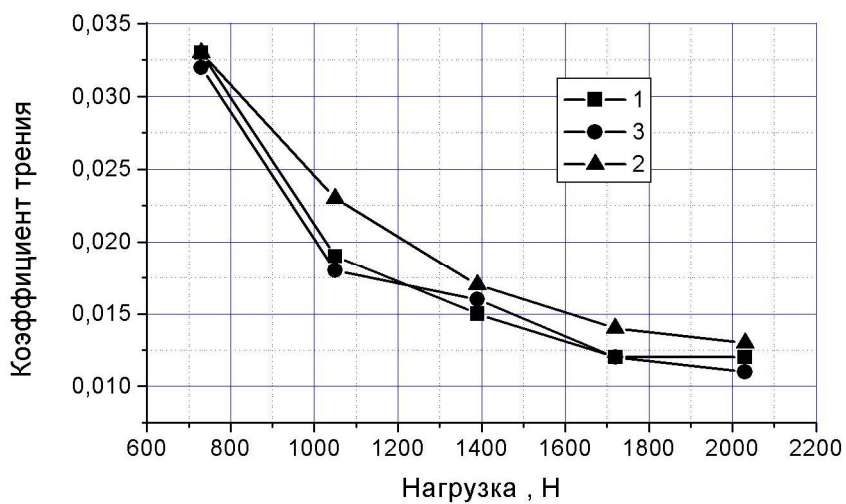


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения при испытаниях с различной нагрузкой

Измерение площади износа при испытании дало возможность рассчитать величину давления в зоне контакта. Полученные данные показывают, что образец №2 при всех нагрузках обладает самым маленьким критическим давлением, т. е. давлением, выше которого материал изнашивается с высокой скоростью, с образованием задиров и грубых повреждений образцов (рис. 1).

Максимальные температуры, измеренные на алюминиевых образцах на расстоянии 1 мм от зоны трения, и коэффициенты трения, измеренные в конце испытания, примерно одинаковы (рис. 2, 3)

Из представленных материалов видно, что качественное проведение операций дегазации и модификации примерно в 2 раза повышает износостойкость и критическое давление в зоне контакта, что гарантирует более длительную работу поршней в эксплуатации без задиров и грубых повреждений.

Кроме улучшения антифрикционных свойств операции дегазации и модификации позволяют увеличить в 2-3 раза прочность алюминиевого сплава при одинаковом химическом составе. Однако при содержании железа в сплаве более 1 % пластичность во всех случаях близка к нулевой.

### **Выводы**

1. Проведенные исследования показали низкое качество литых алюминиевых поршней маневровых тепловозов, эксплуатировавшихся в настоящее время на железнодорожном транспорте.

2. Основными выявленными недостатками являются несоответствие химического состава материала поршней требованиям стандарта к составу сплава АЛ25(АК12М2МгН) и некачественное проведение операций дегазации и модифицирования сплава.

3. Качественное проведение операций дегазации и модификации поршневых сплавов позволит в 2 раза улучшить антифрикционные свойства и в 2-3 раза прочностные свойства сплавов.

4. Для обеспечения необходимого уровня пластичности сплавов необходимо строго следить за содержанием в них железа, которое рекомендуется ограничить 0,4 %.

5. Проведенными работами были выявлены и исследованы вторичные структуры на поверхностях трения алюминиевых поршней, являющиеся результатом приспособляемости сплавов к условиям трения и способствующие повышению работоспособности алюминиевых поршней в эксплуатации.

УДК 539.538;539.422.24

И.Д. Ибатуллин  
Самарский государственный технический университет

### ПРИМЕНЕНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО КРИТЕРИЯ ПРОЧНОСТИ ПРИ АНАЛИЗЕ КИНЕТИКИ УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ

Согласно энергетической концепции прочности, разрушение наступает в результате неустойчивости материала при достижении плотности его внутренней энергии определенного критического значения. Рассматривая локальный участок поверхностного слоя как открытую термодинамическую систему, находящуюся при установившемся режиме трения в квазистационарном состоянии и обладающую совокупностью мольных свойств, условие разрушения материала поверхностного слоя может быть записано в виде

$$\Delta U = U_0, \quad (1)$$

где  $\Delta U$  и  $U_0$  – соответственно изменение мольной внутренней энергии системы и ее мольная энергия активации разрушения, кДж/моль.

В локальных объемах поверхностного слоя  $\Delta U$  можно представить как сумму связанной энергии  $\Delta L$ , необратимый рост которой при любых неравновесных процессах постулируется вторым законом термодинамики и свободной энергии Гельмгольца  $\Delta E$ . Таким образом, условие (1) можно записать в виде известного выражения

$$\Delta E + T\Delta S = U_0. \quad (2)$$

Выполнение условия (2) на микроуровне приводит к появлению кинетических актов атомно-молекулярных перегруппировок в поверхностном слое. Схема кинетического перехода при элементарном перемещении атома в кристаллической решетке показана на рисунке. Энергия активации  $U_0$  элементарного кинетического акта составлена из энергии межатомных связей  $\Delta E_a$  и энергии, обусловленной наличием и взаимодействием дефектов  $\Delta E_d$ . Преодолевается этот барьер за счет совокупного действия потенциальной энергии упругого смещения атомов от положения равновесия и энергии термических флуктуаций. При этом могут происходить рекомбинации межатомных связей, обуславливающие, например, миграцию дефектов, а также разрывы связей (образование дефектов). В последнем случае материал поглощает энергию в виде энергии упругих искажений образовавшихся дефектов, что сопровождается повышением в поверхностном слое компоненты  $\Delta L$ . Упругое смещение атомов создает неравновесность



процесса: высота энергетического барьера в прямом направлении процесса (с ростом параметра  $\lambda$ ) уменьшается, а в обратном – увеличивается на величину энергии  $U_0(T)$ . Модификация энергетического барьера приводит к изменению вероятностей прямых и обратных процессов и обуславливает необратимость элементарных кинетических актов.

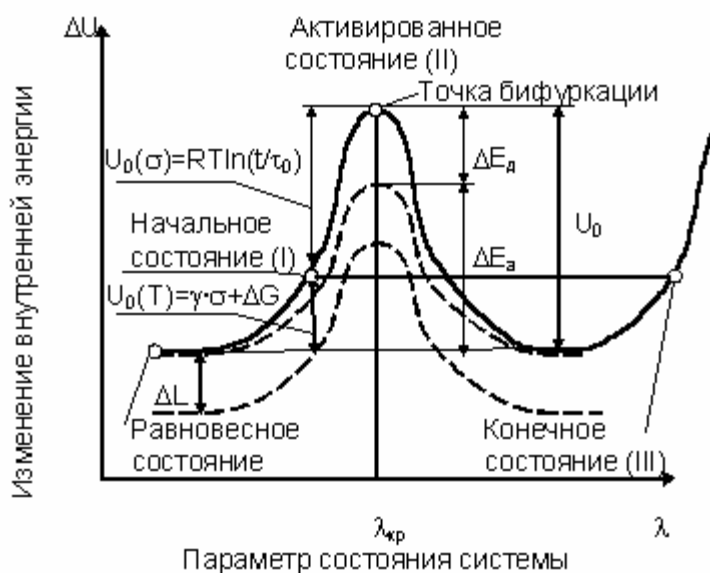


Рис. Диаграмма кинетического перехода «устойчивость I – неустойчивость II – устойчивость III» при элементарном перемещении атома под действием термической флуктуации в поле механических напряжений

наименьшего принуждения Ле-Шателье – Брауна, появляются в результате взаимодействия свободной поверхности со средой и направлены на уменьшение разрушающих воздействий. В общем случае  $\Delta G$  можно выразить через обобщенные силы и обобщенные координаты или же посредством химических потенциалов и массовых долей компонентов.

Приращение свободной энергии, обусловленное вкладом упругих механических сил, составляет

$$\Delta E_{упр} = \frac{1}{2} V_m \gamma_{сд} \tau 10^{-6} = \frac{1}{2} V_m \gamma_{сд} \mu \sigma 10^{-6}, \text{ кДж/моль}, \quad (3)$$

где  $\gamma_{сд}$  – относительная деформация сдвига;  $\sigma$  и  $\tau$  – соответственно нормальное и касательное напряжения, МПа;  $\mu$  – коэффициент трения.

С учетом вклада механических и немеханических сил общее приращение свободной энергии составит

В общем случае изменение внутренней энергии системы происходит под действием комплексного влияния различных термодинамических сил: тепловых, механических, химических, диффузионных, электромагнитных и др. Рассмотрим только первые два фактора, а остальные учтем переменной  $\Delta G$ , имеющей размерность энергии и характеризующей вклад немеханических обратимых сил в преодолении энергетического барьера  $U_0$ . Эти силы, согласно принципу

$$\Delta E = \Delta E_{\text{упр}} + \Delta G = \frac{1}{2} V_m \gamma_{\text{сд}} \mu \sigma 10^{-6} + \Delta G, \text{ кДж/моль.} \quad (4)$$

Миграция и выход дефектов создают пластический сдвиг материала поверхностного слоя. Однако элементарный сдвиг  $d\gamma_{\text{сд}}$  вследствие пластических свойств материала не способен вызвать его разрушение. Поэтому при произвольной степени деформации поверхностного слоя переданная системе механическая энергия будет равна мольной работе упругих сил:

$$\Delta L(E_{\text{упр}}) = \int_{\gamma_{\text{сд.н}}}^{\gamma_{\text{сд.к}}} \Delta E_{\text{упр}} V_m 10^{-6} d\gamma_{\text{сд}} = V_m \tau (\gamma_{\text{сд.к}}^2 - \gamma_{\text{сд.н}}^2) 10^{-6} = V_m \mu \sigma (\gamma_{\text{сд.к}}^2 - \gamma_{\text{сд.н}}^2) 10^{-6}, \quad (5)$$

где  $\gamma_{\text{сд.н}}$  и  $\gamma_{\text{сд.к}}$  – соответственно относительные значения начальной и критической деформации сдвига поверхностного слоя.

При оценке нормальных и касательных напряжений в (5) необходимо учесть возможность локального повышения механических напряжений в поверхностном слое за счет наличия концентраторов напряжений и динамичности нагрузки:

$$\tau = \mu \sigma_{\text{ст}} n_{\text{дин}} k_n, \quad (6)$$

где  $\sigma_{\text{ст}}$  – статическое нормальное давление, приложенное на контакт, МПа;  $n_{\text{дин}}$  – динамический коэффициент;  $k_n$  – коэффициент перенапряжения.

При усталостном изнашивании реализуются несколько диссипативных механизмов, производящих энтропию на разных масштабных уровнях. Учитывая аддитивность энтропии  $\Delta S$  и используя ее статистическую интерпретацию, приращение связанной энергии за счет работы, совершаемой тепловыми флуктуациями, можно представить в виде

$$\Delta L(Q) = \sum_{j=1}^l T \Delta S_j \approx 2,31RT \sum_{j=1}^l \lg \left( \frac{W_{j+1}}{W_j} \right), \quad (7)$$

где  $T$  – абсолютная температура, К;  $\Delta S_j$  – изменение энтропии в  $j$ -й подсистеме;  $R$  – универсальная газовая постоянная, кДж/К·моль;  $W_j$ ,  $W_{j+1}$  – термодинамические вероятности состояний  $j$  и  $j+1$  подсистем с энтропиями  $\Delta S_j$  и  $\Delta S_{j+1}$  соответственно.

Физический смысл отношения  $W_{j+1}/W_j$  зависит от рассматриваемого масштабного уровня. Его можно интерпретировать как количество элементарных событий  $j$ -го уровня, приходящихся на активацию одного кинетического акта, являющегося, в свою очередь, элементарным событием более высокого  $j+1$  уровня. Согласно данной интерпретации, на микроуровне

это отношение представляет собой среднее число атомных колебаний  $n_a$  вблизи положения равновесия до случайного появления одной термической флуктуации критической величины, достаточной для преодоления потенциального барьера и образования дефекта (элементарный акт повреждаемости). На наноуровне – это среднее число образовавшихся дефектов  $n_d$ , инициирующее в поверхностном слое самоорганизацию дислокационной диссипативной субструктуры. На мезоуровне – среднее число кинетических фазовых переходов, связанных со сменой ведущего типа диссипативных структур  $n_{dc}$ , приходящееся на один кинетический акт усталостного выкрашивания поверхностного слоя. Характерные длительности указанных событий можно представить следующим образом: период атомных колебаний  $\tau_0 = \hbar/kT \cong 10^{-12} \dots 10^{-13} \text{ с}$ , время до термофлуктуационного появления дефекта  $\tau_\phi = n_a \tau_0$ , время до самоорганизации диссипативных структур  $\tau_s = n_d \tau_\phi$  и время до разрушения диссипативной системы  $t_p = n_{dc} \tau_s$ . Подставляя в (7) приведенные выражения для произвольного момента времени  $t \gg \tau_0$  от начала приложения нагрузки, можно записать

$$\begin{aligned} \Delta L(Q) &= \sum_{i=1}^n T \Delta S_i \cong 2,3RT [\lg(n_a) + \lg(n_d) + \lg(n_{dc})] = \\ &= 2,31RT \left[ \lg\left(\frac{\tau_\phi}{\tau_0}\right) + \lg\left(\frac{\tau_s}{\tau_\phi}\right) + \lg\left(\frac{t}{\tau_s}\right) \right] = 2,3RT \lg\left(\frac{t}{\tau_0}\right) \end{aligned} \quad (8)$$

Конечный вид выражения (8) показывает, что работа термических флуктуаций зависит только от температуры, длительности приложения нагрузки и периода атомных колебаний и не зависит от конкретного действующего физического механизма повреждаемости. С учетом (3)-(8) условие (2) примет вид  $\Delta L(Q) + \Delta L(E_{yup}) + \Delta E_{yup} + \Delta G = U_0$ , или

$$2,31RT \lg\left(\frac{t}{\tau_0}\right) + V_m \mu \sigma_{cm} n_{оин} k_n (\gamma_{сд.к}^2 - \gamma_{сд.н}^2) 10^{-6} + \frac{1}{2} V_m \gamma_{сд} n_{оин} k_n \mu \sigma_{cm} 10^{-6} + \Delta G = U_0. \quad (9)$$

Практика показывает, что для пластичных материалов при отсутствии сильных концентраторов напряжений и динамических воздействий величина  $\Delta E_{yup}$  пренебрежимо мала. С учетом этого и допуская  $\gamma_{сд.н} = 0$ , выражение (9) можно свести к упрощенному виду

$$2,31RT \lg\left(\frac{t}{\tau_0}\right) + V_m \mu \sigma \gamma_{сд}^2 10^{-6} + \Delta G = U_0. \quad (10)$$

В исходном состоянии поверхностного слоя запасенная энергия, представленная суммой мольных энергий в левой части выражения (10), не

достигает энергии активации, этим обеспечивается устойчивость системы. Однако с течением времени условие разрушения может выполняться при любых значениях нагрузки и температуры за счет роста первого (термического) слагаемого. В момент достижения равенства (10) длительность приложения нагрузки становится эквивалентной времени до разрушения (долговечности) материала, т.е.  $t = t_p$ , а пластическая деформация становится критической для данного состояния материала  $\gamma_{cd} = \gamma_{cd.крит}$ , отсюда, выразив  $t_p$ , получим уравнение долговечности:

$$t_p = \tau_0 \exp\left(\frac{U_0 - V_m 10^6 \mu \sigma \gamma_{cd.крит}^2 - \Delta G}{RT}\right), \text{ с.} \quad (11)$$

Если в выражении (11) пренебречь влиянием взаимодействия поверхности со средой  $\Delta G = 0$ , а также принять равенство

$$\gamma = \gamma'' \mu = V_m n_{оун} k_n \mu \gamma_{cd.крит}^2, \quad (12)$$

то в результате из (11) получим известное эмпирическое уравнение С.Н. Журкова [1] для оценки долговечности твердых тел

$$t_p = \tau_0 \exp(U_0 - \gamma \sigma / RT).$$

Уравнение долговечности материалов можно также представить в более общем виде

$$t_p = \frac{\Pi_{кр}}{\dot{\Pi}} = \frac{\Pi_{кр} \partial t}{\partial \Pi}, \quad (13)$$

где  $\Pi_{кр}$  – критическое значение функции, контролирующей разрушение материала,  $\dot{\Pi}$  – скорость роста этой функции,  $\partial \Pi / \partial t$ .

Выражения (1) и (11) можно привести к виду (13) следующим образом:

$$t_p = \frac{U_0 \partial t}{\partial(\Delta U)} \cong \frac{U_0 \Delta t}{(\Delta U_2 - \Delta U_1)}, \quad (14)$$

$$t_p = \frac{\exp\left(\frac{U_0}{RT}\right)}{\left[\exp\left(\frac{\sigma \gamma + \Delta G}{RT}\right) / \tau_0\right]}. \quad (15)$$

В (14) функция  $\Pi$  является энергетическим, а в (15) – статистическим выражением зависимости (13). Несмотря на разный физический смысл функции  $\Pi$  в выражениях (14) и (15), с точки зрения оценки долговечности они идентичны. Полученные выражения можно использовать при

оценке долговечности поверхностных слоев при усталостном изнашивании.

Критерий разрушения (10) имеет эвристическую ценность. На основе его анализа получен ряд кинетических зависимостей для прогнозирования ресурсных характеристик материалов [2], выбора режимов ускоренных испытаний; оценки активационных характеристик разрушения поверхностных слоев [3], исследования влияния смазочных материалов на прочность поверхностных слоев; регламентирования механических свойств материалов с учетом активации различных механизмов разрушения и др.

Расчетные модели для оценки скорости изнашивания материалов зависят от ведущего механизма повреждаемости. Рассмотрим два полярных случая: первый – когда основной вклад в накопление повреждаемости вносят термические флуктуации, второй – механические напряжения. Первый случай соответствует усталостным формам изнашивания, при которых механические усилия в зоне фактического контакта не могут самостоятельно вызвать неустойчивость материала и рост повреждаемости происходит за счет совместного действия упругих напряжений и термических флуктуаций, а долговечность поверхностного слоя контролируется временем существования диссипативной системы. Второй случай соответствует абразивному изнашиванию, когда пластическая неустойчивость поверхностного слоя обусловлена, в основном, действием механических напряжений, а скорость разрушения поверхностного слоя контролируется скоростью относительного перемещения деталей при трении.

Усталостное изнашивание происходит циклически, с характерными для выбранного режима трения длительностью цикла  $t_u$  и количеством разрушаемого за цикл материала  $I_u$ . Длительность одного кинетического цикла может варьироваться в широких пределах (от нескольких минут до десятков часов), а линейный износ за цикл составляет величину, равную глубине debris-слоя ( $\approx 1...5$  мкм). С учетом вероятности появления фактического контакта  $A_r/A_n \approx \sigma/HB$  среднюю скорость усталостного изнашивания можно рассчитать как

$$\gamma_{yu} = \frac{I_u}{t_u} = \frac{I_u}{t_p \frac{HB}{\sigma}} = \frac{I_u \sigma}{HB \tau_0 \exp\left(\frac{U_0 - \sigma\gamma - \Delta G}{RT}\right)}. \quad (16)$$

Данное выражение по структуре аналогично расчетной модели изнашивания Д.Г. Громаковского [2]. Оно показало удовлетворительное совпадение с результатами экспериментов на усталостное изнашивание бронзовых, стальных и чугуновых образцов на машине трения с возвратно-поступательным движением.

Согласно (14),  $\gamma_{yu}$  можно представить также в виде

$$\gamma_{yu} = \frac{I_y \dot{U}_0}{U_{0кр} - U_{0н}}. \quad (17)$$

Последнее выражение учитывает циклический рост энергии активации пластической деформации поверхностного слоя от начального  $U_{0н}$  до критического  $U_{0кр}$  значения с некоторой скоростью  $\dot{U}_0$ , зависящей от совокупности внешних и внутренних факторов. Эти параметры требуют в каждом конкретном случае эмпирической оценки. Выражения (16), (17) справедливы также при изнашивании по механизму контактной фрикционной усталости. При этом в них достаточно изменить значения  $I_y$ ,  $\dot{U}_0$  на величины, соответствующие области, подвергаемой данному виду усталости.

При абразивном изнашивании скорость разрушения поверхностного слоя превышает скорость образования диссипативных структур. При этом вклад первого слагаемого в условии (10) будет существенно меньше второго. В этом случае (при  $t_p \rightarrow \tau_0$ ) условие разрушения примет вид

$$\sigma\gamma \approx U_0 - \Delta G. \quad (18)$$

Левая часть выражения (18) имеет физический смысл механической работы сил трения  $A_{mp}$ , затрачиваемой на пластическое оттеснение объема  $V_{au}$  поверхностного слоя, содержащего один моль вещества.

$$\frac{A_{mp}}{V_{au}} = U_0 - \Delta G. \quad (19)$$

Умножив числитель и знаменатель левой части (19) на  $dt$ , выражение можно записать в виде

$$\frac{A_{mp}}{dt} \frac{dt}{V_{au}} = \frac{W_{mp}}{\gamma_{au}} = U_0 - \Delta G, \quad (20)$$

где  $W_{mp}$  – мощность трения, кДж/с;  $\gamma_{au}$  – скорость абразивного изнашивания, моль/с;  $U_0 - \Delta G$  – мольная энергия активации пластической деформации поверхностного слоя. Таким образом, для оценки скорости и интенсивности абразивного изнашивания из (20) и (19) соответственно можно вывести зависимости

$$\gamma_{au} = \frac{V_m W_{mp}}{U_0(T)} = \frac{V_m \mu P v_{ск}}{U_0(T)}, \text{ [мм}^3\text{/с]}; \quad J_{au} = \frac{V_m}{U_0(T)} = \frac{V_m V_{au}}{A_{mp}} = \frac{V_m V_{au}}{\mu PL}, \text{ [мм}^3\text{/кДж]}.$$

Первое выражение идентично зависимости для оценки скорости абразивного изнашивания, полученной В.В. Федоровым [4].

Полученные результаты показали, что в основе кинетических моделей изнашивания поверхностных слоев лежит энергетическое условие разрушения материалов. Приведенный анализ и другие работы [5] указывают на целесообразность и перспективность применения термодинамического подхода в сочетании с теорией синергетики к дальнейшему развитию энергетических критериев прочности поверхностных слоев и разработке кинетических моделей протекающих в них процессов.

#### Библиографический список

1. Журков С.Н., Нарзуллаев Б.Н. Временная зависимость прочности твердого тела // ЖТФ. 1953. Т.23. Вып.10. – С. 1677-1689.
2. Новый способ оценки пластичности конструкционных материалов и прогнозирования ресурсных характеристик деталей машин и конструкций / Д.Г. Громаковский, И.Д. Ибатуллин, В.А. Прилуцкий, А.В. Дынников, И.Н. Овчинников, М.Б. Бакиров // Тяжелое машиностроение. 2004. №10. С. 2-6.
3. Патент №2166745 от 2001.05.10, G01N3/56. Способ оценки энергии активации разрушения материала поверхностного слоя, деформированного трением // Д.Г. Громаковский, Е.В. Беленьких, И.Д. Ибатуллин и др.
4. Федоров В.В. Термодинамические аспекты прочности и разрушения твердых тел. Ташкент: Изд. ФАН, Уз.ССР, 1979. – 168 с.
5. Силаев Б.М. Обобщенная модель процесса внешнего трения и изнашивания // Машиноведение. 1989. № 2. – С. 56-65.

УДК 621.891

А.А. Ланков

Тверской государственной технической университет

### О НАРАСТАНИИ ПЛАСТИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА ПРИ ЕГО СЖАТИИ

В научном мире, занимающемся изучением контактирования шероховатых поверхностей или задачей внедрения шарового штампа в упруго-пластическое полупространство, большинство исследователей исходит из того, что:

- 1) упрочнение начинается с момента достижения напряжением предела пропорциональности, точнее близкого к нему предела текучести материала;
- 2) упрочнение изменяется по степенному закону;
- 3) при достижении напряжением примерно трех пределов текучести, то есть твердости Бринелля НВ, материал переходит в пластическое состояние.

В такой постановке содержится утверждение, что после участка упрочнения происходит скачкообразное, то есть в очень узком интервале нагрузок, изменение напряженного состояния, так как возрастающее напряжение на участке упрочнения мгновенно переходит в постоянное напряжение, характерное для пластической деформации (рис., участок AF). В действительности, скачкообразное изменение механических свойств невозможно, так как достижение пластичности связано с перестройкой структуры материала, которое требует времени и возникает за счет накопления различных дефектов под штампом.

Изменение напряженно-деформированного состояния происходит с напряжения текучести материала. Сжатие шаровым штампом аналогично линейному растяжению стержня, в котором возникает участок постоянного напряжения, называемый участком текучести. Если учесть на этом участке уменьшение сечения стержня, то участок текучести превратится в участок слабого упрочнения. Аналогично и при сжатии материала шаровым штампом: за пределом текучести возникает участок слабого упрочнения, физическая природа которого неясна (участок АВ на диаграмме нагружения).

Этот участок заканчивается, когда на упругой площадке контакта, равной половине видимого пятна контакта, возникает давление, равное константе материала – истинной твердости  $H$ . При дальнейшем росте нагрузки возникает интенсивное деформационное упрочнение (участок ВС), которое постепенно подводит материал к пластическому состоянию (прямая FC на диаграмме нагружения).

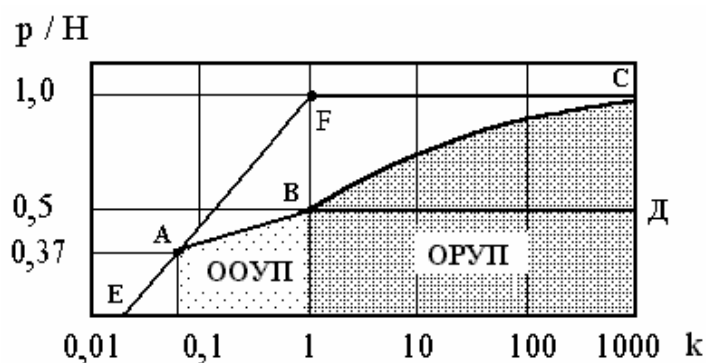
П.Д. Нетягов и В.В. Измайлов [1], основываясь на работе Д. Тейбора [2], показали, что помимо упругой деформации Гука при одноосном растяжении, деформации Герца при сдавливании шаров, существует еще упругая деформация, пропорциональная нагрузке в степени  $\frac{1}{2}$  в области деформационного упрочнения. Такая деформация возникает из-за сжатия кристаллической решетки, в результате которого в пространстве между атомами происходит размножение различных дефектов (двойникование, размножение дислокаций и пр.), являющихся основой пластичности.

Пластические свойства возрастают значительно быстрее упругих [1, 3] в результате возникает упругопластическая деформация с упрочнением, где сосуществуют оба вида деформации – упругая и пластическая. Несмотря на абсолютное возрастание упругой деформации, возрастание пластической происходит гораздо интенсивнее. В итоге достигается состояние, близкое к пластическому.

Универсальная диаграмма нагружения металла шаровым штампом очень напоминает диаграмму линейного растяжения и имеет вид, указанный на рисунке. По оси абсцисс – степень нагружения  $k = P/[4,36 \cdot (J \cdot D)^2 H^3]$ ,



пропорциональная нагрузке  $P$ , а по оси ординат – относительное давление  $p/H$ , где  $H$  – предельная твердость,  $J$  – упругая постоянная,  $D$  – диаметр индентора.



Универсальная диаграмма сжатия

тем в области ОРУП (область развитой упругопластичности) по ВС. При  $k = 1$  давление достигает  $p = 0,5 \cdot H$ , а при возрастании  $k$  до нескольких сот единиц медленно приближается к  $H$ .

При расчете упругопластических свойств следует учитывать истинное изменение давления на участке АВС.

Из диаграммы нагружения видно, что с точки зрения теории пластичности (участок АВС) давление возрастает иначе, чем в действительности.

Экспериментально и теоретически доказано [3], что давление незначительно возрастает в ООУП (область ограниченной упругопластичности) по АВ, затем

#### Библиографический список

1. Нетягов П.Д., Измайлов В.В. Упругопластический контакт единичной неровности // Изв. вузов. Машиностроение. 1975. №5. – С. 16-232.
2. Tabor D. The hardness of metals. Oxford, 1951. – P. 174.
3. Ланков А.А., Миронов В.А. Упругость, упругопластичность, пластичность в конструктивных средах. – Тверь: ТГТУ, 1997. – 130 с.

УДК 621.88.0841.1/2:621.789

Ю.П. Сердобинцев, А.Г. Алехин  
Волгоградский государственный технический университет

### МОДИФИЦИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ ЛАЗЕРНОЙ ЗАКАЛКОЙ

Для решения комплексных технических проблем, связанных с созданием современных типов машин и оборудования, требуется поиск новых научнообоснованных методов повышения несущей способности силовых элементов конструкций узлов и агрегатов, работающих в условиях многофакторного воздействия. Кроме того, повышение технического уровня машин осуществляется при одновременном снижении их весовых и габаритных показателей.

Наиболее распространенным видом сопряжения силовых элементов в различных механических системах являются неподвижные соединения с натягом, надежность которых в большинстве случаев определяет работоспособность узлов и агрегатов машины в целом. Существующие конструктивные и технологические методы создания соединений с натягом не всегда обеспечивают требуемый уровень надежности, а введение дополнительных конструктивных элементов для разгрузки соединения не всегда эффективно и, кроме того, значительно усложняет конструкцию.

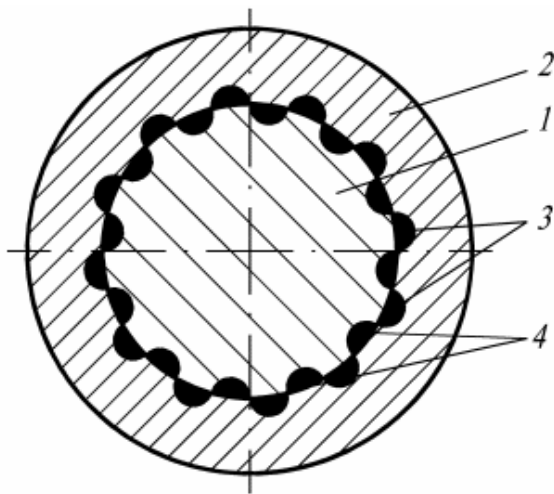


Рис. 1. Модифицированное соединение с натягом: 1 – вал; 2 – втулка; 3, 4 – дорожки лазерной закалки вала и втулки соответственно

В работах [1, 2] предложен способ повышения эксплуатационных свойств цилиндрических деталей с натягом за счет модифицирования контактирующих поверхностей лазерной закалкой. Предлагаемый способ заключается в следующем: соединение с натягом, состоящее из вала 1 и втулки 2 (рис. 1), на контактирующих поверхностях которых нанесены дорожки (треки) лазерной закалки шириной  $a$  и шагом  $2a$ , расположенные нормально к

вектору сдвигающей силы. При этом противолежащие дорожки вала 3 и втулки 4 выполнены со смещением друг относительно друга на половину указанного шага.

При выполнении на контактирующих поверхностях вала и втулки дорожек лазерной закалки в зонах лазерного влияния образуется мелкодисперсный мартенсит, обладающий по сравнению с исходным материалом большей твердостью и большим удельным объемом, в результате чего в зонах лазерного влияния образуются выступы 3 и 4 из материала самих деталей.

При сборке соединения с натягом выступы образуют сцепление, что при приложении крутящего момента  $M$  к валу обеспечивает повышение нагрузочной способности и сдвигоустойчивости сопряжения.

Целью данной работы являлось исследование закономерностей целенаправленного формирования геометрических характеристик и физико-механических свойств несущего поверхностного слоя при лазерной обработке сопрягаемых стальных цилиндрических поверхностей, контактное взаимодействие которых определяет нагрузочную способность соединения с натягом.

Исследования проводили на стали 45 ГОСТ 1050-88. Лазерную закалку проводили на лазерной установке непрерывного действия «Комета-2»

по режимам, обеспечивающим термоупрочнение как с оплавлением, так и без оплавления обрабатываемой поверхности.

При оценке качества поверхностного слоя изучали микроструктуру металла, микротвердость, параметры шероховатости и волнограммы. Микроструктуру металла изучали металлографическим методом с использованием микроскопа МИМ-10 и оптического микроскопа МЕТАМ ЛВ-32 при увеличении  $\times 100$ . Микротвердость определяли на приборе ПТМ-3М. Волнограммы определяли с помощью кругломера TALLYROND-73.

Типичные волнограммы, а также огранка исследуемых образцов до и после лазерной закалки представлены на рис. 2.

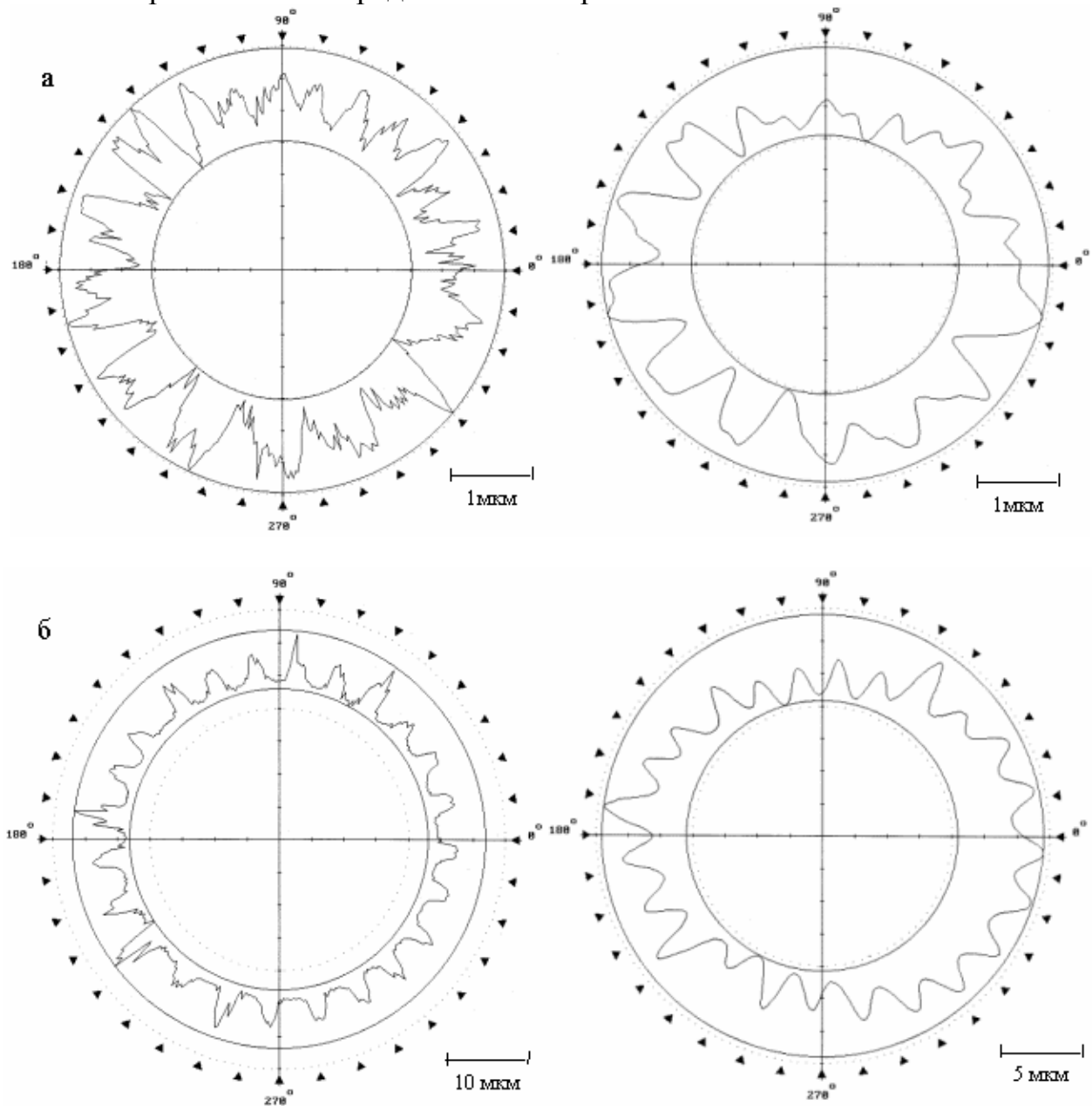


Рис. 2. Волнограммы (слева) и огранка (справа) цилиндрической поверхности вала: а – шлифование,  $R_a = 1,25$  мкм, б – после лазерной закалки

Установлено, что, варьируя режимы лазерной закалки, можно изменять как ширину, так и высотные параметры трека. Это подтверждается как измерениями микротвердости в зоне лазерного воздействия, так и снятыми волнограммами с экспериментальных образцов.

Зависимость высоты трека от скорости лазерной закалки (мощность лазерного излучения  $P = 1$  кВт, диаметр сфокусированного луча  $d_{\text{п}} = 5$  мм) приведена на рис. 3. Установлено, что с уменьшением скорости лазерной закалки высота трека достигает максимальных значений (до 20 мкм) вследствие структурно-фазовых превращений значительного объема упрочняемого металла в зоне лазерного воздействия, а также увеличения высотных параметров микрогеометрии. С уменьшением скорости лазерной обработки также наблюдается увеличение ширины трека.

Из проведенного экспериментального исследования видно, что наиболее рациональным режимом лазерной закалки является режим без оплавления (скорость лазерной закалки  $V = 20 \dots 25$  мм/с,  $P = 1$  кВт,  $d_{\text{п}} = 5$  мм). Это обусловлено увеличением высотных параметров упрочненной зоны вследствие структурно-фазовых превращений металла в зоне лазерного воздействия без существенного увеличения шероховатости поверхности.

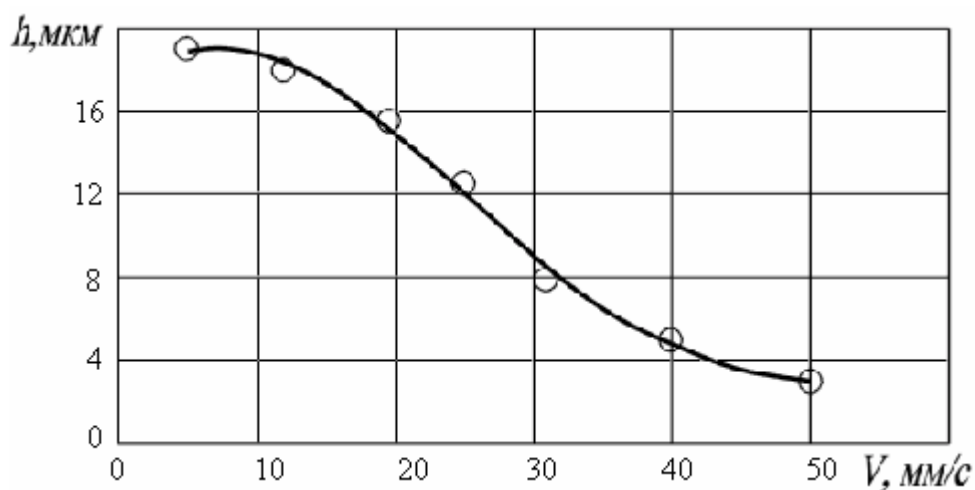


Рис. 3. Зависимость высоты трека от скорости лазерной закалки:  $P = 1$  кВт,  $d_{\text{п}} = 5$  мм

Предлагаемый способ повышения эксплуатационных свойств неподвижных соединений с натягом за счет комплексного воздействия на контактирующие поверхности лучом лазера позволит повысить нагрузочную способность соединений с натягом без увеличения геометрических размеров стыкуемых деталей, введения дополнительных конструктивных элементов, усложняющих конструкцию узлов и агрегатов. Результаты работы могут быть использованы при изготовлении и ремонте узлов и агрегатов различных типов машин и оборудования.

**Библиографический список**

1. Сердобинцев Ю.П., Алехин А.Г. Повышения надежности прецизионного оборудования // Известия Волгоградского государственного технического университета: Межвуз. сб. науч. статей / ВолгГТУ. – Волгоград, 2004. – С. 31-32.
2. Сердобинцев, Ю.П., Алехин А.Г., Макарихин В.А. Повышение нагрузочной способности модифицированных соединений с натягом // Сб. науч. ст. междунар. научно-техн. конф. «Балтехмаш – 2004». – 2004. – С. 34-35.

УДК 621.791

А.А. Золотов, Е.Н. Зубкова, Н.С. Зубков  
Тверской государственной технической университет

**ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТА  
ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩИХ СТАЛЕЙ**

Максимальная износостойкость быстрорежущих сталей отмечается при скорости резания  $\sim 50$  м/мин [1]. При дальнейшем повышении скорости резания происходит резкое падение износостойкости из-за нагрева инструментальной стали в область температур, при которых протекают процессы распада твердого раствора, коагуляции упрочняющих фаз и снижения твердости. Повышение производительности обработки инструментом из быстрорежущих сталей ограничивается в основном их теплостойкостью. Работы, выполненные в направлении повышения теплостойкости позволили создать современные марки быстрорежущих сталей и определить режимы термической обработки. Дальнейшее повышение теплостойкости в настоящее время не представляется возможным из-за предельного состояния насыщенности твердого раствора и устойчивости дисперсных упрочняющих фаз к коагуляции при нагреве выше 600-700 °С.

В работе рассмотрены возможности повышения производительности инструмента из быстрорежущих сталей за счет снижения тепловыделения в зоне резания. Одним из основных источников теплоты при резании являются силы трения, возникающие при взаимодействии инструмента с обрабатываемым металлом. По своей природе эти силы не однородны. В температурном интервале характерном при работе инструмента из быстрорежущих сталей (500-700 °С) преобладает адгезионная составляющая сил трения [2]. Это позволяет предположить, что одним из эффективных способов снижения тепловыделения в зоне резания является уменьшение адгезионной составляющей сил трения.

Основным источником тепла, выделяемого при резании, являются процессы контактного сваривания инструмента с обрабатываемым изделием, происходящие непосредственно в зоне ювенильного контакта поверхностей. Поскольку в контакте находятся чистые металлы, то согласно мо-

лекулярно-механической теории, прочность адгезионных связей достаточно высока по сравнению с другими зонами контакта, где имеется доступ воздуха и смазывающе-охлаждающей жидкости (СОЖ). В зоне ювенильного контакта высвобождаемая энергия максимальна, а смазывающий эффект СОЖ сводится к нулю.

Кроме того, как показывает практика, применение жидкой смазки не достаточно эффективно, особенно при высоких скоростях обработки. Из-за наличия значительных давлений в зоне контакта инструмента с обрабатываемым изделием жидкость не поступает в зону ювенильного контакта инструмента и обрабатываемого материала.

Заслуживает внимания другой наиболее эффективный способ снижения адгезионных связей и уменьшения тепловыделения в зоне резания за счет введения пленкообразующих добавок – неметаллических включений – в обрабатываемый металл [3, 4]. При обработке резанием включения образуют пленку с пониженным сдвиговым сопротивлением, снижая адгезионную составляющую сил трения и тепловыделение. Механизм воздействия тот же, что и при использовании СОЖ, но более эффективен, т.к. “твердая смазка” поступает из обрабатываемого металла в недоступных для жидкости местах, а именно, в зону ювенильного контакта режущего клина инструмента и обрабатываемого металла, что значительно повышает эффективность снижения тепловыделения и способствует повышению производительности.

Эффективным пленкообразующим элементом является сера, образующая в стали сульфиды марганца, хрома, молибдена, кобальта и др. Установлено, что сульфиды, находящиеся в стали, формируют смазывающую пленку на поверхности инструмента и стружки. Пленка позволяет снизить трение инструмента об обработанную поверхность и о поверхность стружки и уменьшить тепловыделение в зоне резания.

Мнение отечественных и зарубежных исследователей о влиянии добавок поверхностно-активных элементов (ПАЭ) на свойства быстрорежущих сталей, в том числе износостойкость, противоречиво. Однако общим требованием при разработке быстрорежущих сталей с пленкообразующими элементами является необходимость предупреждения нарушения сплошности, имеющей место в сталях повышенной обрабатываемости. Механизм воздействия сульфидов должен ограничиваться созданием пленок с пониженным сдвиговым сопротивлением, снижающим адгезию в зоне ювенильного контакта поверхностей и взаимодействием стружки с поверхностями инструмента. Е.В. Пименовым получены положительные результаты лабораторных испытаний по влиянию серы и других пленкообразующих элементов на повышение обрабатываемости и износостойкости инструмента из быстрорежущих сталей [5].

Одним из перспективных направлений повышения производительности является введение ПАВ в материал инструмента при наплавке [6, 7].

При соблюдении определенного термического цикла наплавки, позволяющего получить наплавленную быстрорежущую сталь в закаленном состоянии, сера образует в наплавленном металле дисперсные сульфиды глобулярной формы. В этом случае получается возможность сохранения первоначальной заданной формы и распределения сульфидов, поскольку необходимая геометрия формируется в процессе наплавки и отпадает необходимость в горячей обработке давлением. Высокие скорости охлаждения и малые объемы кристаллизующегося металла исключают химическую макронеоднородность и последующую анизотропию свойств по всему объему, в том числе и сульфидов.

Используя разработанные наплавочные материалы с ПАВ и технологию наплавки быстрорежущими сталями с получением наплавленного металла в закаленном состоянии, была изготовлена партия металлорежущего инструмента [8]. Лабораторными испытаниями установили, что при наличии ПАВ стойкость инструмента увеличилась в 1,5-2 раза при обработке конструкционных углеродистых сталей. Наличие сульфидных пленок на поверхности обработанных изделий определили рентгеновской флуоресцентной спектроскопией с использованием спектрометра “Спектроскан-МАКС”<sup>1</sup> по методике [9].

#### Библиографический список

1. Геллер Ю.А. Инструментальные стали. – М.: Металлургия, 1975.
2. Miller P. Failure Mechanisms in Tool Steel / *Manufacture Engineering*, 1999. №1. – P. 82-87
3. Trombert C. Usinabilite des Aciers Inoxydables: Addition de Soufre / *Techniques de l’Ingenieur. Traite Materiaux Metalliques: M 726*. 1998. – P. 6-10.
4. Pokorny A., Pokorny J. Inclusions Non Metalliques dans l’Acier. Etude des Proprietes de Metaux. / *Techniques de l’Ingenieur. Traite Materiaux Metalliques: M 220*. 2000. – P. 1-37.
5. Пименов Е.В. Структура и свойства инструментальных материалов с внутренней смазкой. Дис. ... канд. техн. наук. Минск, 1988.
6. Зубкова Е.Н. Влияние серы на структуру и свойства наплавленной быстрорежущей стали / *МиТОМ*. 2002. №9. – С. 27-30.
7. Лаптев Л.Л., Зубков Н.С. Адгезионное взаимодействие инструмента с обрабатываемым металлом // Сб. Изготовление, восстановление и упрочнение металлорежущего инструмента. Тверь. 1997. – С. 56-60.
8. Зубков Н.С., Тютяев В.А., Зубкова Е.Н. Изготовление наплавленного металлорежущего инструмента: Монография. – Тверь: ТГТУ. 1998. – 124 с.
9. Зубков Н.С., Булкин Д.В., Золотов А.А. Наплавленная инструментальная штамповая сталь повышенной износостойкости. *Вестник ТГТУ*. – 2004.

---

\* Авторы выражают благодарность В.П. Молчанову за выполнение анализов методом рентгеновской флуоресцентной спектроскопией

УДК 621.891

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

### **ПРИМЕНЕНИЕ САМОСМАЗЫВАЮЩИХСЯ АНОДНО-ИСКРОВЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ УЗЛОВ ТРЕНИЯ**

Синтез покрытий с заданными свойствами на металлах анодированием или плазменным осаждением имеет большое практическое значение. В настоящее время все более широкое применение находят машины термической резки металлов с ЧПУ. Особенностью таких машин является большое количество подвижных элементов (например, суппортов), необходимых для раскрытия листового металла по сложной траектории. Это влечет за собой и наличие большого количества направляющих качения и скольжения, работающих в напряженных тяжелых условиях. Характерными условиями работы этих элементов являются повышенная температура (порядка 300 - 400°С), большое количество оседающей на направляющие копоти и мелкодисперсной пыли, представляющей собой твердые частицы оксидов и гидроксидов металлов, являющиеся ничем иным, как абразивом. Таким образом, направляющие подвергаются интенсивному абразивному изнашиванию. Кроме этого брызги раскаленного металла, попадая на поверхность направляющих, прочно соединяются с ними. Эти два фактора в течение короткого времени эксплуатации (порядка 80 часов) приводят к увеличению сопротивления движению суппортов в несколько раз (5 – 10 раз) и к быстрому катастрофическому износу направляющих. Это в свою очередь ведет к увеличению затрат электроэнергии и регулярным сбоям рабочего цикла машины. Проблема осложняется и тем, что профилактические мероприятия на предприятиях зачастую проводятся не своевременно или вообще не проводятся, так как являются трудоемкими и сложными.

Необходимость резкой смены направления движения портала и суппортов требует снижения инерции несущей конструкции машины. Это требование направлено на снижение ее массы, а следовательно, и на снижение мощности приводов. Поэтому несущие конструкции большинства современных машин термической резки изготавливаются из легких алюминиевых сплавов. Возникающая при этом проблема материала направляющих выходит на первое место. Изготовление стальных направляющих приводит к увеличению массы конструкции и ее усложнению.

Решением описанной выше проблемы может служить нанесение самосмазывающихся анодно-искровых покрытий, модифицированных частицами графита, на поверхности трения алюминиевых направляющих (рис. 1). Эти покрытия были синтезированы на кафедре физики в Твер-



ском государственном техническом университете. Традиционные методы формирования износостойких покрытий на вентильных металлах не удовлетворяют всему многообразию требований современной техники: по износостойкости, твердости, адгезии с металлом-подложкой, дешевизне и простоте получения. Покрытия, получаемые анодно-искровым способом на алюминиевых сплавах, удовлетворяют большинству современных требований, но при этом имеют неудовлетворительные антифрикционные свойства в условиях трения без смазочных материалов, например высокий коэффициент сухого трения, приводящий к заеданию и усталостному разрушению нагруженных рабочих поверхностей машин.

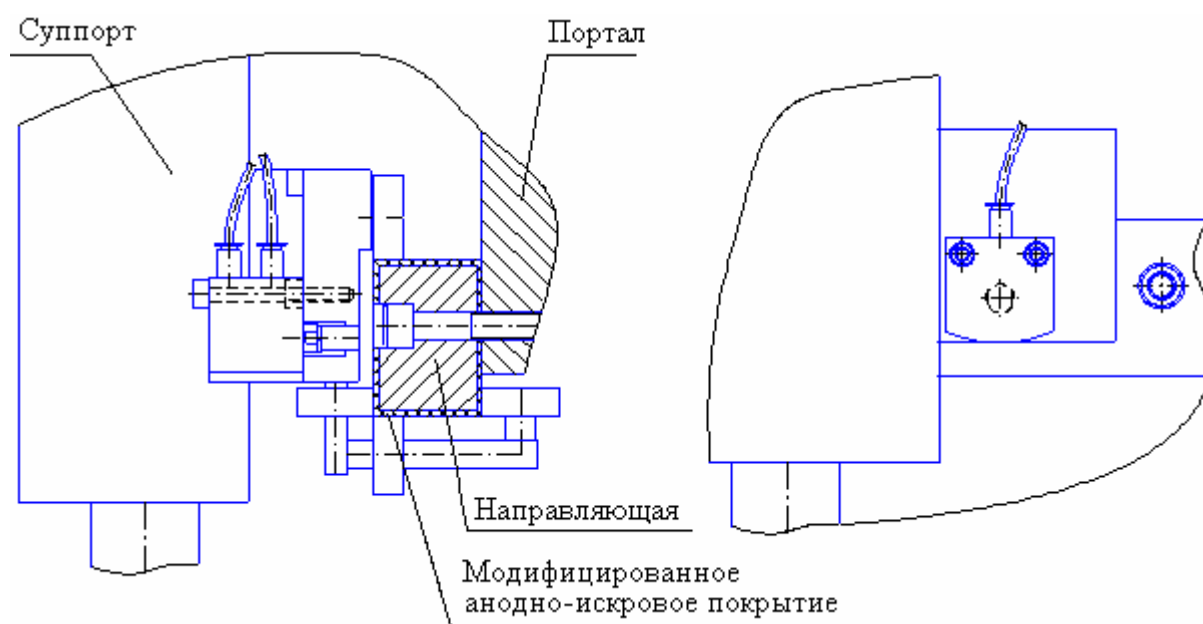


Рис. 1. Применение составной алюминиевой направляющей с поверхностью трения модифицированной самосмазывающимся анодно-искровым покрытием

В основу исследований, проводимых на кафедре физики Тверского государственного технического университета, была положена задача разработки такого способа получения антифрикционного покрытия на алюминии и его сплавах, при котором было бы обеспечено повышение надежности и долговечности его работы за счет улучшения работоспособности в условиях трения без смазочных материалов и ликвидации тем самым основного недостатка представленного выше. Технический результат был достигнут путем формирования покрытия высокой твердости, обладающего при этом низким коэффициентом трения, что позволило успешно эксплуатировать его в условиях трения без смазочного материала. Хорошие антифрикционные свойства обеспечиваются за счет того, что покрытие, полученное предложенным способом, представляет собой тугоплавкую керамическую матрицу, содержащую в порах большое количество частиц твердой смазки.

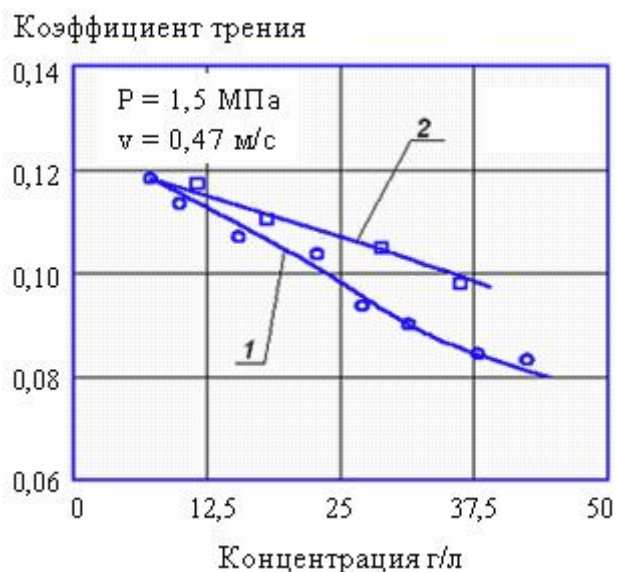


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения от концентрации частиц:  
1 – дисульфида молибдена, 2 – графита



Рис. 3. Зависимость интенсивности линейного износа от концентрации частиц:  
1 – дисульфида молибдена, 2 – графита

Триботехнические испытания полученных покрытий показали, что они обладают значительно лучшими антифрикционными свойствами по сравнению с известными оксидными покрытиями. Установлены зависимости коэффициента трения и интенсивности линейного износа полученных покрытий от концентрации частиц твердой смазки в электролите. Так, с ростом концентрации частиц графита и дисульфида молибдена в электролите коэффициенты трения покрытий снижаются практически прямо пропорционально (рис. 2), но у покрытий с частицами графита наблюдается отставание в результате худших смазочных свойств частиц.

Зависимость интенсивности линейного износа модифицированных анодно-искровых покрытий от концентрации частиц твердого смазочного материала в электролите (рис. 3) имеет точку минимума, после прохождения которой наблюдается рост из-за снижения прочностных и адгезионных свойств покрытия в результате увеличения в нем концентрации частиц твердой смазки. В результате не абсолютной диэлектрической защиты глицерином при увеличении концентрации частиц графита более 40 г/л наблюдается прекращение процесса нанесения покрытия

вследствие образования очагов безразрядной утечки тока. При проведении триботехнических исследований контр-тело представляло собой плоский образец из стали ХВГ, закаленной до 52 ... 58 HRC. Интенсивность линейного износа покрытия с частицами графита выше, чем в случае покрытия с

дисульфидом молибдена (рис. 3) в результате худших смазывающих свойств графита и меньшей концентрации частиц в покрытии.

Коэффициент трения полученных модифицированных покрытий заметно ниже коэффициента трения базового анодно-искрового покрытия. Об этом свидетельствуют полученные зависимости коэффициента трения от продолжительности работы покрытий (рис. 4).

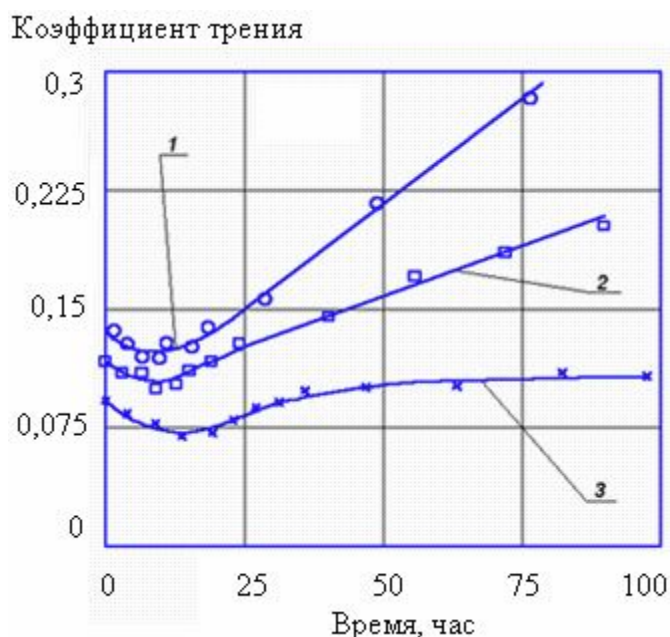


Рис. 4. Зависимости коэффициентов трения полученных покрытий от времени:  
1 – базовое покрытие,  
2 – покрытие с частицами графита,  
3 – покрытие с частицами дисульфида молибдена

термической резки. Кроме этого покрытия обладают хорошими антифрикционными свойствами (коэффициент трения 0,07 – 0,11, интенсивность линейного износа около  $4 \cdot 10^{-9}$ ).

Таким образом, применение самосмазывающихся анодно-искровых покрытий для защиты алюминиевых направляющих машин термической резки металлов снизит энергозатраты на трение, повысит долговечность и надежность работы направляющих. Будут решены проблемы увеличения массы и усложнения несущей конструкции машины, а также проблема, связанная со сложностью обслуживания направляющих.

#### Библиографический список

1. Баковец В.В., Поляков О.В., Долговесова И.П. Плазменно-электролитическая анодная обработка металлов. – Новосибирск: Наука, 1991. – 152 с.
2. Федоров В.А. Разработка основ применения легких сплавов в качестве материалов триботехнического назначения за счет формирования поверхностного керамического слоя. Дисс. ... д-ра техн. наук. – М., 1993. – 303 с.

Исследования физико-механических и триботехнических свойств этих покрытий показали, что анодно-искровые самосмазывающиеся покрытия обладают низкой адгезией с каплями раскаленного металла, способны эффективно работать при температурах до 2000 °С. Покрытия обладают толщиной порядка 0,2 мм, при которой могут работать в режиме контактных давлений до 10 МПа. Обладая высокой твердостью (микротвердость 12 – 14 ГПа), анодно-искровые самосмазывающиеся покрытия способны эффективно противостоять процессу абразивного изнашивания направляющих присутствующему в машинах

УДК 621.9.025.7

М.Ш. Мигранов  
Уфимский государственный авиационный технический университет

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА С ЭФФЕКТОМ САМООРГАНИЗАЦИИ**

Повышение износостойкости режущего инструмента в настоящее время может быть достигнуто благодаря использованию покрытий из нитридов титана и алюминия (TiAl)N [1]. Такие покрытия характеризуются уникальными комбинациями свойств: высокой твердостью при повышенных температурах в зоне контакта вместе с термической и химической устойчивостью и низкой термической проводимостью. Важным преимуществом (TiAl)N покрытий является их склонность к образованию относительно устойчивых поверхностных кислородосодержащих пленок. При этом дальнейшее повышение износостойкости (TiAl)N покрытий при резании можно получить путем доведения измельчения зерна до уровня наночастицы (размер зерна менее 100 нм). Это можно осуществить нанесением покрытия на инструментальный материал с помощью усовершенствованных передовых методов (например, фильтрацией магнитной дугой).

Изучение механизма трибоокисления покрытия при резании позволит наиболее полно использовать резервы повышения износостойкости таких покрытий. Можно предположить, что при этом актуальным является формирование в зоне резания термодинамически устойчивой и постоянной пленки из оксида алюминия с высокими трибологическими свойствами.

Были исследованы два типа покрытий (TiAl)N: обычное монослойное покрытие - (TiAl)N и усовершенствованное покрытие - (TiAl)N. Усовершенствованные покрытия наносились при фильтрации с помощью магнитной дуги на установке типа ННВ-6.6-11. Эти установки имеют до трех съемных подвижных мишеней, так называемых модулей. Температурный режим на поверхности образца при нанесении покрытия контролировался с помощью оптического пирометра. Нагревание подложки до температуры нанесения покрытия выполнялось с помощью ионов аргона во время их осаждения при смещающем напряжении подложки в 1 кВ. При достижении требуемой температуры подложки величина смещающего напряжения понижалась и в камеру подавался азот для нанесения покрытия (TiAl)N [1].

Такая схема позволяет воздействовать на физико-химические и плазмохимические процессы при нанесении термостойких покрытий за счет увеличения скорости ионизации как металлов, так и химически активных газов. Регулирование потока в этой системе основывается на принципах

плазменной оптики. Как только электрически заряженные частицы фокусируются в магнитном поле, незаряженные частицы (так называемая фаза – капелька) не подвергаются воздействию магнитных и электрических полей. Незаряженные частицы, движущиеся с поверхности катода параллельно оси катода, не достигают мишень и осаждаются на внутреннюю часть трубы, а заряженные ионы следуют за изгибом и фокусируются на поверхности подложки инструмента. Но есть еще одно преимущество фильтрации, которое является важным для нанесения твердых покрытий. Благодаря высокой скорости плазменной ионизации в камере установки для покрытия и относительно низкой скорости нанесения покрытия, температура вначале кристаллизации покрытий также низкая. Условия нанесения покрытия близки к нагреванию наношкалы, когда кинетическая энергия бомбардирующих ионов передается очень маленьким областям активно растущих тонких слоев покрытия, которые затем быстро отводят ее в глубь материала подложки. Таким образом, скорость охлаждения во время достаточно неравновесного процесса осаждения получается высокой. Ионная бомбардировка с низкой энергией растущих пленок может ограничить рост зерен и способствовать образованию нанокристаллических слоев. Использовались литые монокристаллические титано-алюминиевые катоды, изготовленные методом дугового плавления в аргоне алюминия и титана с соотношением 1:1.

Поверхностная морфология и микроструктура покрытий была исследована с помощью просвечивающей электронной микроскопии на установке JEOL JEM-201 ОЕ. Химический состав вторичных структур, возникающих на поверхности резца во время резания, был исследован методом ВИМС. Атомная структура пленок, образовавшихся на поверхности инструмента при резании, исследовалась с помощью EELFS и электронного спектрометра ESCALAB MK2(VG). Износостойкость покрытий на режущем инструменте из ТТ8К6 исследовался при обработке резанием стали 40Х в широком диапазоне изменения элементов режима резания. Составляющие усилий резания измерялись с помощью динамометра. Металлографический анализ стружки, образованной при резании, был проведен на сканирующем электронном микроскопе. Коэффициент усадки стружки и угол плоскости сдвига обрабатываемого материала определялись на основе стандартных методов [1].

Результаты натуральных экспериментов (рис. 1) показали, что износостойкость покрытий в значительной степени зависит от используемых режимов резания. При умеренных скоростях резания (250 м/мин) износостойкость инструмента с обычным покрытием выше фильтрованного вследствие благоприятного сочетания твердости и адгезии с подложкой. Но износостойкость такого покрытия значительно уменьшается при скоро-

стях резания выше 350 м/мин. Во время высокоскоростной обработки преобладает окислительный износ инструмента, и устойчивость образующихся оксидных пленок с покрытием определяет износостойкость режущего инструмента. Вот почему фильтрованные покрытия с большим сопротивлением окислению имеют и более высокую износостойкость при высоких скоростях резания в диапазоне 450 м/мин (рис. 1а). С другой стороны, улучшение в 1,5 раза сопротивления окислению фильтрованных покрытий не может само по себе объяснить увеличение износостойкости инструмента почти в 4 раза по сравнению с обычным покрытием.

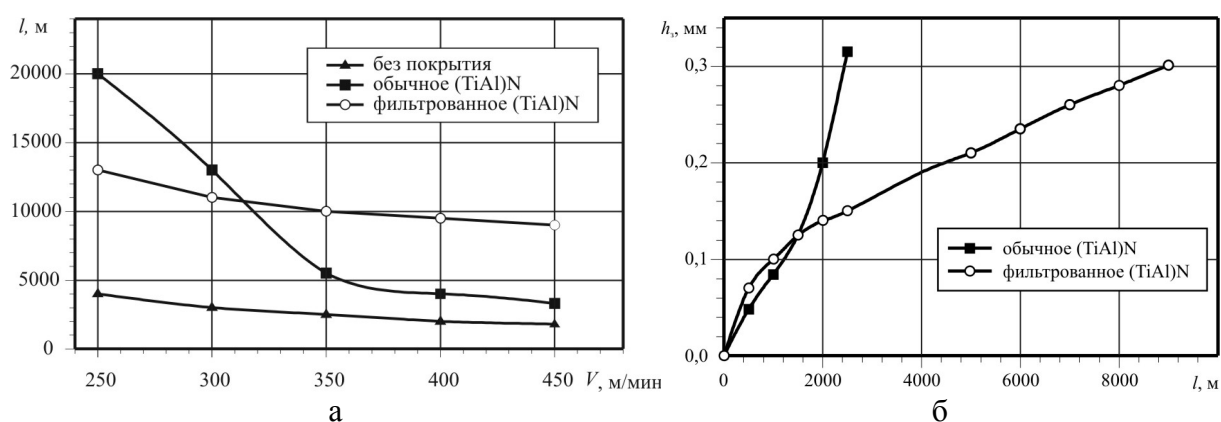


Рис. 1. Результаты стойкостных исследований при точении стали 40Х резцами ТТ8К6 с различными покрытиями ( $S = 0,11$  мм/об;  $t = 0,5$  мм):  
 а – влияние скорости резания на длину пути резания (при  $h_3 = 0,3$  мм);  
 б – влияние длины пути резания на износ инструмента по задней поверхности (при  $V = 450$  м/мин)

Для объяснения механизма этого явления были проведены дополнительные исследования поверхностей инструмента и детали. Образование кислородосодержащих пленок с алюминием на поверхности резца значительно изменяет тепловые потоки и отвод тепла в стружку и можно рассматривать как результат самоорганизации при резании. В то же время оксид алюминия как химически устойчивый материал препятствует интенсивному взаимодействию на поверхности деталь – инструмент во время резания и снижает схватывание обрабатываемого материала с поверхностью режущего инструмента.

Условия стружкообразования (коэффициент усадки стружки и угол условной плоскости сдвига), а также коэффициент трения по передней поверхности режущего инструмента, измеренные в процессе резания (табл.), также показывают значительное улучшение триботехнических параметров для инструментов с фильтрованными покрытиями.

## Триботехнические параметры (TiAl)N покрытий

Покрытия	Триботехнические параметры		
	Коэффициент усадки стружки	Угол сдвига	Коэффициент трения на передней поверхности
Обычное	1,35	40,58	0,986
Фильтрованное	1,19	44,49	0,857

В целом установлены два основных улучшения в характеристиках поверхностей покрытия после магнитной фильтрации. Первое улучшение связано с полной или частичной фильтрацией фазы «капелька». В результате образуется поверхность с меньшей шероховатостью, которая влияет на уменьшение адгезии (сцепляемости) обрабатываемого материала с инструментальной поверхностью. И второе улучшение связано с уменьшением сил трения и износа фильтрованных покрытий. Уменьшение сил трения важно для условий низкоскоростной обработки в области образования нароста. Но для условий высокоскоростной обработки, когда доминирует окислительный износ, способность покрытий образовывать защитные поверхностные пленки при резании становятся особенно важными. Эта способность повышается для (TiAl)N фильтрованных покрытий вследствие их нанокристаллической структуры. Измельчение размера зерна в фильтрованных (TiAl)N покрытиях до уровня нанoshкалы способствует образованию защитных алюминиевых оксидных пленок, тогда как пленки, образуемые на поверхности обычных покрытий с более крупными зернами, состоят из неустойчивых титановых оксидов. Пленки, которые образуются на поверхности режущего инструмента в результате процесса адаптации, имеют аморфно-кристаллические структуры. Сложная структура этих пленок оказывает благотворное влияние на снижение износа режущих инструментов. Адаптивные фильтрованные (TiAl)N покрытия с нанокристаллической структурой обладают перспективным сочетанием свойств, весьма пригодных для использования при высокоскоростном резании.

## Библиографический список

1. Fox-Rabinovich G.S. Nano-cristaline FAD TiAlN PVD coatings for high-speed machining application / G.S. Fox-Rabinovich, L.Sh. Shuster, M.Sh. Migranov. Surface and coating technology. 177 – 178. 2004. – P. 800-811.

## ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТЫ

УДК 621.315

М. Браунович<sup>1</sup>, В.В. Измайлов<sup>2</sup>, М.В. Новоселова<sup>2</sup><sup>1</sup>MB Interface, Montreal, Canada;<sup>2</sup>Тверской государственной технической университет

### ПРОГНОЗИРОВАНИЕ СРОКА СЛУЖБЫ ЗАМКНУТЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОНТАКТОВ

Неподвижные разъемные и неразъемные контакты являются необходимым элементом электрических цепей. К такому типу контактов относятся контакты шинпроводов, соединения кабеля с наконечником или гильзой и т.п. Ответственность функций электрических контактов, тяжесть последствий аварий, вызванных некачественным контактным соединением, обуславливают высокие требования к надежности электрических контактов.

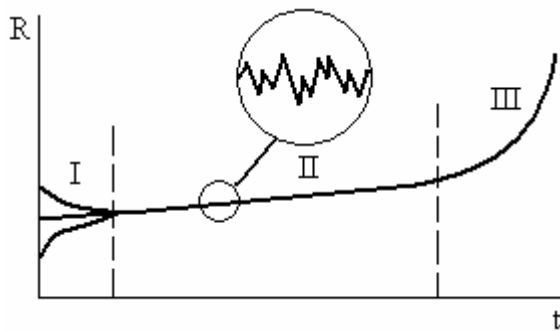


Рис. 1. Характер процесса деградации электроконтактного соединения:

I – область приработки;

II – область нормальной эксплуатации;

III – область интенсивного старения

С точки зрения теории надежности замкнутые электрические контакты можно отнести к изделиям с деградационными отказами [1], связанными с медленным изменением определяющего параметра — электрического сопротивления. Схематически процесс старения (деградации) контактного соединения представлен на рис. 1, где  $R$  — определяющий параметр (сопротивление),  $t$  — время. На первом этапе (область I) возможны как рост, так и снижение сопротивления, связанные с разрушением поверхностных пленок, десорбцией адсорбированных на поверхности веществ, и т.д. На втором этапе (область II) сопротивление либо остается постоянным, либо незначительно растет. На третьем этапе (область III) происходит резкий рост сопротивления и наступает параметрический отказ соединения. Следует отметить, что зависимость сопротивления от времени  $R(t)$  не является гладкой функцией. На регулярную составляющую (тренд) накладываются случайные колебания, изображенные в увеличенном виде на рис. 1. Поэтому с точки зрения математической статистики зависимость сопротивления контакта от времени  $R(t)$  является типичным примером нестационарного случайного процесса.

С точки зрения теории надежности замкнутые электрические контакты можно отнести к изделиям с деградационными отказами [1], связанными с медленным изменением определяющего параметра — электрического сопротивления. Схематически процесс старения (деградации) контактного соединения представлен на рис. 1, где  $R$  — определяющий параметр (сопротивление),  $t$  — время. На первом этапе (область I) возможны как рост, так и снижение сопротивления, связанные с разрушением поверхностных пленок, десорбцией адсорбированных на поверхности веществ, и т.д. На втором этапе (область II) сопротивление либо остается постоянным, либо незначительно растет. На третьем этапе (область III) происходит резкий рост сопротивления и наступает параметрический отказ соединения. Следует отметить, что зависимость сопротивления от времени  $R(t)$  не является гладкой функцией. На регулярную составляющую (тренд) накладываются случайные колебания, изображенные в увеличенном виде на рис. 1. Поэтому с точки зрения математической статистики зависимость сопротивления контакта от времени  $R(t)$  является типичным примером нестационарного случайного процесса.



Одной из важнейших задач теории надежности является прогнозирование долговечности (остаточного ресурса) объектов на стадии эксплуатации. При этом специалисты по теории надежности отмечают, что наиболее адекватные результаты в прогнозировании остаточного ресурса дают физико-статистические методы, в которых математические методы статистики (анализ временных рядов) сочетаются с построением физической модели старения объекта [2].

В связи с изложенным, целью данного исследования является разработка метода прогнозирования остаточного ресурса электроконтактного соединения по результатам наблюдения за его состоянием в процессе эксплуатации. Такое прогнозирование позволяет назначить обоснованный срок следующего контроля, планировать сроки ремонтных работ, сроки и объемы замены отказавших контактных соединений, тем самым обеспечить надежность и безопасность электротехнического оборудования.

Для прогнозирования остаточного ресурса электроконтактных соединений использованы как аппарат математической статистики (методы анализа временных рядов), так и физическая модель процесса деградации электроконтактного соединения.

### 1. Физическая модель старения контакта

В работе [3] по-видимому, впервые была предложена физическая модель старения электроконтактного соединения. Эта модель базировалась на предположении о диффузионном механизме окисления пятна контакта и роста контактного сопротивления. Позднее диффузионные модели были использованы в работах [4, 5, 6]. Авторами данной статьи предложена модель окисления пятен контакта, подробно описанная в работе [7]. Согласно этой модели, на поверхности единичного пятна за счет диффузии окислителя происходит рост поверхностной непроводящей пленки. В центре пятна



Рис. 2. Схема контактного пятна с поверхностной пленкой переменной толщины

на существует квазиметаллический участок, где толщина пленки незначительна и проводимость которого за счет туннельного и надбарьерного механизмов достаточно велика. По мере роста толщины пленки радиус квазиметаллического пятна уменьшается со временем (рис. 2).

На основании численного решения дифференциального уравнения, описывающего

диффузию окислителя по поверхности контакта, в работе [7] получена зависимость радиуса квазиметаллического проводящего пятна от времени, которая, к сожалению, не выражается явно в аналитическом виде. Поэтому предлагается аппроксимирующая зависимость радиуса квазиметаллического пятна контакта от времени  $r(t)$  в виде

$$r = a \left[ 1 - 0.77 \cdot \left( \frac{K_\delta D}{a^2} t \right)^{0.5} - 0.23 \cdot \left( \frac{K_\delta D}{a^2} t \right)^6 \right], \quad (1)$$

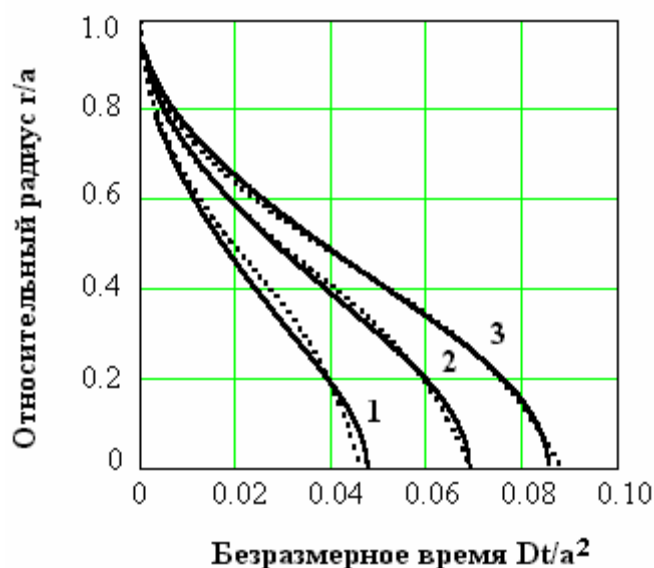


Рис. 3. Сравнение результатов численного решения (сплошные линии) и аппроксимирующей зависимости (1) (пунктир): 1 –  $\delta_c/\delta_m = 0.01$ ; 2 –  $\delta_c/\delta_m = 0.05$ ; 3 –  $\delta_c/\delta_m = 0.1$

где  $a$  – радиус пятна контакта,  $K_\delta = [1 - 4.5 \cdot \ln(\delta_c/\delta_m)]$  – коэффициент аппроксимации,  $\delta_c$  – толщина пленки на границе квазиметаллического участка,  $\delta_m$  – толщина пленки на свободной поверхности пятна контакта (рис. 2),  $D$  – коэффициент диффузии окислителя по поверхности контакта,  $t$  – время. Сравнение результатов численного решения и аппроксимирующей зависимости (1) представлено на рис. 3.

На основании уравнения (1), следуя Р. Хольму [8], получаем зависимость сопротивления единичного пятна контакта от времени:

$$R(t) = \frac{\rho}{2 \cdot r(t)} = \frac{R_0}{\left[ 1 - 0.77 \cdot \left( \frac{K_\delta D}{a^2} t \right)^{0.5} - 0.23 \cdot \left( \frac{K_\delta D}{a^2} t \right)^6 \right]}. \quad (2)$$

Реальный контакт всегда состоит из нескольких проводящих пятен, поэтому зависимость (2) должна быть обобщена на множественный контакт [8]:

$$R(t) = \frac{\rho}{2 \cdot r(t) \cdot n(t)}, \quad (3)$$

где  $n(t)$  – число проводящих пятен, уменьшающееся со временем, так как пятна малого размера постепенно исчезают из-за окисления. Воспользуемся выражениями для  $n(t)$ , полученными нами в работе [7] для двух функ-

ций распределения пятен контакта по размерам: равномерного и бета-распределения. Подставляя зависимости  $n(t)$  в уравнение (3), получаем: для равномерного распределения пятен контакта по размерам

$$R(t) = \frac{R_0}{\left[1 - 0.77 \cdot \left(\frac{K_\delta D}{a^2} t\right)^{0.5} - 0.23 \cdot \left(\frac{K_\delta D}{a^2} t\right)^6\right] \cdot \left[1 - \left(\frac{K_\delta D}{a^2} t\right)^{0.5}\right]}, \quad (4)$$

для бета-распределения пятен контакта по размерам

$$R(t) = \frac{R_0}{\left[1 - 0.77 \cdot \left(\frac{K_\delta D}{a^2} t\right)^{0.5} - 0.23 \cdot \left(\frac{K_\delta D}{a^2} t\right)^6\right] \cdot \left[1 - 3 \cdot \left(\frac{K_\delta D}{a^2} t\right) + 2 \cdot \left(\frac{K_\delta D}{a^2} t\right)^{1.5}\right]}. \quad (5)$$

Как видно из уравнений (2), (4), (5), величина  $t_m = \frac{a^2}{K_\delta D}$  является предельной величиной времени жизни контакта, так как при  $t \rightarrow t_m$  сопротивление контакта  $R(t) \rightarrow \infty$ .

Формулы (2), (4), (5) являются основой для предлагаемого метода прогнозирования остаточного ресурса контактных соединений, описанного далее.

Для расчета остаточного ресурса контакта введем параметр  $k = R(t)/R_0$ , где  $R(t)$  – текущее значение сопротивления контакта,  $R_0$  – начальное значение сопротивления. Поскольку в явном виде из уравнений (2), (4), (5) зависимость  $t(k)$  выразить невозможно, подобрана формула, аппроксимирующая численные решения уравнений (2), (4), (5) относительно времени  $t$ , в виде

$$t = t_m \cdot (1 - k^{-a})^b, \quad (6)$$

где для односточечного контакта  $a = 1,7$ ,  $b = 2,5$ ; для равномерного распределения пятен контакта по размерам  $a = 0,6$ ,  $b = 2$ ; для бета-распределения пятен контакта по размерам  $a = 0,4$ ,  $b = 1,4$ .

Формула (6) соответствует граничным условиям: при  $k = 1$   $t = 0$ ; при  $k \rightarrow \infty$   $t \rightarrow t_m$ .

## 2. Экспериментальная проверка модели деградации единичного пятна контакта

Экспериментальная проверка описанной выше модели деградации единичного пятна была выполнена на установке, моделирующей единичный контакт [7]. В эксперименте исследовали временную зависимость сопротивления контакта эталонного зонда из сплава ЗлМ800 (Au80Cu20) с плоским медным образцом. Зонд изготовлен из проволоки диаметром 1 мм со сферической вершиной радиусом 0,5 мм. Нагрузка на зонд (усилие нажатия) задавалась гирями и составляла 5 – 20 грамм (0,05 – 0,2 Н). Объем-

ная температура контакт-деталей поддерживалась на уровне 100, 150 или 200 °С с точностью  $\pm 5$  °С. Ток через контакт менялся в пределах 10 мА  $\div$  1 А, напряжение на разомкнутом контакте – в пределах 20 мВ  $\div$  2 В. Четыре реализации случайного процесса роста сопротивления единичного пятна контакта во времени приведены на рис. 4.

Исходные данные для теоретического расчета времени жизни рассматриваемого единичного контакта приведены в работе [7]. Наибольшую трудность представляет определение коэффициента диффузии. Приводимые в литературе данные немногочисленны и имеют разброс в несколько порядков. К тому же в основном приводятся значения коэффициентов объемной самодиффузии, а данные по гетеродиффузии (в частности, по диффузии кислорода в металлах), зернограничной или поверхностной диффузии малочисленны и противоречивы. Мы использовали наиболее общую запись коэффициента диффузии в виде [9]

$$D = D_0 \cdot \exp\left(-\frac{B}{\Theta}\right),$$

где  $D_0$  – предэкспоненциальный множитель (частотный фактор),  $\Theta = T/T_{пл}$  – гомологическая температура контакта,  $T$  – абсолютная температура контакта,  $T_{пл}$  – температура плавления материала контакт-деталей. Значения коэффициента  $B$  зависят от механизма диффузии. Для объемной самодиффузии большинство исследователей полагают  $B = 18$ . Но уже для зернограничной или поверхностной диффузии такого единодушия нет и приводится интервал  $B = 6 \div 9$ . По крайней мере, можно утверждать, что значения коэффициента  $B$  для зернограничной диффузии должны быть меньше, чем для объемной, а для поверхностной диффузии – меньше, чем для зернограничной. Значения коэффициента  $B$  для малых по размерам атомов или ионов кислорода, серы и других окислителей должны быть меньше, чем для самодиффузии больших по размерам ионов меди, золота и других металлов.

Очевидно, что поверхность контакта представляет собой более благоприятный путь для диффузии окислителя, чем объем металла, и коэффициент диффузии по поверхности контакта должен быть близок к коэффициенту зернограничной или даже поверхностной диффузии.

Обработка экспериментальных результатов (рис. 4) по методу наименьших квадратов в соответствии с уравнением (6) дает значение  $t_m \approx 56$  дней, или  $t_m \approx 4,84 \cdot 10^6$  с. При расчетных параметрах контакта [7]  $a \approx 10$  мкм,  $\Theta = 0,276$ ,  $D_0 \approx 10^{-5}$  м/с<sup>2</sup>,  $K_\delta = 11 \div 21$  значению  $t_m \approx 4,84 \cdot 10^6$  с соответствует величина коэффициента  $B \approx 8$ , что вполне разумно. Теоретическая зависимость  $R(t)$  по уравнению (2) представлена на рис. 4 гладкой кривой 5 и в целом соответствует тенденциям случайных реализаций процесса роста сопротивления контакта во времени.

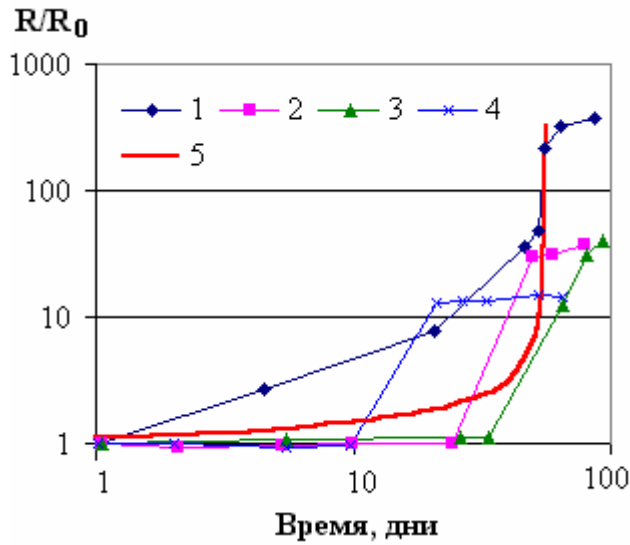


Рис. 4. Реализации случайного процесса роста сопротивления единичного контакта (1, 2, 3, 4) и теоретическая зависимость  $R(t)$  по формуле (2) (кривая 5)

его текущим состоянием, свободную от необходимости использовать такую статистически неустойчивую величину, как коэффициент диффузии.

### 3. Экспериментальное исследование зависимости сопротивления реальных контактных соединений от времени

Прежде чем перейти к изложению предлагаемого метода прогнозирования остаточного ресурса замкнутого электроконтактного соединения, опишем экспериментальную процедуру получения временного ряда  $R(t)$ , который в дальнейшем подвергается статистическому анализу.

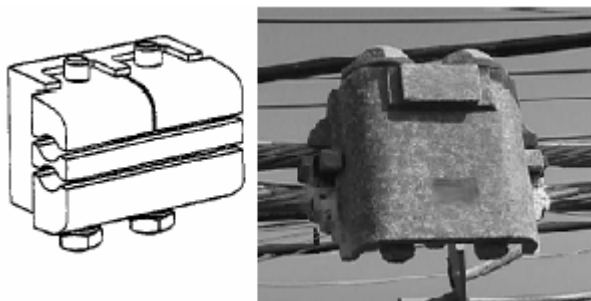


Рис. 5. Схема и фотография болтового контактного соединения

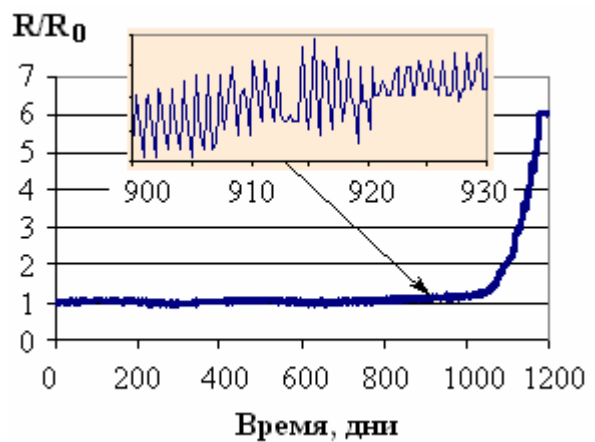


Рис. 6. Зависимость относительного сопротивления  $R/R_0$  болтового соединения от времени

Заканчивая обсуждение экспериментальной проверки модели окисления единичного пятна контакта следует отметить, что трудности в определении коэффициента диффузии не являются недостатком теории, а отражают объективное положение вещей, так как коэффициент диффузии очень сильно зависит от многих не всегда точно контролируемых параметров. Именно трудности в определении коэффициента диффузии послужили основной причиной, побудившей нас разработать описанную далее методику прогнозирования остаточного ресурса контактного соединения на основе наблюдения за

Испытаниям подвергались контакты болтового типа (рис. 5) в атмосфере морского побережья [10]. Условия испытаний следующие: относительная влажность воздуха составляла  $55 \div 60 \%$ , сезонные колебания температуры от  $0 \text{ }^\circ\text{C}$  зимой до  $+40 \text{ }^\circ\text{C}$  летом. Через контакты пропускали постоянный ток 5 А. Одна из реализаций случайного процесса роста сопротивления контакта  $R(t)$  представлена на рис. 6. На вставке изображен участок зависимости  $R(t)$  в диапазоне времени от 900 до 930 дней в более крупном масштабе. Отчетливо видны случайные колебания величины сопротивления и наличие тренда.

#### 4. Применение статистических методов анализа временных рядов к прогнозированию остаточного ресурса электроконтактных соединений

Как уже отмечалось, зависимость сопротивления замкнутого электрического контакта от времени представляет собой нестационарный временной ряд. В математической теории статистики имеются развитые методы анализа и прогнозирования временных рядов. Мы использовали два известных в математической статистике метода – модель кривой роста и модель Бокса-Дженкинса (ARIMA).

**Модель кривой роста.** Модели кривых роста применяются для прогнозирования тенденции поведения временного ряда (тренда) и представляют собой гладкие функции времени. Наиболее часто в статистике используются линейные, степенные и экспоненциальные модели тренда. При этом предполагается, что характер анализируемого процесса не меняется в течение периода прогнозирования. Нами выбрана наиболее универсальная и гибкая полиномиальная модель тренда. При этом анализ показал, что использование полинома степени больше 5 практически не повышает точность описания тренда временного ряда.

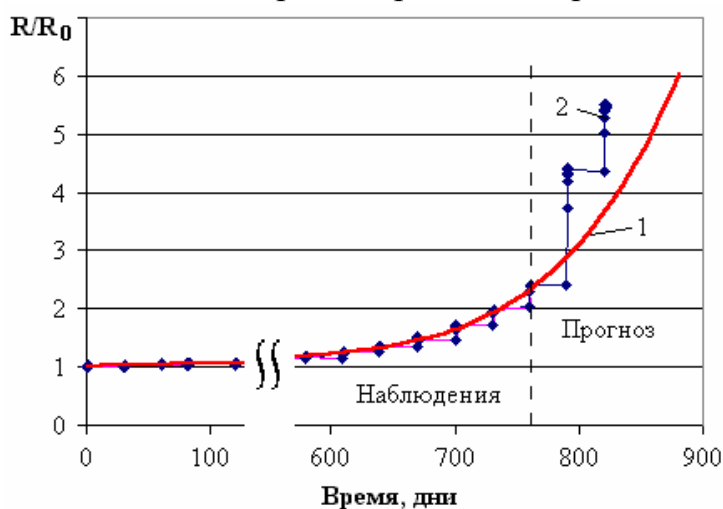


Рис. 7. Прогноз роста сопротивления болтового контактного соединения с помощью полинома:  
1 – прогноз; 2 – эксперимент

Результаты прогнозирования зависимости сопротивления замкнутого болтового контактного соединения от времени с помощью полинома пятой степени представлены на рис. 7. Для построения линии тренда использована стандартная команда MS Excel «добавить линию тренда». Для прогнозирования использовались наблюдения за изменением сопротивления контакта в течение 760 дней (область

левее пунктирной линии). Прогнозируемое изменение сопротивления сопоставлено с его реальным ростом (область правее пунктирной линии). Как видно из рис. 7, прогнозирование дает удовлетворительные результаты на сравнительно небольшом интервале времени, следующим за последним моментом наблюдения, а затем прогнозируемое поведение временного ряда  $R(t)$  отстает от реальных значений.

**Модель ARIMA.** Модель ARIMA (AutoRegressive Integrated Moving Average), или АРПСС (АвтоРегрессия – Проинтегрированное Скользящее Среднее) в русской транскрипции, была разработана Боксом и Дженкинсом [11] и часто называется по имени авторов. Для применения данной модели ряд должен обладать следующим свойством: после вычитания из него регулярной составляющей (тренда) остаток должен представлять собой стационарный временной ряд. Модель ARIMA зависит от ряда параметров и обычно обозначается как  $ARIMA(p, d, q)$ . Параметр  $p$  определяет порядок авторегрессионной составляющей,  $q$  – порядок скользящего среднего,  $d$  – порядок разности.

Для построения прогноза с помощью модели Бокса – Дженкинса (ARIMA) использована стандартная процедура анализа временных рядов из пакета прикладных программ SPSS. Результаты представлены на рис. 8 для различных величин так называемого периода оценивания, на основании которого строится прогноз. Как видно из рис. 8а, модель  $ARIMA(2, 2, 2)$  достаточно хорошо прогнозирует поведение временного ряда на сравнительно небольшой период времени после интервала оценивания. После повторного применения этого метода для более длительного периода оценивания сходимость прогноза с экспериментальными данными улучшается (рис. 8б).

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

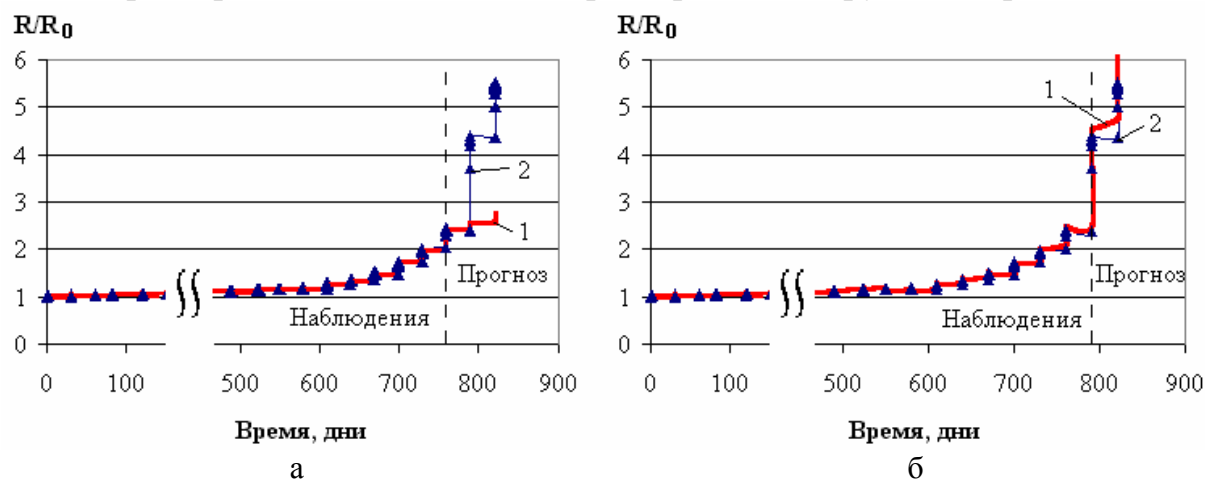


Рис. 8. Прогноз роста сопротивления болтового контактного соединения с помощью модели ARIMA: 1 – прогноз; 2 – эксперимент; а – период оценивания 760 дней, б – период оценивания 790 дней

## 5. Прогнозирование остаточного ресурса контактного соединения по результатам наблюдения за его состоянием в эксплуатации

Как следует из предыдущего раздела, чисто статистические методы прогнозирования остаточного ресурса обладают определенными недостатками. Использование модели кривых роста позволяет получить только краткосрочный прогноз. Адаптивные методы прогнозирования дают лучшие результаты, но не учитывают физической природы анализируемого процесса и накладывают определенные ограничения на свойства временного ряда. Поэтому была поставлена цель разработать физико-статистическую методику прогнозирования остаточного ресурса электроконтактного соединения, по возможности свободную от указанных недостатков. При этом были сформулированы требования к методике:

- 1) методика должна базироваться на физической модели процесса деградации контакта (раздел 1);
- 2) прогноз должен опираться на результаты наблюдения за состоянием контактного соединения в эксплуатации, т.е. на результаты периодического измерения сопротивления контакта;
- 3) методика должна быть адаптивной, т.е. самокорректирующейся по мере поступления новых результатов измерения сопротивления;
- 4) методика не должна накладывать ограничений на свойства временного ряда.

Исходными параметрами в данной методике прогнозирования являются два значения относительного сопротивления контакта  $k = R/R_0$ : значение  $k_l$  задает предельно допустимый рост контактного сопротивления, при котором наступает параметрический отказ; значение  $k_c$  играет роль текущего контрольного сигнала для самокорректировки модели. Идея использования контрольного сигнала, сигнала «тревоги», свидетельствующего о необходимости корректировки модели, содержится в работе [12]. Более подробно о функциях величины  $k_c$  речь пойдет в описании методики, приведенном ниже. Кроме того, предварительно необходимо выбрать вид и параметры сглаживания экспериментальных данных  $R(t)$ . Сглаживание применяется, во-первых, для исключения незначительных случайных флуктуаций сопротивления, а главное, для придания различного веса экспериментальным данным. Это делается из следующих соображений. Очевидно, что для построения прогноза различные члены временного ряда  $R(t)$  имеют разную информационную ценность: «свежие» наблюдения более важны, чем «старые». Обычно в статистике используются два метода сглаживания: скользящее среднее или экспоненциальное сглаживание. Нами в основном использовался второй метод сглаживания.

Укрупненная структурная схема предлагаемой методики прогнозирования остаточного ресурса электроконтактного соединения приведена на рис. 9. Она состоит из следующих этапов.



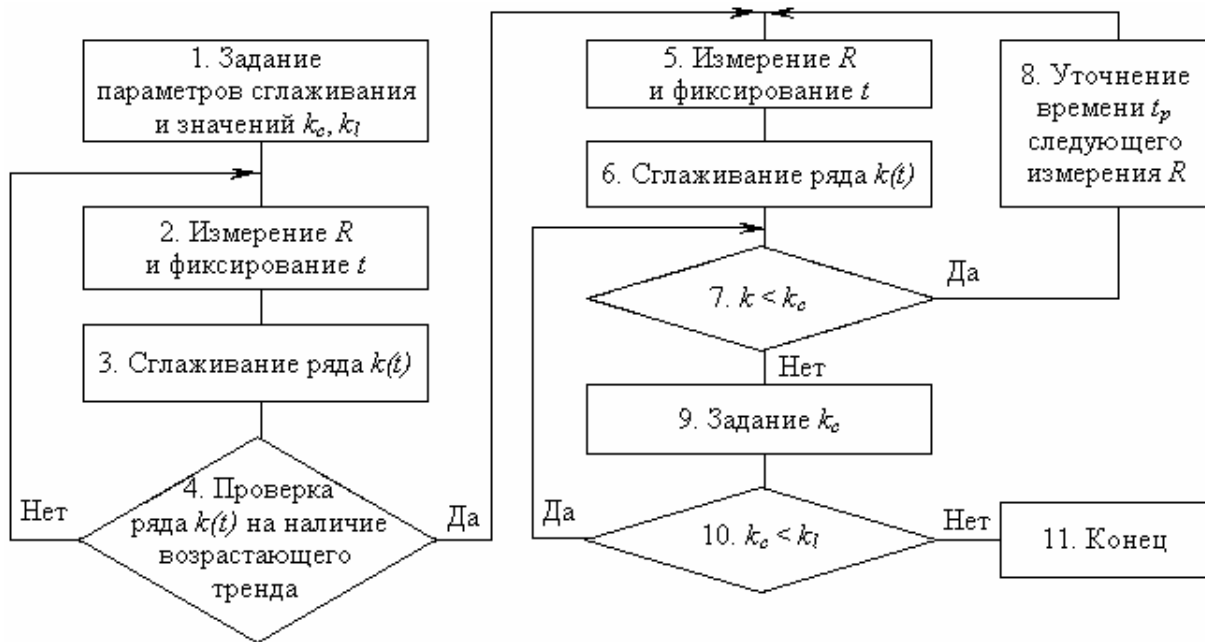


Рис. 9. Укрупненная структурная схема модели для прогнозирования остаточного ресурса замкнутых электрических контактов

*Этап 1.* Выбор способа сглаживания экспериментальных данных (экспоненциальное сглаживание или скользящее среднее) и задание параметров сглаживания. Задание контрольного (тревожного) уровня относительного сопротивления контакта  $k_c$  и предельно допустимого значения  $k_l$ . Авторы использовали значение  $k_c = 1,2$ , т.е. увеличение сопротивления на 20 %. Меньшие значения роста сопротивления в основном связаны со случайными флуктуациями, большие значения приводят к большим погрешностям в прогнозировании.

*Этапы 2, 3, 4.* Периодическое измерение сопротивления  $R$ , фиксирование момента измерения  $t$ , сглаживание экспериментальных данных, проверка ряда  $k(t) = R(t)/R_0$  на наличие возрастающего тренда. При отсутствии возрастающего тренда прогноз не производится, а идет накопление экспериментальных данных.

*Этапы 5, 6, 7.* Периодическое измерение сопротивления  $R$ , фиксирование момента измерения  $t$ , сглаживание экспериментальных данных, сравнение поступающих экспериментальных данных  $k(t)$  с контрольным уровнем  $k_c$ . Если относительный рост сопротивления не превосходит контрольного (тревожного) уровня  $k_c$ , уточняется прогноз момента времени, когда сопротивление должно вырасти в  $k_c$  раз (*этап 8*). Если рост сопротивления превысил тревожный уровень, задается следующий уровень контрольного сигнала (*этап 9*), например  $k_c = 1,2 \times 1,2 \approx 1,4$  и процедура повторяется. Так происходит до того момента, когда следующий уровень контрольного сигнала превысит предельно допустимый уровень  $k_l$  (*этап 10*).

Это превышение служит сигналом о наступлении (приближении) параметрического отказа (*этап 11*).

Возможности предлагаемой методики иллюстрируются рис. 10.

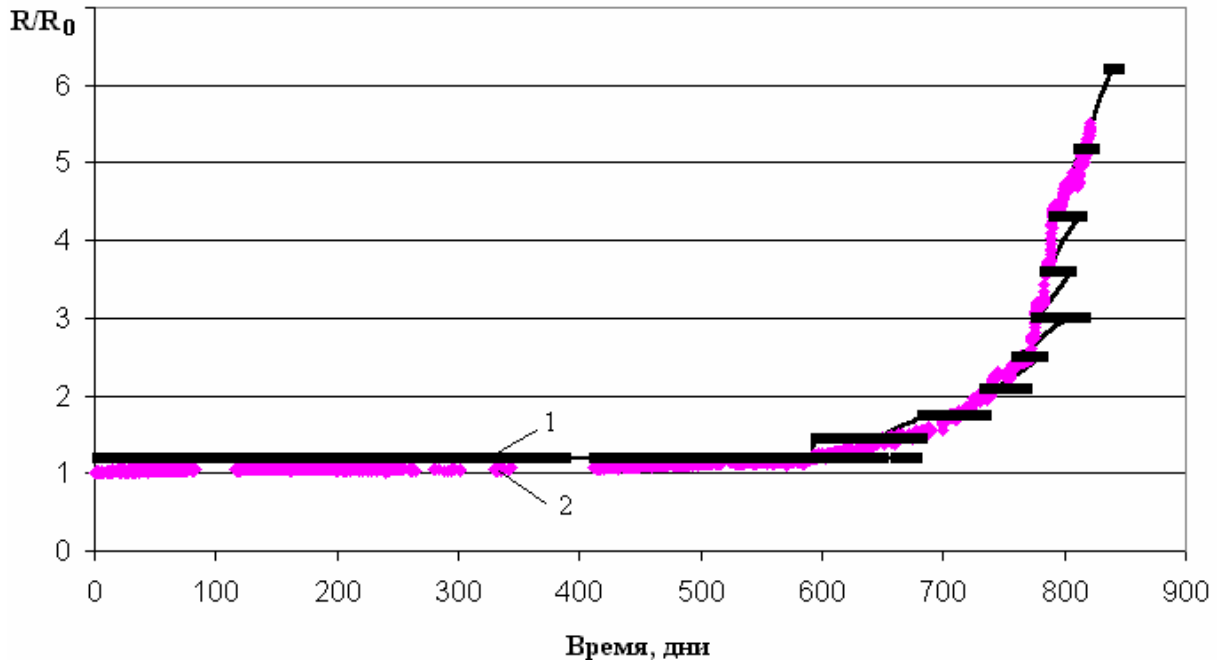


Рис. 10. Пример прогнозирования остаточного ресурса контактного соединения:  
1 — прогноз для контакта с равномерно распределенными по размерам пятнами;  
2 — экспериментальные значения

До момента времени  $t = 590$  дней экспериментальные значения относительного сопротивления  $k(t) = R(t)/R_0$  меньше контрольного уровня  $k_c = 1,2$ , поэтому экспериментальные точки лежат ниже теоретических значений. В момент времени  $t \approx 590$  дней экспериментальные значения относительного сопротивления  $k(t)$  превысили значение первого контрольного уровня  $k_c = 1,2$ , поэтому задается следующий контрольный уровень  $k_c = 1,4$ . Поскольку измерение сопротивления контакта продолжалось, по мере поступления новых экспериментальных значений происходит уточнение прогноза момента времени  $t_p$ , когда сопротивление вырастет в 1,4 раза, по формуле, вытекающей из уравнения (6):

$$t_p = t \left\{ \frac{1 - k_c^{-a}}{1 - [k(t)]^{-a}} \right\}^b,$$

где  $t$  — текущий момент времени,  $k_c$  — контрольный уровень в текущий момент времени (на данном этапе  $k_c = 1,4$ ),  $a$  и  $b$  — соответствующие коэффициенты в уравнении (6). В момент времени  $t = 650$  дней относительное сопротивление достигло контрольного уровня  $k_c = 1,4$ . Далее процедура повторяется по алгоритму рис. 9.

### Библиографический список

1. Годжелло А.Г., Панков И.А., Гринберг Р.П. Модель старения неразъемных алюминиевых контактных соединений // Электротехника. 2002. №2. – С. 47-51.
2. Острейковский В.А. Теория надежности. – М.: Высшая школа, 2003. – 463 с.
3. Takano E., Mano K. The failure mode and lifetime of static contacts // IEEE Trans. Parts, Materials and Packaging. 1968. Vol. 1. – P. 51-55.
4. Bryant M.D. Time-wise increases in contact resistance due to surface roughness and corrosion // IEEE Trans. Comp., Hybrids and Manufact. Technol. 1991. Vol. CHMT-14. №1. – P. 79-89.
5. Dzekter N., Izmailov V. On the lifetime of stationary contacts // Proc. of the 16<sup>th</sup> International Conference on Electrical Contacts. Loughborough, 1992. – P. 175-180.
6. Ming Sun, Pecht M.G., Natishan M.A.E., Martens R.I. Lifetime resistance model of bare metal electrical contacts // IEEE Trans. Advanced Packaging. 1999. Vol. 22. №1. – P. 60-67.
7. Braunovic M., Izmailov V.V., Novoselova M.V. A Model for Life Time Evaluation of Closed Electrical Contacts // Proceedings of the 51 IEEE Holm Conference on Electrical Contacts. – Chicago, 2005. – P. 217-223.
8. Holm R. Electric contacts. Theory and Application. Berlin: Springer-Verlag, 1967.
9. Mohan Rao M., Ranganathan S. Grain Boundary Diffusion // Materials Science Forum. 1984. Vol. 1. – P. 43-58.
10. Johnson B., Braunovic M. Performance of Utility Power Connectors in a Saline Environment // Proceedings of the IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition. – Atlanta, 2001. Vol. 2. – P. 781-786.
11. Бокс Дж., Дженкинс Г. Анализ временных рядов. Прогноз и управление. – М.: Мир, 1974.
12. Brown R.G. Smoothing, forecasting and prediction of discrete time series. – N.-Y., 1963.

УДК 621.315

Н.Н. Дзекцер, Г.Ю. Авраменко

Инженерный электротехнический центр-контакт, Санкт-Петербург

## МЕТОДЫ ИСПЫТАНИЙ И ДИАГНОСТИКИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

### 1. Испытания контактных соединений на соответствие требованиям ГОСТ 10434

Проверку контактных соединений на соответствие требованиям ГОСТ 10434 «Соединения контактные электрические. Классификация. Общие технические требования» следует проводить при квалификационных, приемосдаточных, периодических и типовых испытаниях электротехнических устройств, при приемосдаточных испытаниях соединений воздушных линий электропередачи, кабелей и т.д.

Виды проверок и объем выборки должны быть установлены в программах и методиках испытаний, стандартах или технических условиях на конкретные виды электротехнических устройств.

При отсутствии таких указаний виды проверок и объем выборки должны приниматься в соответствии с ГОСТ 17441 «Соединения контактные электрические. Приемка и методы испытаний».

Виды проверок и объем выборки при испытаниях приведены в таблице 1. Объем выборки при испытании соединений на надежность должен соответствовать таблице 2.

Таблица 1

Наименование проверок	Число образцов, не менее
1. Проверка соответствия требованиям к конструкции	19
2. Испытание на воздействие климатических факторов внешней среды	3
3. Испытание на воздействие механических факторов внешней среды	3
4. Испытание на воздействие статической осевой нагрузки	3
5. Определение начального электрического сопротивления	10
6. Испытание на нагревание номинальным (длительно-допустимым) током	10
7. Ускоренное испытание в режиме циклического нагревания	7
8. Испытание на стойкость при сквозных токах	3
9. Испытание на надежность	Табл. 2

Таблица 2

Значение гамма-процентного ресурса, %	75	85	90	92	94	96	99
Объем выборки	6	10	15	19	26	39	159

Соединения, не выдержавшие испытания по одному из п. п. 1-8 таблицы 1, подвергаются повторным испытаниями по этому пункту на удвоенном количестве образцов; при этом результаты повторных испытаний являются окончательными. Соединения, не выдержавшие испытания по п. 9 таблицы 1, бракуют.

Действующими нормативными документами регламентируются 2 вида испытаний на надежность:

- прогнозирование наработки на отказ;
- прогнозирование среднего срока службы.

## **2. Испытания контакт-деталей для прогнозирования наработки на отказ соединения**

2.1. Измерения производят на установке, смонтированной на базе прибора ПМТ-3 или ПМТ-5, в котором алмазная пирамидка заменена золотым электродом в виде иглы. Допускается применение позолоченной

иглы с толщиной покрытия не менее 3 мкм, например, золоченых контактов разъемов типа 2РМАІ. В держателе крепят винтом золотую иглу с радиусом закругления вершины 0,5 мм. Образец устанавливают в оправке, закрепленной на столике прибора ПМТ и изолированной от него прокладкой. Оправка снабжена нагревателем. Температуру образца измеряют термомпарой с помощью прибора, имеющего класс точности не менее 1,5. Нормальную нагрузку задают гирями и прикладывают посредством нагружающего устройства прибора ПМТ. Допускается применение другого нагружающего устройства, обеспечивающего строго вертикальное перемещение иглы и погрешность в величине приложенной нормальной нагрузки не более 0,005 Н. Установка должна быть виброизолирована.

2.2. Испытываемый образец изготавливают из материала контакт-детали по той же технологии, что и реальную деталь. Рабочая поверхность образца должна иметь шероховатость  $Ra \leq 0,16$  мкм по ГОСТ 2789.

2.3. Для промывки образцов перед испытаниями используют бензин или ацетон.

2.4. Образец и золотую иглу промывают жидкостями, указанными в п. 2.3, и протирают чистой хлопчатобумажной тканью.

2.5. Устанавливают образец в оправке на столике прибора ПМТ.

2.6. На золотую иглу прикладывают нагрузку 0,05 Н.

2.7. Нагревают контакт до температуры, соответствующей допустимому значению по ГОСТ 10434.

2.8. Периодически измеряют электрическое сопротивление контакта золотая игла - образец (см. табл. 1, п. 5).

2.9. Измеряют время, за которое контактное сопротивление возрастает до значения, допустимого ГОСТ 10434. Указанное время является временем безотказной работы одноточечного контакта.

2.10. Минимальное время безотказной работы соединения рассчитывают по формуле

$$t = t_0 \sqrt{n},$$

где  $t_0$  – время безотказной работы одноточечного контакта по п. 2.9;  $n$  – количество пятен контакта.

Количество пятен контакта можно определить по приближенной формуле

$$n = 2 \cdot 10^9 \sqrt[3]{A \left( \frac{N}{HB} \right)^2},$$

где  $A$  – номинальная (кажущаяся) площадь соединения,  $m^2$ ;  $N$  – нормальная нагрузка, Н;  $HB$  – твердость материала контакт-деталей, Па.

### 3. Испытания контактных соединений для прогнозирования среднего срока службы

3.1. Испытания проводят на выборке контактных соединений каждого типа в режиме циклического нагревания в соответствии с п. 7 таблицы 1.

3.2. Циклическое нагревание состоит в попеременном (циклическом) нагревании соединений током до  $(120 \pm 5) ^\circ\text{C}$  с последующим их охлаждением до температуры  $(25 \pm 10) ^\circ\text{C}$ . Значение тока испытания устанавливают опытным путем из расчета времени нагревания соединений 3-10 мин. Для ускорения испытания допускается охлаждение соединений обдувом.

3.3. Через каждые 100 циклов устанавливают перерывы, в процессе которых осуществляют дополнительный нагрев контактных соединений номинальным током до установившейся температуры в соответствии с п. 6 таблицы 1, которую измеряют и регистрируют.

3.4. Испытания продолжают до достижения контактными соединениями допустимой температуры по ГОСТ 10434 (таблица 3). По полученным экспериментальным данным после окончания ускоренных испытаний строят зависимости среднего значения температуры от числа циклов (рис. 1). Затем осуществляют переход от результатов ускоренных испытаний к ожидаемым результатам в условиях эксплуатации. Для этого масштабируют число циклов во времени (рекомендуемый масштаб: 1 цикл эквивалентен 10-15 ч нагрева контактных соединений номинальным током).

Таблица 3

Характеристика соединяемых проводников	Наибольшая допустимая температура нагрева, $^\circ\text{C}$
1. Проводники из меди, алюмомеди, алюминия и его сплавов без защитных покрытий рабочих поверхностей	95
2. Проводники из меди, алюмомеди, алюминия и его сплавов с защитными покрытиями рабочих поверхностей неблагородными металлами	110
3. Проводники из меди и ее сплавов с защитным покрытием рабочих поверхностей серебром	135

3.5. По зависимости температуры от времени, полученной для данного типа контактного соединения, определяют средний срок его службы, т.е. находят точку «а» по допустимой температуре нагрева, как показано на рис. 1.

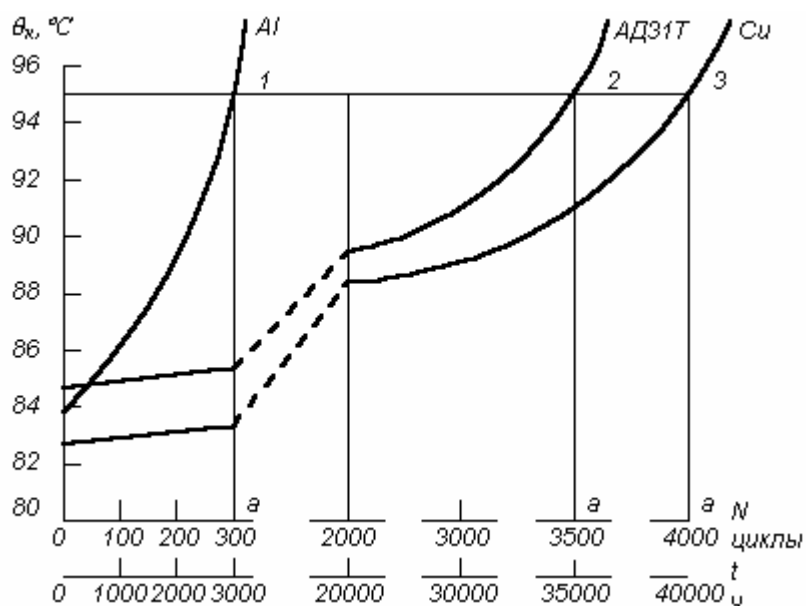


Рис.1. Зависимость температуры нагрева контактных соединений от числа циклов (количество часов) нагрева для алюминия, алюминиевого сплава АД31Т и меди

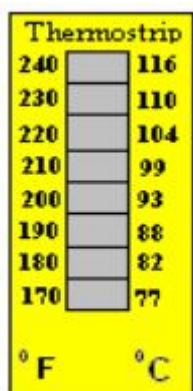
#### 4. Диагностика состояния контактных соединений в эксплуатации

Диагностика контактных соединений осуществляется на основе изменения их электрического сопротивления (параметрический отказ контактов) либо путем определения температуры нагрева соединений (аварийный отказ). Разработанный и изготавливаемый «ИЭЦ-Контакт» измеритель малых сопротивлений (ИМС) является уникальным устройством, не имеющим отечественных и зарубежных аналогов, позволяющим измерять сопротивление от 0,02 до 500 мкОм.

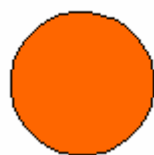
Наиболее эффективным методом диагностики состояния контактных соединений является визуальный контроль температуры, выполняемый дистанционными электротермометрами или различными индикаторами. **Нами предлагается контроль температуры соединений осуществлять с помощью специальных термоиндикаторов или фурил-силикатных термоиндикаторных композиций (ФРС).**

Термоиндикаторы – это сложные вещества, которые при достижении определенной температуры резко изменяют свой цвет за счет химического взаимодействия компонентов. Термоиндикаторы изготавливаются в виде наклеек необходимого размера с разным диапазоном температур от 40 до 260 °С. Наклеиваться могут на любую поверхность, в том числе на вогнутую и выпуклую, как обычный стикер.

Термоиндикаторные ФРС композиции изготавливаются в виде краски, которую наносят кистью ровным слоем на поверхность. Термоиндикаторы (рис. 2) и термоиндикаторные ФРС композиции могут быть нереверсивные одноразовые или реверсивные многоразовые.



а



б

Рис. 2. Термоиндикаторы:  
а – непереворсивные до температуры 116 °С (при достижении определенной температуры термокраска меняет свой цвет и остается впоследствии без изменений);

б – реверсивные до температуры 95-100 °С (при достижении температуры 90 °С черная краска меняет свой цвет на красный, затем на зеленый (95 °С) и синий (100 °С), при уменьшении температуры восстанавливается черный цвет)

При монтаже новых соединений или при достижении контактными соединениями температур, регламентированных ГОСТ 10434 (см. табл. 3), рекомендуется применять электропроводящую смазку ЭПС-98 (письмо ФСК РАО «ЕЭС России» №15-02/705 от 25.11.2002 г.).

Смазка ЭПС-98 предназначена для снижения и стабилизации электрического сопротивления разборных контактных соединений в соответствии с требованиями ГОСТ 10434.

При использовании смазки отпадает необходимость в применении других способов стабилизации электрического сопротивления: медно-алюминиевых наконечников и пластин, тарельчатых пружин, защитных металлопокрытий и т.д.

**Диагностика контактных соединений с применением термоиндикаторов в сочетании с использованием смазки ЭПС-98 обеспечивает требуемую надежность и пожаробезопасность контактных соединений и, следовательно, во многом способствует безопасной эксплуатации электроустановок.**

УДК 621.315

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

## **ВЛИЯНИЕ ТРЕНИЯ В КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ НА НАДЕЖНОСТЬ РАБОТЫ ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ**

Вопросы трения и изнашивания материалов привлекают наше внимание не только в различного рода рабочих механизмах, но и приобретают особенно большое значение в токоведущих контактных соединениях коммутационных аппаратов при их разработке.



В генераторных электроаппаратах на номинальные токи в десятки тысяч Ампер с многоэлементными параллельно работающими контактными соединениями проблема успешно решается посредством введения в эти соединения специальных механизмов, предварительно в процессе отключения снижающих контактное нажатие, а соответственно и трение. Однако в коммутационных аппаратах высокого и низкого напряжения на номинальные токи до нескольких тысяч Ампер проблема трения в размыкаемых и скользящих контактных соединениях остается значимой, требующей пристального внимания и учета сил трения при проектировании электротехнического оборудования, в том числе учета изменения сил трения в зависимости от изменения температуры нагрева контактных соединений.

В разъединителях наружной установки кроме трения важнейшим фактором, влияющим на надежное размыкание контактов аппарата, является гололедная нагрузка. Гололед, как правило, образуется на проводах и аппаратах отключенных или установленных в ненагруженных линиях. Отключения электроаппаратов, покрытых гололедом, достаточно часто приводят к их повреждению, выходу из строя и создают опасность для обслуживающего персонала. Снижение трения, естественно, облегчает отключение аппаратов в условиях гололеда.

Конструктивным средством, позволяющим существенно изменить трение в контактных соединениях электрических аппаратов, стал рациональный выбор контактных пар, составленных из одинаковых или разных материалов. Ниже приводятся результаты исследования, изменения сил трения покоя от температуры контактных пар, составленных как из одинаковых, так и разноименных проводниковых материалов. В число исследованных контактных пар включены и медные контактные пары, на контактирующие поверхности которых гальваническим методом нанесен слой серебра толщиной двадцать четыре микрона.

Учитывая, что в большинстве конструкций аппаратов даже с плоскостными контактирующими поверхностями реально можно рассчитывать на наличие только одной площадки эффективного контактирования, с целью достижения определенности ее местоположения и фиксированного приложения перпендикулярного к ней контактного нажатия, неподвижной контактной пластинке в месте контактирования с подвижной пластинкой, т.е. в зоне трения, штампом придавалась сферическая выпуклость с внутренним радиусом 100 мм.

При разработке методики исследования были приняты меры, исключаящие колебания величины контактного нажатия и перекося его приложения. Контактные пары включались в цепь источника переменного тока, величина которого подбиралась в зависимости от требуемой температуры контактных пластин. Температура измерялась термопарами медь – кон-

стантан, зачеканенными в контактные пластины максимально близко к точке контактирования. Перед каждым опытом места контактирования зачищались и тщательно протирались холщовой ветошью. Эксперименты повторялись не менее трех раз для каждой точки по температуре с контактными нажатиями 60, 90 и 120 Н. При одинаковых контактных нажатиях полученные величины коэффициента трения покоя оказывались одинаковыми, практически без разброса значений.

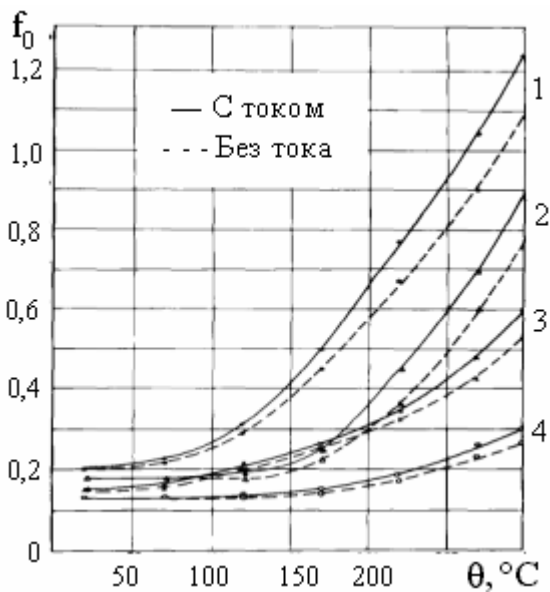


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения в контактах от температуры:  
1 – Ag - Ag; 2 – Cu - Cu;  
3 – Al - Al; 4 – латунь - латунь

коэффициент трения покоя для всех контактных пар увеличивается в несколько раз и особенно сильно для пары серебро – серебро. В наименьшей степени это относится к паре латунь – латунь марки ЛБЗПТ.

Пунктирные линии отражают изменения  $f_0$  для соответствующих указанных пар, снятые при отсутствии в цепи тока. Методически это достигалось отключением тока сразу же после измерения силы трения при наличии тока в цепи путем измерения силы трения покоя в новой точке, через которую ранее ток не протекал. Можно видеть, что во всех случаях прохождение тока через точку соприкосновения контактных пластин повышает коэффициент трения покоя на 13-14 %. Объяснить это явление можно, в частности, более высокой фактической температурой непосредственно в контактной точке по сравнению с температурой, измеренной термопарой.

Кривые изменения коэффициента трения покоя от температуры для контактных пар, составленных из разноименных материалов, представлены на рис. 2. Здесь следует отметить, что при том же явно выраженном значи-

На рис. 1 представлены кривые изменения коэффициента трения покоя в зависимости от температуры нагрева токоведущих контактных пар, составленных из одинаковых материалов (сплошные линии). Даже в диапазоне допускаемых ГОСТ 8024-90 температур нагрева до 105 °C для контактов из меди с гальваническим покрытием серебром наблюдается увеличение коэффициента трения более чем в 1,5 раза по сравнению с его величиной при исходной температуре 20 °C. Для остальных контактных пар, кроме пары алюминий – алюминий, коэффициент трения в этом диапазоне температур увеличивается незначительно. Однако в диапазоне температур от 105 до 300 °C коэф-

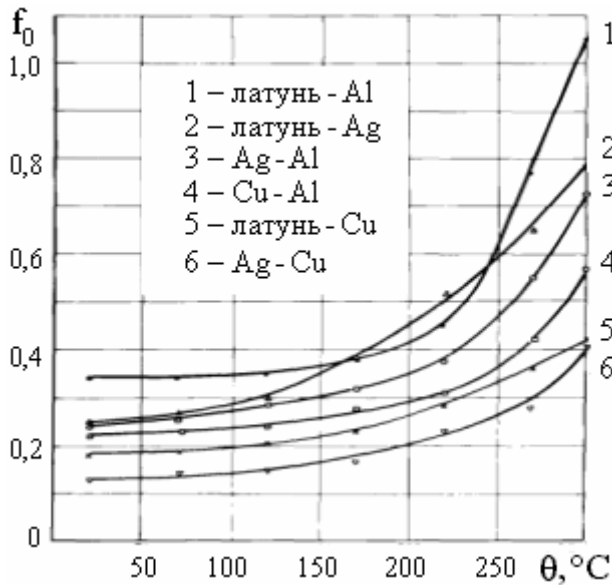


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения в разноименных контактных парах от температуры

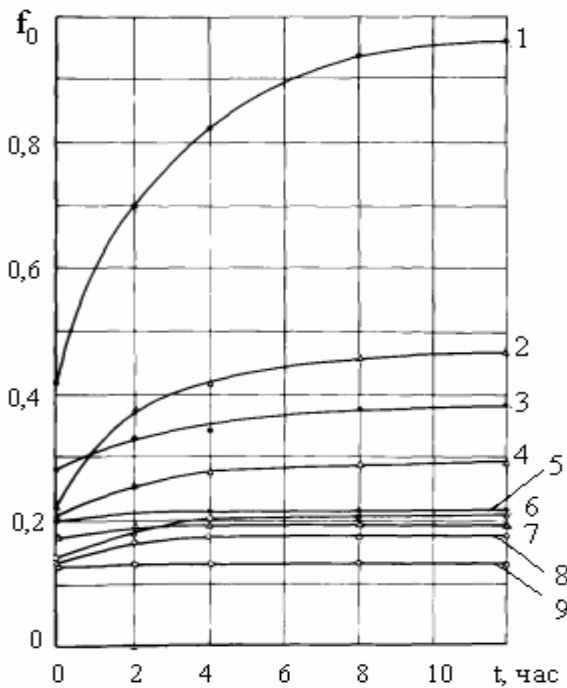


Рис. 3. Изменение коэффициента трения в контактах от времени протекания тока при разных температурах: 1 – Ag - Ag, 150 °С; 2 – Cu - Cu, 150 °С; 3 – Ag - Ag, 100 °С; 4 – Cu - Cu, 100 °С; 5 – Ag - Ag, 20 °С; 6 – латунь - латунь, 150 °С; 7 – Cu - Cu, 20 °С; 8 – латунь - латунь, 100 °С; 9 – латунь - латунь, 20 °С

тельном увеличении коэффициента трения покоя с повышением температуры процесс имеет свои особенности. Так, в паре алюминий – латунь при температуре 300 °С коэффициент трения в 1,75 раза выше, чем у чисто алюминиевой пары и в 3,5 раза выше, чем у чисто латунной пары. Наоборот, в паре серебро – медь при этой же температуре коэффициент трения в 3,1 раза ниже, чем у пары серебро – серебро и в 2,2 раза ниже, чем у пары медь – медь.

Кривые изменения коэффициента трения покоя при  $P_H = 90$  Н в зависимости от времени нахождения контактов из одноименных пар во включенном положении при установившихся температурах 20, 100 и 150 °С приведены на рис. 3. На этих кривых видно, что с момента достижения заданной установившейся температуры происходит дальнейшее увеличение сил трения, связанное с процессами залипания и окисления контактов, причем оно тем выше, чем больше рабочая температура контактов, но характерно, что за время работы в течение 12 часов это увеличение сил трения практически достигает своей наибольшей установив-

шейся величины.

В заключение можно отметить, исходя из приведенных результатов исследований сил трения в различных размыкаемых и скользящих контактных соединениях электротехнического оборудования, целесообразность применения контактных соединений медь – серебро.

УДК 631.371

С.М. Астахов

Орловский государственный аграрный университет

## **О НЕОБХОДИМОСТИ ПЕРЕВОДА РЕЛЕЙНОЙ ЗАЩИТЫ И УПРАВЛЕНИЯ НА МИКРОПРОЦЕССОРНУЮ ОСНОВУ**

Силовая аппаратура в электрических сетях управляется с помощью различных средств релейной защиты и автоматики (РЗА). Подавляющее большинство устройств РЗА составляют электромеханические реле, содержащие механические контакты.

Главные недостатки механических контактов: обгорание (изменение формы поверхности контакта за счет возможной искры при размыкании цепи), окисление (изменение переходного сопротивления из-за слоя окиси на поверхности контакта), дребезг (при замыкании из-за упругости соприкосновения контакт может некоторое время то появляться, то исчезать).

Так, например, в течение 1994-1995 г. г. на питающих центрах Мосэнерго многократно происходило обесточение потребителей из-за отказа в работе комплекса технических средств АВР, основной причиной отказов являлась низкая надежность используемых реле времени ЭВ-245 [1]. Такая же картина и в целом для Российской Федерации по устройствам РЗА, в большей степени это связано со старением оборудования. По данным АО «Фирма ОРГРЭС» в Иркутскэнерго в 2000 г. выявлено 242 дефекта устройств РЗА, в том числе по реле времени типа ЭВ-100, ЭВ-200, РВ-100, РВ-200 (дефекты часового механизма, износ осей на шестеренках, увеличение вертикального люфта центральной шестерни, тугий ход фрикционной шестерни, высыхание масла, грязь в камнях), по магнитоэлектрическим реле М237/054 и М237/055 (нагар на контактах, залипание контактов, обрыв рамки, грязь в подпятниках), по реле РЭУ-11, РУ-1, РТВ – механические неисправности [2].

В связи с этим релейную защиту и управление необходимо переводить на микропроцессорную основу. С 2000 года происходит интенсивное внедрение микропроцессорных устройств РЗА в ЕЭС России, но пока они составляют ничтожную долю (около 0,12 %), и соответственно не оказывают влияние на показатели эффективности функционирования РЗА в це-

лом [3]. Основную долю составляют электромеханические устройства (98,5 %), остальная часть – это статические устройства (полупроводниковые и микроэлектронные) [4].

За последние годы в России заметно активизировались отечественные разработчики и производители микропроцессорных устройств РЗА, и уже сейчас создают конкуренцию инофирмам. Традиционный поставщик релейной аппаратуры АО «ЧЭАЗ» так и не освоил выпуск релейной аппаратуры на микропроцессорной элементной базе и по-прежнему является основным поставщиком электромеханических и микроэлектронных устройств РЗА. Поставщиками микропроцессорных устройств РЗА в настоящий момент являются следующие предприятия и фирмы: НПП «ЭКРА»; НТЦ «Механотроника»; НПФ «Радиус»; АББ Автоматизация; Сименс и Альстом.

На Российский рынок современных технических средств РЗА претендуют также разработчики и производители Украины, Республики Беларусь, Литвы, Польши, Словении и др.

Конечно, основными факторами, сдерживающими повсеместное внедрение микропроцессорных защит, являются отсутствие финансовых средств на их закупку, внедрение, а также недооценка роли релейной защиты и автоматики руководителями энергосистем и энергообъединений. Это косвенно подтверждают некоторые результаты обобщения опыта эксплуатации микропроцессорных устройств РЗА, проведенные АО «Фирма ОРГРЭС» в 2000 году. Лидером по оснащению микропроцессорными защитами является крупная и наиболее богатая энергосистема Мосэнерго, за ней с большим отрывом, следуют Ленэнерго, Башкирэнерго, Иркутскэнерго, Кузбассэнерго и Удмуртэнерго. Ряд других энергосистем внедрили единичные микропроцессорные устройства РЗА [3]. Причем обобщенный показатель правильной работы микропроцессорных устройств РЗА, довольно высок (99,2 %) [2]. Например, в Мосэнерго с 1997 года было зарегистрировано всего лишь 8 случаев неправильной работы микропроцессорных защит. Из них по вине эксплуатации и из-за ошибок при проектировании произошло 5 случаев и из-за неисправности самих микропроцессорных защит произошло 3 случая [5]. Малое количество случаев неправильной работы микропроцессорных защит указывает на их высокие эксплуатационные характеристики и надежность.

В настоящее время появились варианты реализации РЗА на средствах микропроцессорной техники для распределительных сетей 6-10 кВ в северо-западном регионе и Сибири, в основном в нефтегазовой отрасли (в центральных же регионах встречаются только пилотные проекты). Это комплексные устройства серии SPAC 800, выпускаемые АББ-Реле-Чебоксары, микропроцессорные устройства защиты и автоматики для распределительных сетей типа УЗА-10 и микроэлектронное устройство защиты и автоматики по напряжению присоединений 6-35 кВ, производимые компанией

«Энергомашвин» (Москва), терминалы микропроцессорных защит линий 6-35 кВ «Сириус-2Л» и «Сириус-2МЛ», устройства управления для пунктов секционирования и сетевого АВР ЛЭП 6,10,35 кВ БАРС-МТ. Они обеспечивают определенный набор функций защиты, автоматики и управления, измерения и отображения, самодиагностики, адаптированных к серийным измерительным трансформаторам тока и напряжения, по конструктивному исполнению легко встраиваются в реальные отсеки унифицированных шкафов КРУ разных производителей.

### Библиографический список

1. Указание Мосэнерго №30-21/33 от 07.05.96 г. Об улучшении эксплуатации устройств АВР и ЗМН-6-35 кВ.
2. Коновалова Е.В. Основные результаты эксплуатации устройств РЗА энергосистем Российской Федерации // Сборник докладов XV научно-технической конференции «Релейная защита и автоматика энергосистем 2002». – М., 2002. – С. 19-23.
3. Белотелов А.К. Научно-техническая политика РАО «ЕЭС России» в развитие систем релейной защиты и автоматики // Сборник докладов XV научно-технической конференции «Релейная защита и автоматика энергосистем 2002». – М., 2002. – С. 3-5.
4. Владимиров А.Н. Актуальные вопросы по РЗА Единой энергосистемы России на данном этапе реформирования энергетики // Сборник докладов XVI научно-технической конференции «Релейная защита и автоматика энергосистем 2004». – М., 2004. – С. 8-13.
5. Опыт внедрения микропроцессорных защит в Мосэнерго / В.Н. Кудрявцев, В.В. Балашов, А.Г. Королев, А.В. Сдобин // Сборник докладов XV научно-технической конференции «Релейная защита и автоматика энергосистем 2002». – М., 2002. – С. 7-8.
6. Данилевич Я.Б., Калинина Г.И. Микропроцессорные устройства защиты и автоматики // Электричество. 1998. №5. – С. 26-28.
7. Микроэлектронные устройства защиты и автоматики для распределителей / В.Г. Гловацкий, А.А. Дмитренко, Г.Н. Дмух, Я.И. Мацелюх // Сборник докладов XV научно-технической конференции «Релейная защита и автоматика энергосистем 2002». – М., 2002. – С. 268-270.

УДК 621.315:621.891

Е.Р. Матвеев

Тверской государственной технической университет

### ИССЛЕДОВАНИЕ ФРИКЦИОННЫХ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ОБРАЗЦОВ ИЗ КОМПОЗИТНОГО ГРАФИТА, СОДЕРЖАЩЕГО УГЛЕРОДНЫЕ НАНОТРУБКИ

Целью настоящей работы является исследование электрофрикционных свойств образцов из углеграфитного композитного материала с добавлением 5 и 10 % углеродных нанотрубок в сравнении с аналогичными

свойствами того же углеграфитного композитного материала без содержания углеродных нанотрубок (контрольный материал Г-22)

Одним из наименее надёжных узлов в электротехнике являются узлы, осуществляющие передачу электрического тока от неподвижного элемента к подвижному. Примером может являться щёточно–коллекторный узел электродвигателя или токосъёмники электрифицированного транспорта. Наиболее широкое применение в таких узлах нашла электрофрикционная пара медь - графит. Графит, точнее всевозможные композитные материалы на его основе, даёт самосмазывающийся контакт (граничная смазка), имеет хорошие фрикционные свойства (мало изнашивает медный контакт-деталь и имеет сравнительно невысокий коэффициент трения, что уменьшает механические потери энергии и температурную нагрузку на узел трения). У графита есть и существенные недостатки, которые стараются исправить в композитных материалах на его основе: плохая электропроводность, низкая износостойкость. В качестве добавок в углеродный композит чаще всего применяют медь или медь с оловом. Список добавок довольно широкий: различные металлы, их сплавы, оксиды, различные модификации углерода. К последним относятся углеродные нанотрубки.

С тех пор как они были открыты в 1992 г., не прекращается интерес к ним из-за их необычных свойств. Выяснено, что волокна углеродных нанотрубок имеют высокую механическую прочность, высокую теплопроводность, высокую адсорбционную способность и электропроводность выше, чем у серебра. Они находят широкое применение как в чистом виде в нанотехнологиях, так и в качестве добавок к другим материалам для улучшения их свойств.

### **Описание установки и методики эксперимента**

Эксперимент проводился на установке, описанной в [1]. В установку были внесены изменения, не затрагивающие принцип работы.

При проведении экспериментов были установлены следующие режимы испытаний: нормальная нагрузка на контакт – 1 Н, радиус дорожки трения  $r = 15$  мм, скорость скольжения  $V = 2,6$  мм/с, сила тока через контакт  $I = 0,5$  А.

Установка позволяет проводить испытание одновременно трёх образцов, из них один под действием электрического тока. На один цикл испытаний устанавливались образцы одинакового состава. Через один из них в течении всего времени испытания пропускаться электрический ток, через два других – только на время замеров. Общее время одного цикла испытаний составило 30 часов. Были испытаны образцы композитного графита без содержания углеродных нанотрубок марки Г-22, а также с 5- и 10%-ным содержанием углеродных нанотрубок.

В процессе эксперимента фиксировались следующие параметры: 1 –

контактное падение напряжения; 2 – сила трения между медным и графитовым образцами.

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

### Результаты эксперимента

Зависимости сопротивления и коэффициента трения от наработки приведены на рис. 1-4, размах величин сопротивления и коэффициента трения приведён на рис. 5-8, объёмный и линейный износ представлены на рис. 9-12.

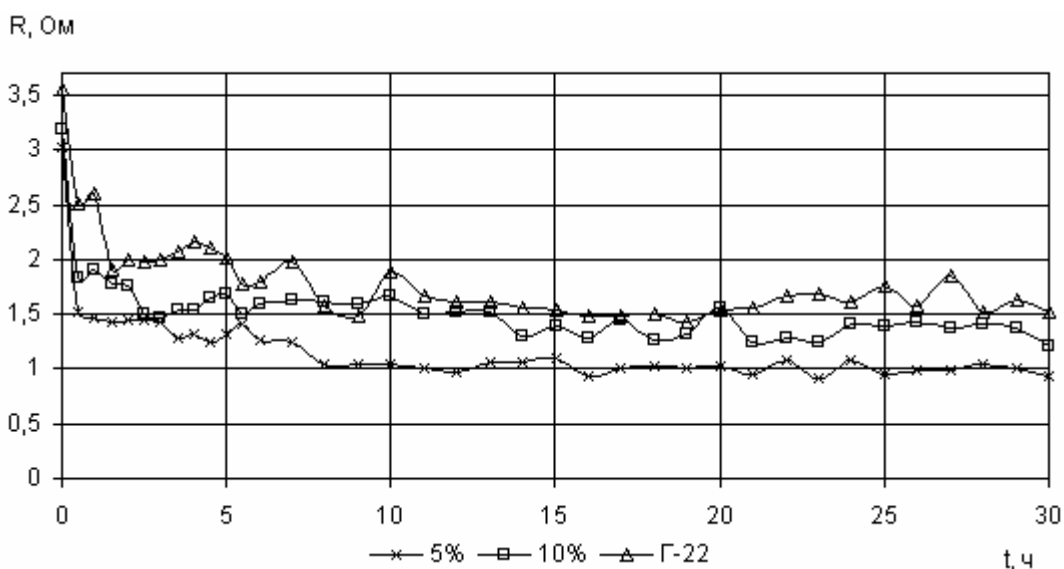


Рис. 1. Зависимость сопротивления образцов, подвергавшихся воздействию электрического тока, от наработки

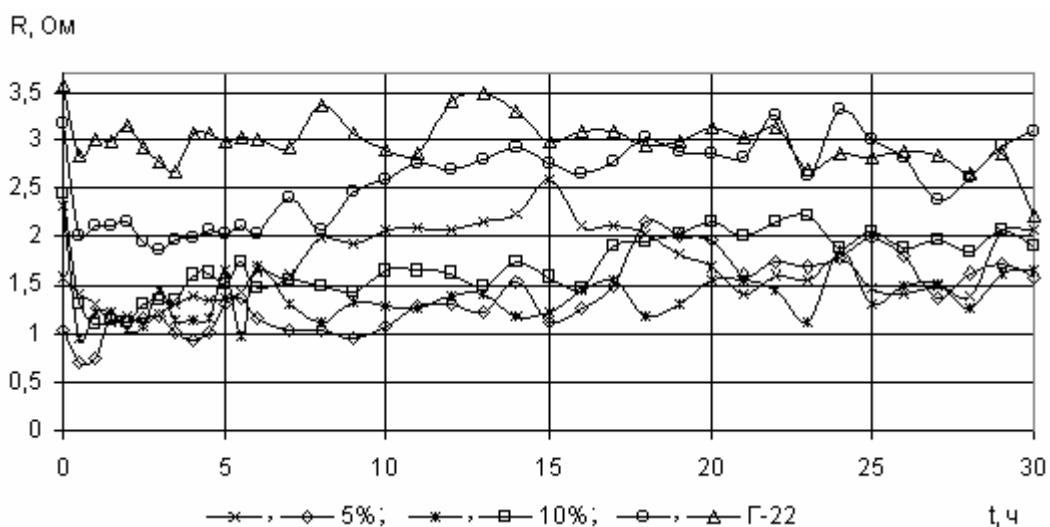


Рис. 2. Зависимость сопротивления образцов, не подвергавшихся воздействию электрического тока, от наработки



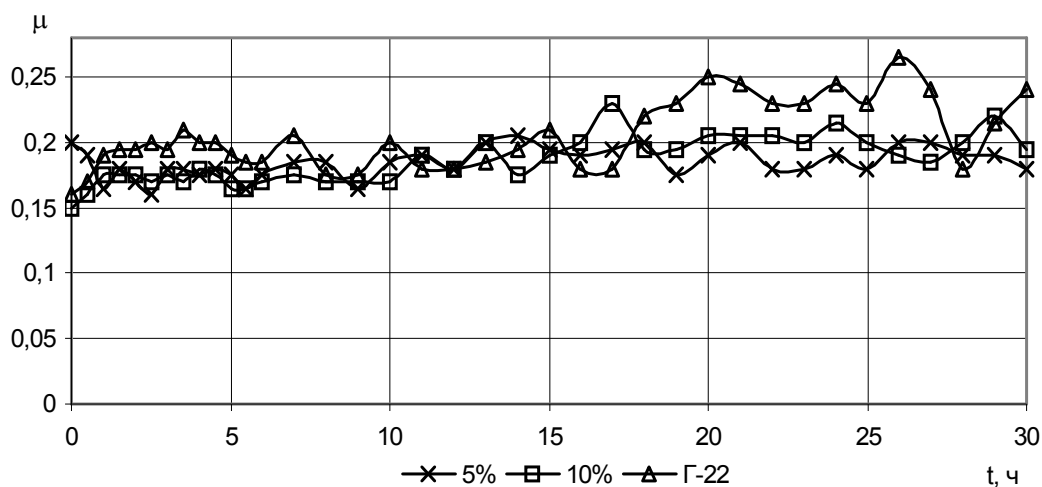


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения образцов, подвергавшихся воздействию электрического тока, от наработки

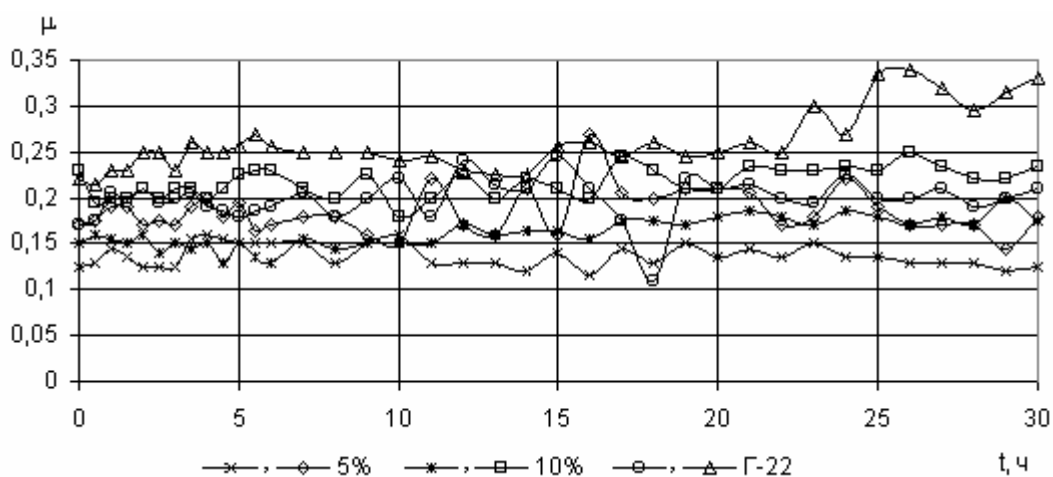


Рис. 4. Зависимость коэффициента трения образцов, не подвергавшихся воздействию электрического тока, от наработки

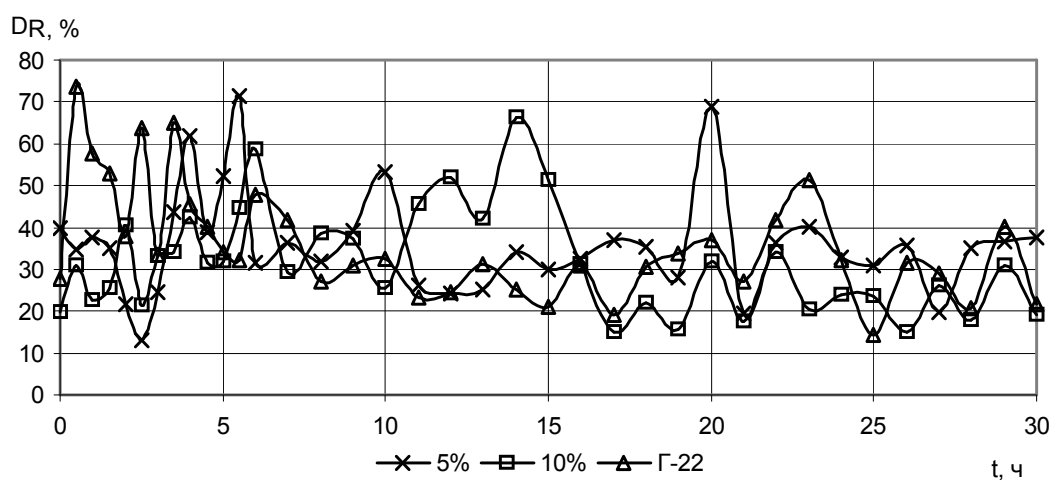


Рис. 5. Зависимость размаха величины сопротивления образцов, подвергавшихся воздействию электрического тока, от наработки

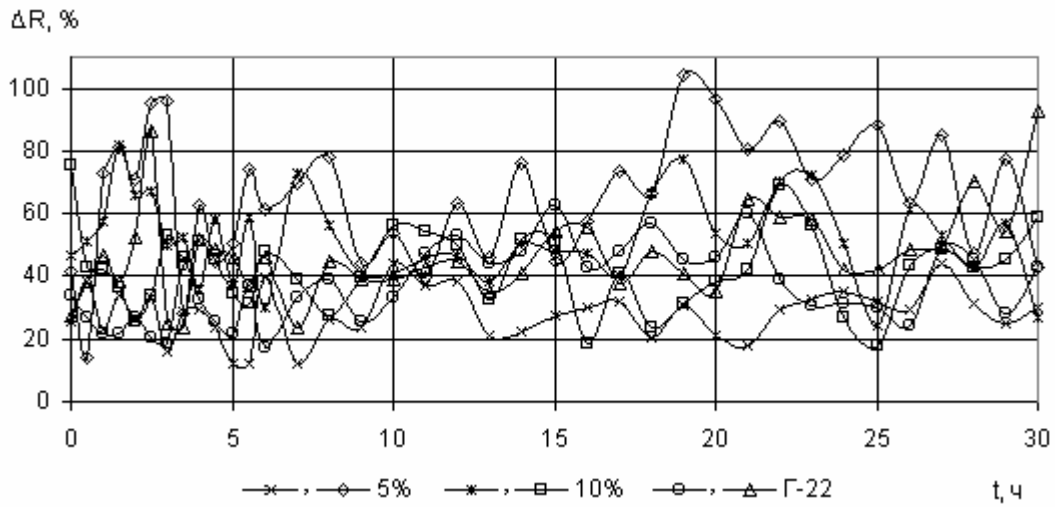


Рис. 6. Зависимость размаха величины сопротивления образцов, не подвергавшихся воздействию электрического тока, от наработки

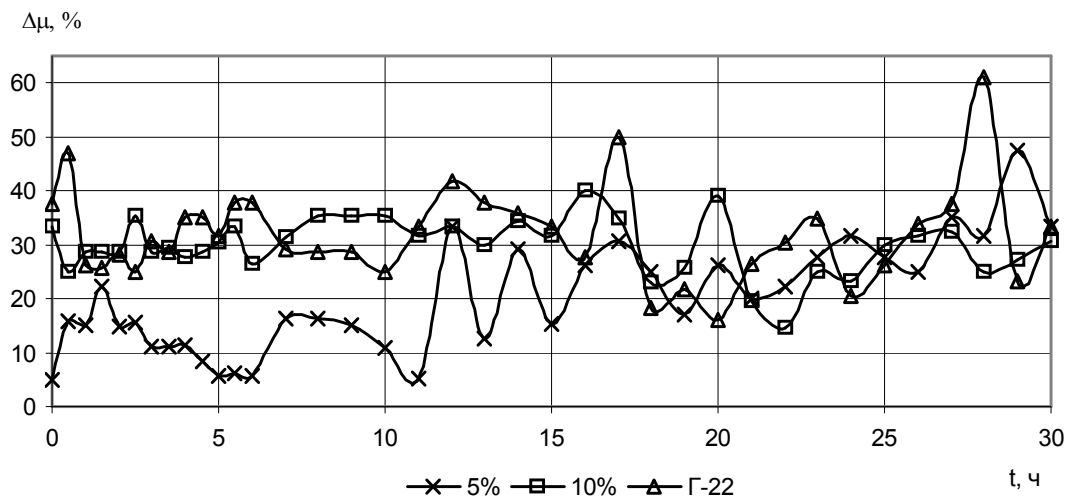


Рис. 7. Зависимость размаха величины коэффициента трения образцов, подвергавшихся воздействию электрического тока, от наработки

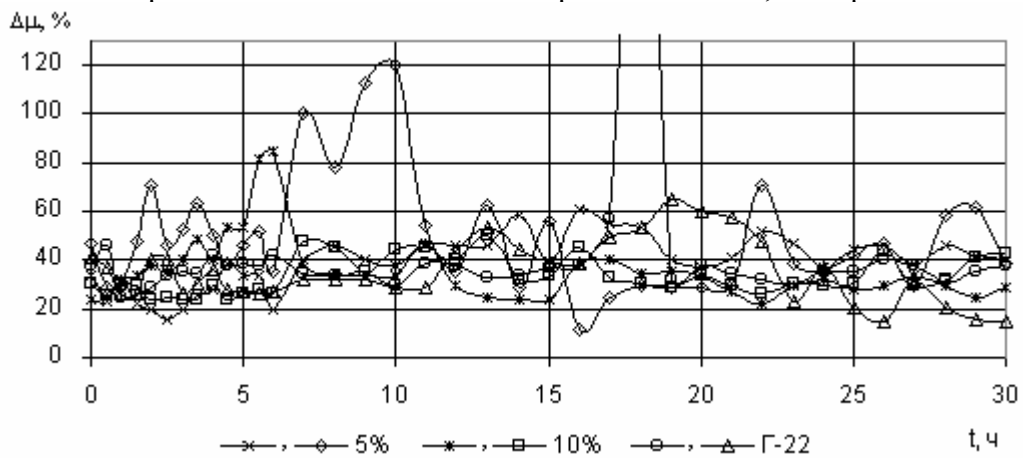


Рис. 8. Зависимость размаха величины коэффициента трения образцов, не подвергавшихся воздействию электрического тока, от наработки

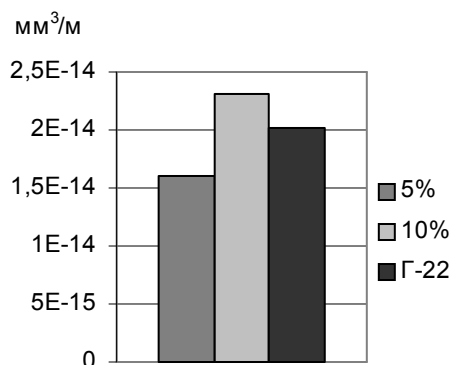


Рис.9. Объёмная интенсивность изнашивания образцов, подвергавшихся воздействию электрического тока

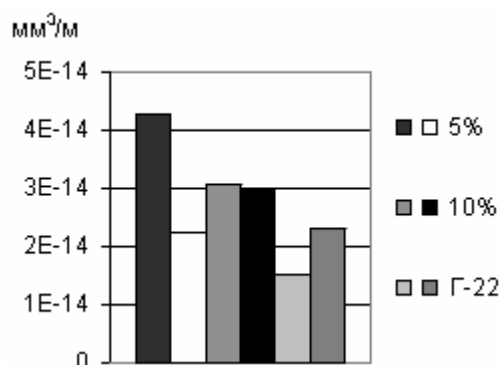


Рис.10. Объёмная интенсивность изнашивания образцов, не подвергавшихся воздействию электрического тока

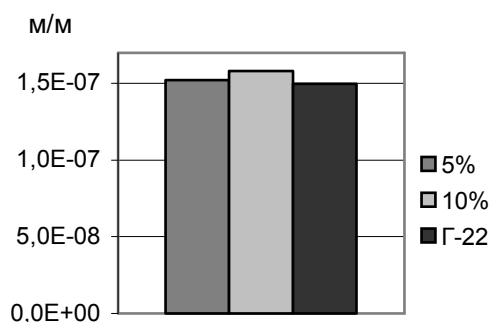


Рис.11. Линейная интенсивность изнашивания образцов, подвергавшихся воздействию электрического тока

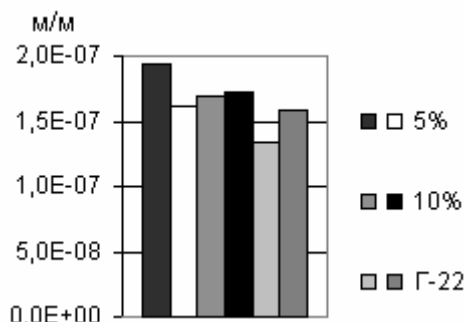


Рис.12. Линейная интенсивность изнашивания образцов, не подвергавшихся воздействию электрического тока

Анализируя полученные результаты, можно заключить, что величина коэффициента трения с учётом её нестабильности имеет практически постоянную величину, не зависящую от времени эксперимента, протекания электрического тока через контакт и типа испытуемого образца. Величина контактного сопротивления для материалов с углеродными нанотрубками несколько ниже, чем у материала без таковых, причём протекание электрического тока через контакт стабилизирует и уменьшает величину контактного сопротивления. Для образцов, находящихся под воздействием электрического тока, в процессе приработки контактное сопротивление уменьшается, затем стабилизируется. Для образцов без воздействия тока контактное сопротивление в первые часы эксперимента имеет преимущественно меньшее значение, после чего начинает увеличиваться, хотя, учитывая размах величины контактного сопротивления, полученного в эксперименте, данное увеличение нельзя рассматривать как значимое.

Износ образцов определён с погрешностью 20 %. С учётом этой погрешности можно сказать, что для образцов, находившихся под воздействием электрического тока, износ примерно одинаковый. Для образцов, не

подвергавшихся воздействию тока, образцы без углеродных нанотрубок показали несколько меньший износ, хоть разница сопоставима с максимальной погрешностью измерения.

Полученные результаты не дают основания говорить о значительном улучшении электрофрикционных характеристик материалов, содержащих углеродные нанотрубки, по сравнению с материалами без них. Однако чтобы сделать окончательные выводы о целесообразности применения материалов с углеродными нанотрубками в скользящих электрических контактах, необходимо продолжить исследования с целью накопления более обширного экспериментального материала.

### Библиографический список

1. Измайлов В.В., Новосёлов С.В. Исследование фрикционных и электрических свойств фуллереносодержащих образцов // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. науч. тр. – Тверь:ТГТУ, 2002. – С. 63-75.

УДК 621.315

В.В. Измайлов, А.А. Митюрёв  
Тверской государственный технический университет

## УДЕЛЬНАЯ СИЛА ТРЕНИЯ И ПРОВОДИМОСТЬ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО КОНТАКТА ПРИ ГРАНИЧНОМ ТРЕНИИ

Трибологическая система скользящего жидкометаллического контакта (ЖМК) характеризуется поверхностями скольжения, качество которых приближается к микрогеометрии приработанных деталей, при этом деформация контакт-деталей при взаимодействии микронеровностей носит упругий характер [1], что свидетельствует о преимущественном вкладе в силу трения адгезионной составляющей, а деформационной составляющей можно пренебречь. Для расчета адгезионной составляющей силы трения часто пользуются значением удельной силы трения  $\tau$ , экспериментально определяемой характеристикой, связанной с фрикционными свойствами единицы площади контактирующих поверхностей. Адгезионную составляющую можно выразить в виде

$$\tau = F_{\text{тр}} / A_{\text{ф}} = \tau_0 + \beta p_{\text{ф}},$$

где  $F_{\text{тр}}$  – сила трения,  $A_{\text{ф}}$  – фактическая площадь контакта,  $A_{\text{ф}} = N/p_{\text{ф}}$ ,  $N$  – нагрузка на контакт,  $p_{\text{ф}}$  – фактическое давление,  $\tau_0$  – удельная сдвиговая прочность молекулярных связей в отсутствие нормальных нагрузок,  $\beta$  –

пьезокоэффициент, характеризующий увеличение прочности молекулярных связей с нагрузкой. Практически единственным способом определения параметров  $\tau_0$  и  $\beta$  является пока экспериментальный.

Граничное трение металлических контактов с промежуточной галлийсодержащей жидкометаллической (ЖМ) средой в данном подходе не является исключением, т.к. поверхностные свойства материалов под воздействием ЖМ сред, а также при совокупном воздействии механических и тепловых деформаций остаются слабо изученными, информация о процессах физико-химической механики в компонентах трибосистемы скользящего ЖМК при фрикционном взаимодействии контакт-деталей скудна и противоречива, что не дает основания полагаться на неё для теоретического анализа и требует специальных экспериментальных исследований.

Исследования проводились на трибометре конусном ТК-45Ж [1], предназначенном для определения сдвиговой прочности адгезионных связей в контакте полированной поверхности конического образца ( $R_a = 0,02 - 0,05$  мкм) с углом при вершине  $90^\circ$  и поверхности смятия края отверстия в цилиндрическом контрообразце. Измерялся момент трения при сдвиге с одновременной регистрацией контактного падения напряжения по четырехпроводной схеме при пропускании постоянного тока. Предварительная нагрузка на образцы  $N_{\text{пред}}$  выбиралась таким образом, чтобы обеспечить в контактной зоне пластическую деформацию. В результате нагружения конуса и контрообразца с отверстием образовывалась поверхность контакта в виде узкого кольца боковой поверхности усеченного конуса. Для измерения момента трения при различном давлении нагрузка уменьшалась до  $N_{\text{изм}}$ .

Удельная сила трения  $\tau$  и фактическое давление  $p_r$  рассчитывались по формулам

$$\tau = 16 \cdot (F \cdot L - M) \sin \alpha / [\pi \cdot (D + d)^2 (D - d)],$$

$$p_r = 4 \cdot N_{\text{изм}} / [\pi \cdot (D^2 - d^2)],$$

где  $F$  – регистрируемая усилителем 8АНЧ-4 и самопишущим вольтметром НЗ27/3 величина сдвигающей силы, пропорциональная силе трения;  $L$  – плечо силы  $F$ ;  $M$  – момент трения в подшипниковой опоре трибометра;  $D$ ,  $d$  – диаметры усеченного конуса, определяемые микроскопом;  $\alpha$  – половина угла при вершине конуса.

Точность определения удельной силы трения на конусном трибометре ТК-45Ж составляет 10 %, фактического давления – 5 %. Результаты представлены в таблице.

Исследования показали, что использование эвтектики галлия GIS в качестве промежуточной ЖМ среды приводит, как правило, к уменьшению сопротивления контакта  $R_{\text{жм}}$  по сравнению с твердометаллическим контактом  $R_{\text{тв}}$  за счет фриттинга, механического разрушения окисных пле-

нок и химической активности галлия. Сопротивление  $R_{\text{жм}}$  при этом не зависит от фактического давления  $p_r$ . Очистка поверхности при сдвиге увеличивает тангенциальную прочность молекулярных связей на срез для материалов, взаимодействующих с галлием, пропорционально степени этого взаимодействия (латунь, медь и др.), а для материалов, фрикционные и электрические свойства которых определяются наличием прочных, механически не разрушаемых окисных пленок, уменьшает показатель  $\tau_0$  (молибден, никель и др., не взаимодействующие с галлием). С ростом фактического давления  $p_r$  прочность молекулярных связей ЖМК возрастает, как правило, в большей степени, чем для чистых твердых металлов. Имеющая место для чистых твердых металлов корреляция между удельной сдвиговой прочностью молекулярных связей  $\tau_0$  и твердостью материала  $H$  для контактных пар с промежуточной ЖМ средой нарушается.

Таблица 1. Фрикционные и электрические характеристики контактирующих пар: числитель – без жидкого металла, знаменатель – с эвтектикой GIS

Материал	$H$ , МПа	$\tau_0$ , МПа	$\beta$	$\tau_0 / H$	$R_{\text{ТВ}} / R_{\text{ЖМ}}$
Латунь Л63	1 650	15,3 / 67,8	0,018 / 0,067	0,011 / 0,051	1,23
Медь М1	1 020	11,5 / 24,9	0,066 / 0,128	0,011 / 0,024	1,14
Молибден МЧВП	2 420	210,8 / 45,8	0,005 / 0,026	0,087 / 0,019	1,20
Никель НП2	1 950	47,4 / 31,3	0,022 / 0,071	0,024 / 0,016	1,27
Сталь 12Х18Н10Т	2 780	30,8 / 127,4	0,047 / 0	0,011 / 0,046	1,88

Полученные значения параметров  $\tau_0$  и  $\beta$  позволяют рассчитывать коэффициент трения контакт-деталей в скользящих ЖМК для последующего проектирования их приводов по формуле молекулярно-механической теории трения

$$f = \tau_0 / p_r + \beta.$$

#### Библиографический список

1. Крагельский И.В., Демкин Н.Б. Определение фактической площади касания // Трение и износ в машинах. – Т.14. М.: Изд-во АН СССР, 1960. – С. 37-62.

**ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ЭКСПЛУАТАЦИЯ  
КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН**

---

УДК 621.882-192.001.24.629.113

А.С. Иванов, В.В. Кетат  
Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ  
РЕЗЬБОВОГО СОЕДИНЕНИЯ, НАГРУЖЕННОГО  
ОТРЫВАЮЩЕЙ СИЛОЙ И ОПРОКИДЫВАЮЩИМ МОМЕНТОМ**

Резьбовые соединения рассчитывают без учета контактной податливости стыка, хотя установлено<sup>1</sup>, что она повышает податливость стягиваемых деталей на 20 – 30 %, а это ведет к снижению статической прочности и сопротивления усталости винтов, а также влечет возрастание угловых деформаций в соединении, ухудшающих выходные параметры точных машин. Пренебрежение в расчетах резьбовых соединений контактной податливостью стыка объясняется отсутствием экспериментальных исследований таких соединений с измерением не только сил в винтах, но и деформаций стыка при разной чистоте обработки его поверхностей. В данной работе описано экспериментальное исследование на эту тему.

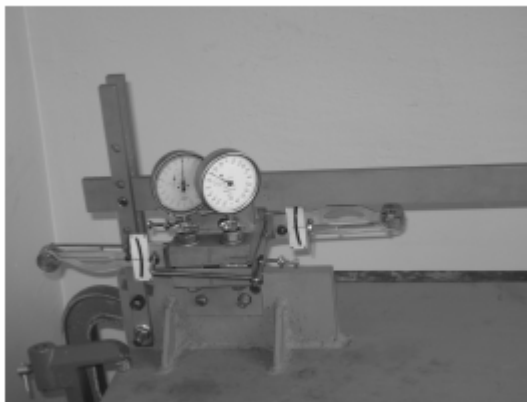


Рис. 1. Общий вид экспериментальной установки

Исследование сближений стыка при повторных нагружениях и определение нагрузок на винты резьбового соединения проведено на экспериментальной установке (рис. 1). Здесь опорной поверхностью стыка являются пластики.

Установка разработана А.С. Ивановым при участии В.В. Кетата с учетом замечаний и предложений Б.А. Байкова, О.А. Ряховского, М.В. Фомина и В.В. Токарева. Она состоит (рис. 2) из двух пластин, двух стоек и рычага. Пластины по поверхности контакта фрезерованы ( $Ra_1 = 1,25$  мкм) и

---

<sup>1</sup> Биргер И.А., Иосилевич Г.Б. Резьбовые и фланцевые соединения. – М.: Машиностроение, 1990. – 368 с.

имеют прямоугольную форму длиной  $l = 90$  мм (рис. 3), шириной  $b = 120$  мм и толщиной  $h = 23$  мм. Они стягиваются четырьмя ( $z = 4$ ) винтами М12  $\times$  60 с шагом резьбы  $P = 1,75$  мм, удаленными от нейтральной оси на расстояния  $x_1 = 25$  мм. Винты, расположенные слева от нейтральной оси пластин, обозначим цифрой 1, а справа – цифрой 2. Для имитации пластинок под винты между пластинами устанавливали шайбы толщиной 3 мм и диаметром отверстия  $d_0 = 13$  мм.

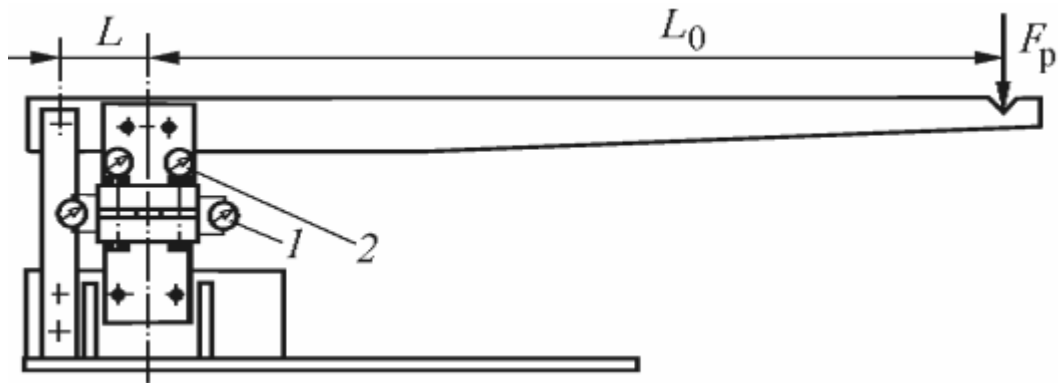


Рис. 2. Экспериментальная установка

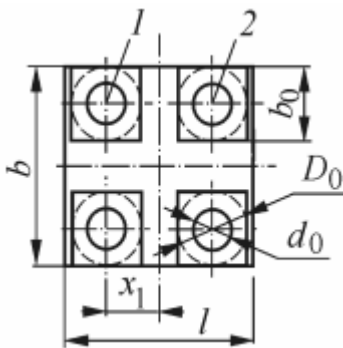


Рис. 3. Геометрические параметры стыка

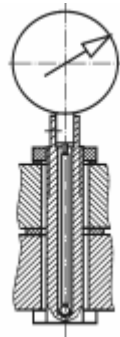


Рис. 4. Винт с индикатором часового типа

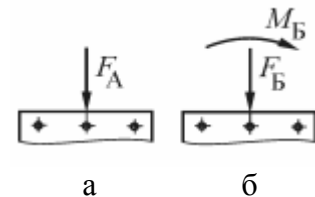


Рис. 5. Варианты нагружения

Испытаны два варианта шайб-платиков: полученные точением и фрезерованием. Шайбы, полученные точением, имели круглую форму с наружным диаметром  $D_0$  (рис. 3, пунктир). При этом одинаковой высоты шайб добивались обработкой на шлифовальной бумаге с соответствующим размером зерна некоторых шайб из комплекта. Для получения четырех шайб одинаковой высоты фрезерованием стальной квадратный лист фрезеровали с двух сторон, разрезали его на четыре квадрата со стороной  $b_0$  ( $b_0 = 30$  мм) и в каждом сверлили отверстие (рис. 3, сплошные линии).



Замеры сближений по левому  $f_{\text{л}}$  и правому  $f_{\text{пр}}$  краям пластин, возникающих в затянутом соединении после приложения к нему внешних нагрузок, проводили (см. рис. 2) двумя механическими тензометрами Гугенбергера  $I$  с ценой деления 1 мкм и базой 20 мм, а изменение размера нагруженной части винтов фиксировали двумя индикаторами часового типа  $2$  с ценой деления шкалы 1 мкм. Конструктивное исполнение крепления на винте индикатора часового типа представлено на рис. 4. Соединение исследовали, прикладывая к концу рычага силу  $F_p = 500$  Н. При этом реализовывали за счет перестановки местами двух штифтов в четырех отверстиях рычага два варианта нагружения: центральной силой  $F_A = F_p(L_0 + L)/L$  (рис. 5а); центральной силой  $F_B = F_p$  и опрокидывающим моментом величиной  $M_B = L_0 F_p$  (рис. 5б). Размеры рычага:  $L_0 = 1000$  мм;  $L = 100$  мм.

На рис. 1 представлена схема нагружения пластин, соответствующая варианту рис. 5а, а на рис. 2 – схема нагружения пластин, соответствующая варианту рис. 5б. Эксперимент проводили при силах затяжки винтов  $F_{\text{зат}}$  5000 и 10000 Н. Винты затягивали динамометрическим ключом. После затягивания винтов выставляли на ноль показания механических тензометров и индикаторов часового типа. Каждый вариант соединения два раза нагружали силой  $F_p$  и разгружали, чтобы устранить пластические деформации микронеровностей и обеспечить возвращение в ноль стрелок измерительных приборов при снятии внешней нагрузки. При третьем нагружении (реализуя испытания при повторных нагружениях) записывали экспериментально полученные сближения по левому  $f_{\Sigma\text{л.э}}$  и правому  $f_{\Sigma\text{пр.э}}$  краям пластин, а также показания индикаторов часового типа  $f_1$  1-го и  $f_2$  2-го винтов.

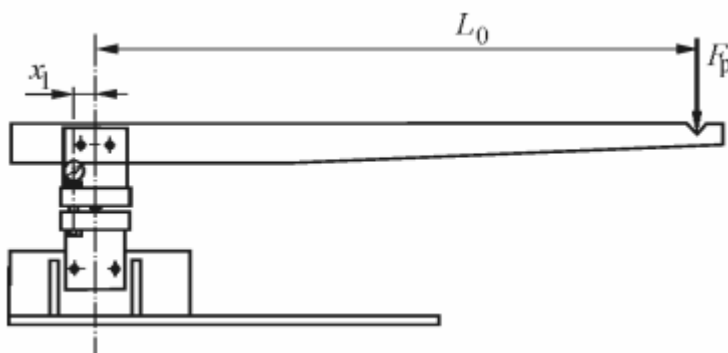


Рис. 6. Тарировка винтов

Тарировку винтов проводили на этой же экспериментальной установке путем удаления шайб-пластиков и двух винтов  $2$  (см. рис. 3), а также добавления по оси симметрии стыка цилиндрического валика в качестве шарнирной опоры (рис. 6). Нагружали два винта  $1$  (предварительная затяжка отсутствовала). Сила  $F_p$  изменялась от 0 до 500 Н, что соответствовало изменению растягивающей силы  $F_{1\Sigma} = F_p L_0 / (2x_1)$ , действующей на винт, в диапазоне от 0 до 10000 Н. Удлинение винтов по показаниям индикаторов часового типа при растягивающей силе  $F_{1\Sigma} = 10000$  Н составило

Тарировку винтов проводили на этой же экспериментальной установке путем удаления шайб-пластиков и двух винтов  $2$  (см. рис. 3), а также добавления по оси симметрии стыка цилиндрического валика в качестве шарнирной опоры (рис. 6). Нагружали два винта  $1$  (предварительная

$f = 26$  мкм. Таким образом, экспериментально полученная податливость тела винта  $\lambda_{тв} = f/F_{1\Sigma} = 0,026/10000 = 2,6 \cdot 10^{-6}$  мм/Н. Она ниже расчетной податливости винта на величину податливости в резьбе и величины податливости в стыках: головки винта с деталью, шайбы с гайкой и шайбы с деталью.

**Испытания резьбового соединения с шайбами-платиками, полученными точением.** Шайбы имели по своим торцам среднюю арифметическую высоту микронеровностей  $Ra_2 = 2,5$  мкм. Таким образом, если учесть, что два последовательно работающих стыка эквивалентны одному стыку с удвоенной средней арифметической высотой микронеровностей, имитировался стык с платиками, в котором контактирующие детали обработаны с  $Ra = 3,6$  мкм, что обычно имеет место, например, для присоединительных поверхностей редукторов и опор приводных валов к рамам.

Результаты экспериментальных исследований представлены в табл. 1. При этом суммарные силы в 1-м и 2-м винтах получены пересчетом

$$F_{в1} = f_1/\lambda_{тв}, \quad F_{в2} = f_2/\lambda_{тв}.$$

Таблица 1

№	Параметры, полученные экспериментально при $Ra_2 = 2,5$ мкм	Варианты нагружения (см. рис. 5)			
		$F_{зат} = 5000$ Н		$F_{зат} = 10000$ Н	
		а	б	А	Б
1	$f_{\Sigma л. \text{э}}$ , мкм	- 1,2	12,0	- 0,8	8,0
2	$f_{\Sigma пр. \text{э}}$ , мкм	- 1,2	- 11,0	- 0,8	- 5,6
3	$f_1$ , мкм	- 1,0	4,0	- 0,7	3,0
4	$f_2$ , мкм	- 1,0	- 1,0	- 0,7	- 1,0
5	$F_{в1}$ , Н	- 385	1540	- 270	1115
6	$F_{в2}$ , Н	- 385	- 385	- 270	- 385

**Испытания резьбового соединения с шайбами-платиками, полученными фрезерованием.** Шайбы имели по своим торцам среднюю арифметическую высоту микронеровностей  $Ra_2 = 12,5$  мкм. Результаты испытаний сведены в табл. 2.

Таблица 2

№	Параметры, полученные экспериментально при $Ra_2 = 12,5$ мкм	Варианты нагружения (см. рис. 5)			
		$F_{зат} = 5000$ Н		$F_{зат} = 10000$ Н	
		а	б	а	б
1	$f_{\Sigma л. \text{э}}$ , мкм	- 2,0	25,0	- 1,2	8,0
2	$f_{\Sigma пр. \text{э}}$ , мкм	- 2,2	- 19,0	- 1,2	- 12
3	$f_1$ , мкм	- 1,2	6,7	- 1,0	5,0
4	$f_2$ , мкм	- 1,2	- 1,0	- 1,0	- 1,0
5	$F_{в1}$ , Н	- 462	2580	- 385	1925
6	$F_{в2}$ , Н	- 462	- 385	- 385	- 385

Из анализа экспериментальных данных следует, что:

- величины сближений и сил в винтах, создаваемых внешними нагрузками, существенно зависят от средней арифметической высоты  $Ra$  микронеровностей, повышаясь с увеличением этого параметра;
- силы в винтах, создаваемые внешними нагрузками, уменьшаются с увеличением силы затяжки винтов;
- ось поворота стыка смещена относительно его нейтральной оси, что указывает на существенное влияние нелинейности в зависимости контактного сближения от номинальных напряжений в контакте.

**Вывод.** Распределение внешней нагрузки между винтами и стыком зависит от соотношения податливости винтов и суммарной податливости деталей и стыка. Чтобы снизить долю внешней нагрузки, приходящуюся на винты, и тем самым повысить сопротивление усталости винтов, следует не только повышать податливость винтов и увеличивать жесткость деталей и стыка за счет улучшения качества обработки его поверхностей, но и повышать силу затяжки винтов.

УДК 620.179.111

Д.Г. Громаковский<sup>1</sup>, Л.В. Кудюров<sup>1</sup>, С.В. Шигин<sup>1</sup>,  
И.С. Ермишкин<sup>2</sup>, Ю.К. Пономарев<sup>3</sup>, А.С. Котов<sup>3</sup>,

<sup>1</sup>Самарский государственный технический университет;

<sup>2</sup>ОАО «Тверской вагоностроительный завод»;

<sup>3</sup>Самарский государственный аэрокосмический университет

## **УСТРОЙСТВО, ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ, ДИНАМИЧЕСКАЯ И ТЕРМОДИНАМИЧЕСКАЯ ИДЕНТИФИКАЦИЯ МОДЕЛЕЙ ПЛАСТИНЧАТЫХ ВИБРОИЗОЛЯТОРОВ**

В предлагаемой статье рассматриваются проблемы разработки пластинчатых виброизоляторов [1], предназначенных для установки в комплекте буксового подвеса пассажирских вагонов на тележках люлечного типа.

Цель их применения в вертикальном подвесе вагонов – повышение долговечности кузова, подшипников, колес и рельс за счет снижения динамичности нагрузки, улучшение комфорта, а также кинематики движения тележек по прямым, переходным, круговым и кривым путям.

Частотный диапазон поглощающей способности таких амортизаторов составляет 5...500 Гц. Схемы вариантов приведены на рис. 1 и 2. Возмож-

но применение как плоских пластин, так и имеющих радиальные гофры (рис. 3). На поверхности пластин выполняются специфические углубления (рис. 1, поз. 8).

В обоих вариантах многослойных пакетов между слоями шайб наносятся тонкие слои кремнийорганической жидкости.

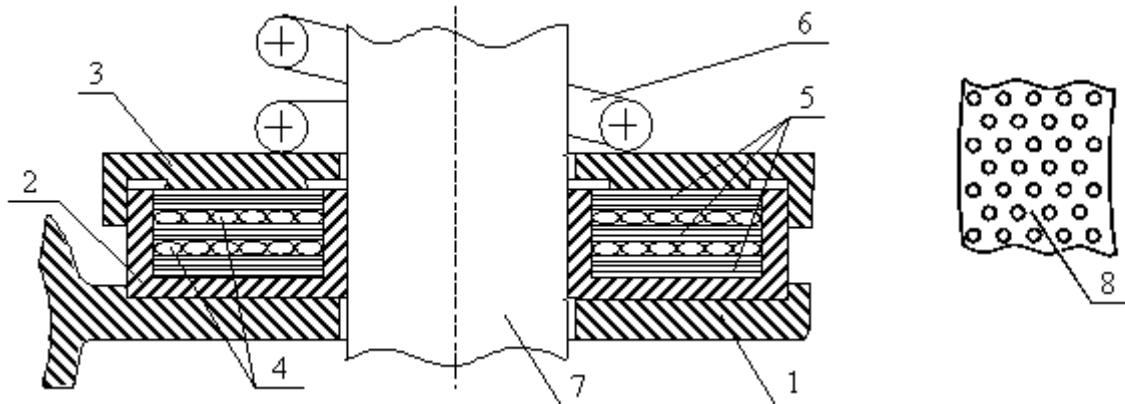


Рис. 1. Схема пластинчатого виброизолятора: 1 – проушина буксы; 2 – корпус; 3 – верхняя крышка; 4 – тросовые пакеты квазизамкнутых колец [2]; 5 – пакеты шайб; 6 – пружина буксового подвеса; 7 – шингтон; 8 – рельеф поверхности пластин

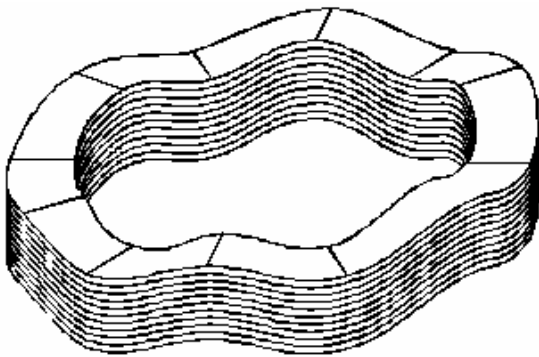


Рис. 2. Многослойный пакет в виде кольцевых гофрированных шайб с радиальным гофрированием

При вынужденных колебаниях вагона относительно тележки, а также колебаниях тележки, возбуждаемых несовершенствами пути и колес, динамические нагрузки передаются как на крышку, так и на корпус виброизолятора. Относительные перемещения крышки и корпуса вызывают деформацию пакета шайб, тросовых элементов и малые взаимные смещения смежных поверхностей, между которыми нанесен слой кремнийорганической жидкости.

Деформация, трение и пульсация давления между шайбами в слоях жидкости вызывают переход механической работы деформации в тепло и его рассеяние через корпусные детали в окружающую среду.

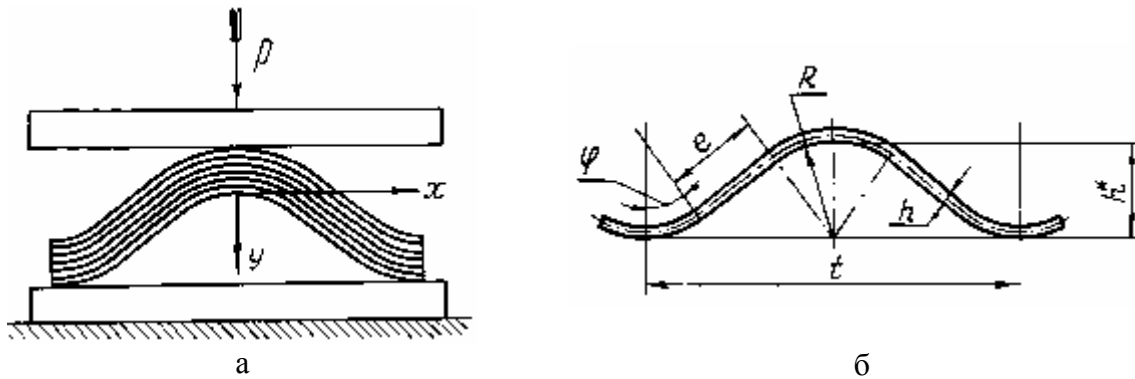


Рис. 3. Схема нагружения экспериментальных пакетов лент (а) и обозначение параметров, характеризующих профиль гофров (б)

Одной из проблем расчета пластинчатых виброизоляторов является оценка деформации пластин и динамических реакций для определения смещений в пластинах –  $w_i$  и напряжений в каждой точке  $i$ -й пластины амортизатора.

Анализ показал, что существует возможность применения упрощенной динамической модели. Пластины в этой модели имеют заданную упругость, толщина пластин мала, а малые перемещения имеют место в осевом направлении. Каждая пластина рассматривается как элементарная оболочка, что позволяет представить элемент виброизолятора как механическую систему с одной степенью свободы.

Такая система в виде дифференциального уравнения движения  $i$ -го элемента была рассмотрена в [3] на базе дифференциального уравнения второго порядка, позволившего оценивать относительные смещения  $w_i$  в радиальном направлении:

$$\xi m \dot{w}_i + \frac{\pi}{4r_i^3} L^2 \sin^2 \alpha \cdot \dot{w}_i^2 = \frac{iELh^3}{6r_0^3} w_i \left( \frac{w}{r_i} - 1 + \ln \frac{r_i}{r_0} \right) - 2\pi r_i L \left[ p + \frac{\sigma \dot{w}_{ri}}{|\dot{w}_{ri}|} \left( \pi + \frac{1}{\sin \alpha} \right) \right] \left( 1 - \ln \frac{r_i}{r_0} \right),$$

$$\xi = \frac{1}{2} + \operatorname{ctg}^2 \alpha + \frac{\pi^2}{4} \left( \frac{L^2}{r_i^2} \sin^2 \alpha + 1 \right),$$

$$\dot{w}_{ri} = \dot{w}_{i-1} - \dot{w}_{i+1},$$

где  $m$  – масса элемента амортизатора;  $E$  – модуль упругости материала пластины;  $L$  – длина образующей;  $h$  – толщина пластины;  $r_i$  – текущий радиус усеченного конуса оболочки амортизатора;  $r_0$  – начальный радиус усеченного конуса оболочки амортизатора;  $\sigma$  – коэффициент пропорциональности;  $\alpha$  – угол наклона образующей;  $p$  – интенсивность внешней нагрузки.

Начальные условия:  $t_0 = 0$ ,  $w_i(t_0) = w_{i0}$ ,  $\dot{w}_i(t_0) = 0$ .

**Вторая проблема оценки эффективности виброизоляторов связана с использованием неньютоновских жидкостей, размещенных между пластинами и имеющих высокую объемную вязкость.**

На важность учета объемной вязкости еще в 1931 г. обратил внимание М. А. Леонтович [4], показавший, что необратимый процесс диссипации энергии является следствием сдвига фаз между внешним давлением и деформацией при сжатиях и расширениях жидкости.

Согласно феноменологической релаксационной теории жидкости коэффициент поглощения  $\alpha$  для единичного релаксационного процесса определяется выражением

$$\alpha = \frac{\omega^2}{2\rho c^3} \left[ \frac{4/3 \eta'_0}{1 + \omega^2 \tau_1^2} + \frac{\eta''_0}{1 + \omega^2 \tau_2^2} \right],$$

где  $\omega$  – круговая частота,  $c$  – скорость звука,  $\rho$  – плотность жидкости,  $\eta'_0$  и  $\eta''_0$  – «статические» сдвиговая и объемная вязкости,  $\tau_1$  и  $\tau_2$  – времена релаксации сдвиговой и объемной вязкостей.

Величины вязкостей  $\eta'$  и  $\eta''$  зависят от физико-химического строения жидкостей [5], природы их компонентов и др. Для ряда жидкостей, таких как циклические углеводороды, объемная вязкость существенно выше сдвиговой, например, у бензола в 132 раза.

Для создания виброизоляторов отобраны эффективные кремнийорганические жидкости типа ПМС, выпускаемые отечественной промышленностью.

Для получения замкнутых микрообъемов оказалось целесообразным выполнять сферические углубления (см. рис. 1), позволяющие увеличить емкость жидкостной прослойки.

**Отработка всей совокупности отмеченных и других технических проблем позволила осуществить оценку и выбор конструктивных параметров пластинчатых амортизаторов.**

Определение параметров виброизолятора с комплектом многослойных гофрированных шайб (рис. 3) осуществлялось с помощью специальной методики расчета [9], построенной на базе теории подобия и размерностей.

Выражение для расчета гистерезиса многослойных пакетов гофрированных шайб представлялось в виде

$$P(y, y_0, \nu) = nmh^* EJk_m t^{-3} \cdot \left\{ \bar{R}(\xi) + (-1)^{\nu+1} \cdot 0,5 \cdot n \bar{T}(\xi) + (-1)^\nu n \bar{T}(\xi_0^*) \cdot \exp \left[ -10 \frac{|\xi - \xi_0|}{n \bar{a}(\xi_0)} \right] \right\},$$

$$J = \frac{bh^3}{12}, \quad k_m = 4 - 3 \exp[-0,4(m-1)], \quad t = \frac{D+d}{2} \cdot \sin \frac{\pi}{m},$$

$$\bar{R}(\xi) = \left| \operatorname{tg} \frac{\pi \xi}{2} \right| \cdot [30 \cdot \sigma_0(0,6 - \xi) + (60 - 50\xi) \cdot \sigma_0(\xi - 0,6)],$$

$$\bar{T}(\xi) = 0,16\xi + 0,4\xi^2 - 6,222(\xi - 0,7)^2 \cdot \sigma_0(\xi - 0,7),$$

$$\bar{a}(\xi) = \frac{a}{nh^*} = 0,00625\xi - 0,0148(\xi - 0,35)^2 \cdot \sigma_0(\xi - 0,35),$$

где  $n$  – число шайб в пакете виброизолятора;  $m$  – число волн гофров по окружности пакета;  $h^*$  – высота гофра в свободном состоянии;  $E$  – модуль упругости материала шайб;  $J$  – момент инерции поперечного сечения одной шайбы;  $k_m$  – коэффициент многопролетности [9];  $t$  – шаг гофров по осевой линии, соответствующей среднему диаметру шайб;  $\bar{R}$  – безразмерная среднециклическая сила при деформировании многослойных пакетов;  $\bar{T}$  – безразмерная сила неупругого сопротивления;  $\bar{a}$  – обобщенная деформация [9];  $\xi = y/h^*$  – текущая деформация пакета шайб;  $\xi_0 = y_0/h^*$  – безразмерная обобщенная деформация произвольного процесса деформирования;  $\sigma_0(A)$  – функция Хевисайда, равная  $\sigma_0(A) = 1$ , если  $A \geq 0$ ;  $b = (D-d)/2$  – ширина сечения одной шайбы;  $D$  – наружный диаметр гофрированных шайб;  $d$  – внутренний диаметр шайб.

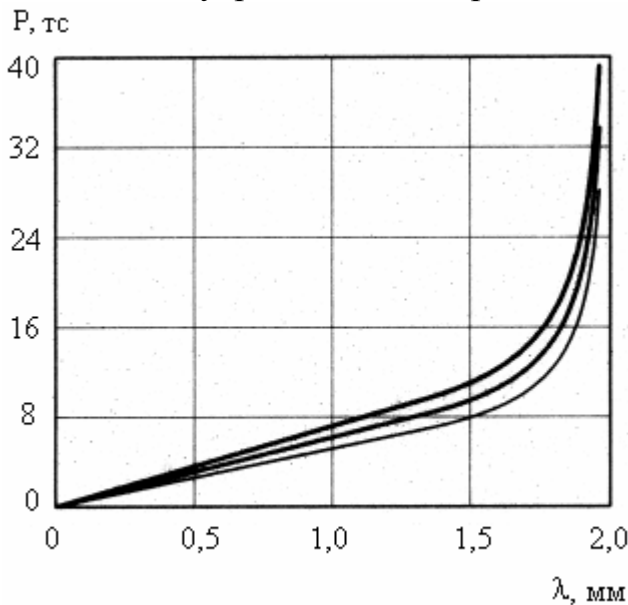


Рис. 4. Упругогистерезисная петля виброизолятора с пакетом гофрированных шайб:  $D_{cp} = 195$  мм;  $h^* = 2$  мм;  $h = 0,4$  мм;  $m = 10$ ;  $n = 50$ ;  $b = 23$  мм

Пример расчета показан на рис. 4.

Экспериментальные исследования виброизолятора проводились на установке Самарского государственного аэрокосмического университета (рис. 5).

При динамических испытаниях (рис. 6) на крышку виброизолятора наносили ударную нагрузку и измеряли параметры входа и выхода динамических перемещений.

Обработка сигналов осуществлялась программным пакетом Adobe Audition (рис. 7). Варьируя длительность ударных воздействий, удалось выяснить, что в диапазоне частот от 5 до 500 Гц виброизолятор снижает силу, передаваемую на корпус вагона от 4 до 6 раз.

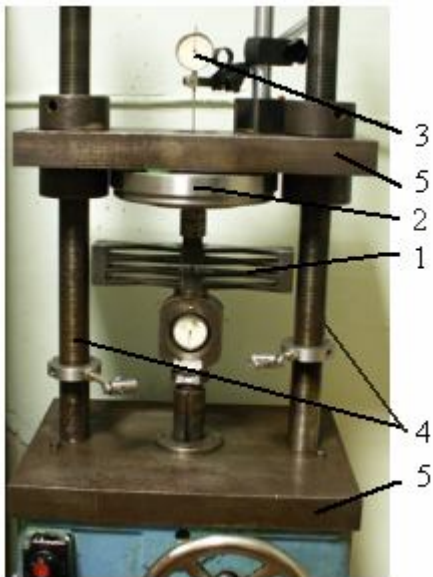


Рис. 5. Установка для статического исследования виброизолятора:

- 1 – динамометр системы Токаря;
- 2 – виброизолятор;
- 3 – индикатор;
- 4 – силовые штанги; 5 – плиты



Рис. 6. Фото стенда для динамического исследования свойств виброизолятора на ударные воздействия: 1 – виброизолятор;

- 2 – блоки сопряжения с ЭВМ;
- 3, 4 – инерционные датчики ускорений

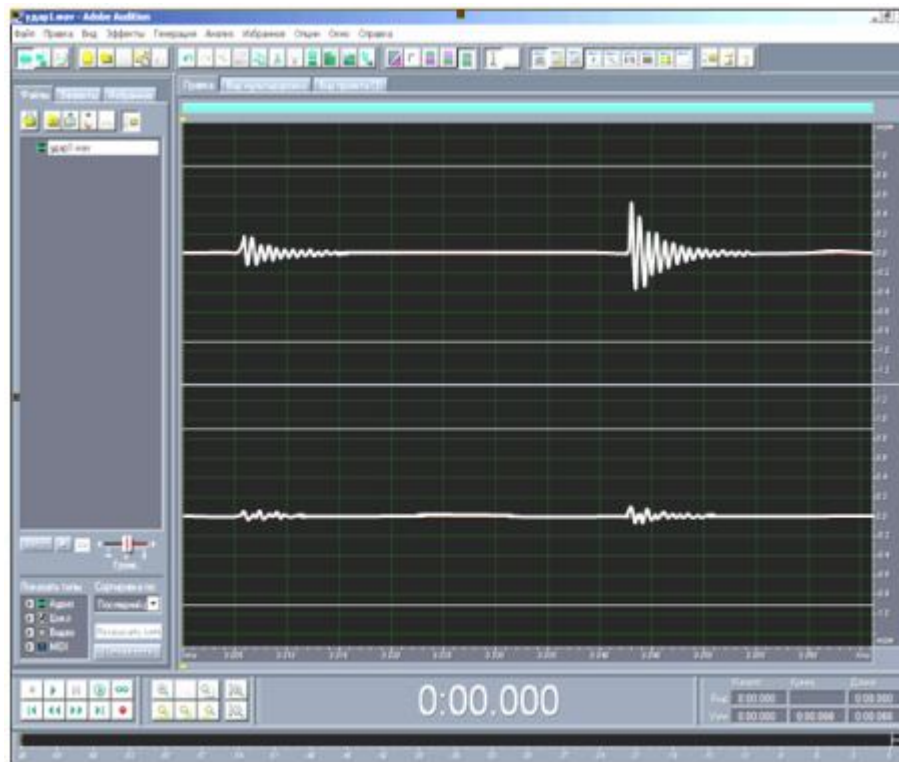


Рис. 7. Сигналы, записанные в ходе ударного воздействия на входе (верхняя кривая) и на выходе (нижняя кривая)



Одной из важных целей статьи авторы считали термодинамическую идентификацию избранного объекта – пластинчатого виброизолятора, содержащего в зазорах между пластинами жидкость с высокой объемной вязкостью.

Для анализа кинетики и обменных процессов переноса энергии, вещества и количества движения использовали модель, предложенную в [6], в которой контактная зона (рис. 5) рассматривается как трибореактор с подвижными стенками, имеющими микро- и субмикроразрывы, заполненные жидкостью.

При нагружении в этой ячейке формируются градиенты полей деформаций, температуры и концентрации вещества, их взаимные превращения и перенос энергии: механической, тепловой, химической, электрической, акустической и др.; происходит перенос вещества (диффузия), структурные и фазовые превращения, образование и аннигиляция микродефектов, химических соединений и др. При данной схематизации и макроскопическом описании [7, 8] возможна оценка баланса энтропии локальной области (рис. 8) как функции внутренней энергии  $U$ , объема  $V$  и массы  $\{M_n\} \cdot N$  компонентов.

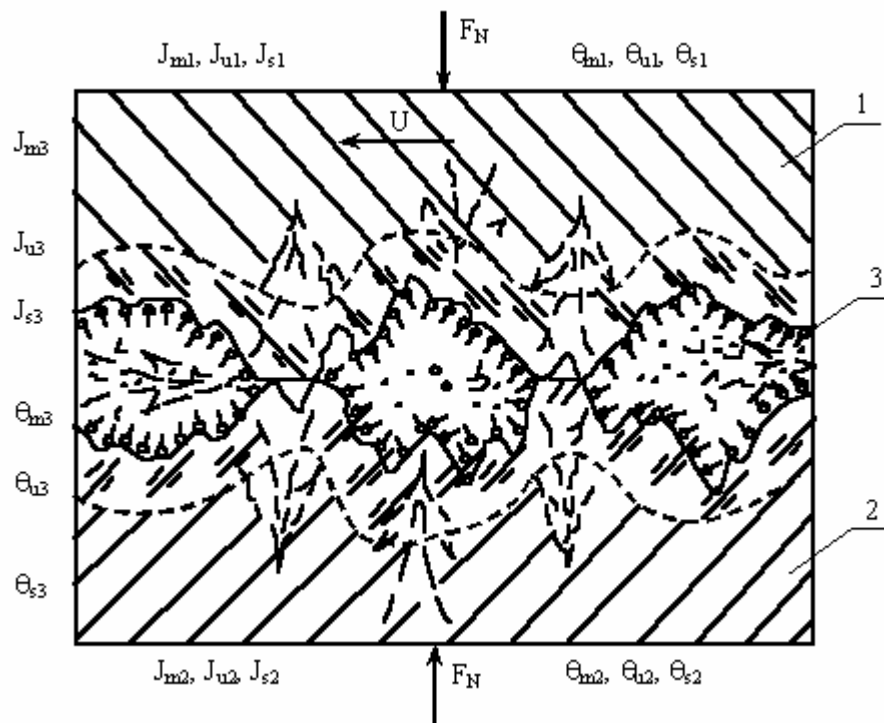


Рис. 8. Схема процессов, протекающих при динамическом нагружении пластинчатого амортизатора

Как показано в [6], источники энтропии здесь связаны с пространственной неоднородностью в распределении температуры  $T$ , парциальных химических потенциалов  $\mu_n$ , с тангенциальным перемещением и деформированием среды, взаимодействием среды с энергией  $\beta$ -го рода (например, возникновением джоулевого тепла от взаимодействия электрического тока на среду и т.п.), с химическими реакциями в зоне трения и с механическим отделением частиц. Производство энтропии, в свою очередь, состоит из потоков тепловой энергии, диффузионных потоков, изменений компонент тензора напряжений (количества движения), скоростей химических реакций, изменения массы, скоростей деформаций и др., что является признаком термодинамически необратимых процессов.

Итоги анализа и расчетов параметров амортизаторов пассажирских вагонов Тверского вагонного завода оказались близкими к результатам испытаний.

#### Библиографический список

1. Расчет и конструирование средств виброзащиты сухого трения / Под ред. Ю.К.Пономарева. – Самара: Изд. СамГАПС, 2005. – 207 с.
2. Патент РФ № 2199683, МКИ F16F 7/14 // Авт: Пономарев Ю.К., Архангельский С.В., Гунин В.А., Калакутский В.И. Оpubл. 27.02.03. БИ № 6. 2003.
2. Громаковский Д.Г., Кудюров Л.В., Шигин С.В. О механизме диссипации в ленточном амортизаторе с угловым расположением пластин // Сб. трудов международной научно-технической конференции «Актуальные проблемы надежности технологических, энергетических и транспортных машин». Т.1. М.: Машиностроение, 2003. – С. 320-324.
3. Леонтович М.А. Некоторые вопросы теории поглощения звука в многоатомных газах // Изв. АН СССР. Сер. физ. 5.633. 1936.
4. Аналитическая интерпретация механизма объемной вязкости смазки / Д.Г. Громаковский, В.Б. Маринин, В.Г. Шахов, Л.В. Кудюров // Трение и износ. Т.14. №6. – С. 973-983.
5. Демкин Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей. – М.:Наука, 1970. – 227 с.
6. Силаев Б.М. Обобщенная модель процесса внешнего трения и изнашивания // Машиноведение. 1989. №2. – С. 56-65.
7. Ильюшин А.А. Механика сплошной среды. – М.: Изд. МГУ, 1978. – 287 с.
8. Глендорф П., Пригожин И. Термодинамическая теория структуры, устойчивости и флуктуаций. – М.: Мир, 1973. – 280 с.
9. Пономарев Ю.К., Проничев Ю.Н., Чегодаев Д.Е. Многослойные демпферы двигателей летательных аппаратов. – Самара: Изд-во Самарского государственного аэрокосмического университета, 1998. – 234 с.

УДК 621.9.06

Ю.П. Сердобинцев, В.С. Поляков  
Волгоградский государственный технический университет

## КОНЦЕПЦИЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КОНТАКТНЫХ УЗЛОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЭКСТРАПОЛИРУЮЩЕЙ МОДЕЛИ

Одной из основных проблем при проектировании контактных пар (ПКП) с заданными свойствами является выбор рациональных путей изготовления с оптимальным использованием возможностей технологического оборудования и выбора соответствующих заготовок. Следует отметить, что при этом возникает задача выбора оборудования применительно к выпуску конкретной номенклатуры изделий, определяемой в процессе подготовки производства.

При проектировании контактных пар, равно как в других областях проектирования в машиностроении, следует выделить три основных аспекта:

- рассматриваемое множество контактных узлов  $A$ ;
- множество заготовок для изготовления данных узлов  $B$ ;
- множество методов обработки заготовок для получения проектируемых узлов  $C$ .

Рассмотрим более подробно каждое из этих множеств.

Проектируемое изделие из множества  $A$  характеризуется множеством параметров, описывающих его функционирование (материалы пары, вид движения, смазка, режим работы, температура и др.). Исходя из этих параметров, мы должны выбрать заготовку, из которой будет изготавливаться данное изделие.

Любое изделие из множества  $A$  может быть изготовлено из элементов множества  $B$ .

Выбранная нами заготовка из множества  $B$  может обрабатываться различными способами для получения желаемого результата. Эти способы и соответствующее оборудование представлены множеством  $C$ .

Элементы этих трёх множеств: параметры, описывающие технологический процесс ПКП, параметры заготовок и свойства получаемых изделий могут быть представлены множеством конечных графов  $G$ , которые строятся по алгоритму  $AL1$  (рис. 1):

1. Разделяем процесс проектирования контактных пар (ППКП) на ряд взаимодействующих между собой блоков, агрегатов, компонентов, образующих множество  $K = \{k_p\}$ , где  $p = 1, 2, \dots, r$  – число компонентов.

2. Определяем множество ТО, выполняемых на каждом  $k_p$  ППКП компонентом  $Y^p = \{y_\mu^p\}$ .

3. Определяем множество положений каждого  $k_p$  компонента ППКП  $X^p = \{x_\mu^p\}$ .

4. Определяем множество допустимых пар  $k_p$  компонента ППКП  $P^p = \{p_i^p\}$ , которое является подмножеством декартова произведения множеств  $Y^p = \{y_\mu^p\}$  и  $X^p = \{x_\mu^p\}$ .

5. Множество допустимых пар  $k_p$  компонента разбиваем на три подмножества  $P^0, P^-, P^+$ , элементы которых определяют истинные значения трёх двухместных предикатов  $J^0, J^+, J^-$ .

6. Используя формулы, применяемые в теории графов,  $H(y_\mu; x_v; y_{\mu'}) \leftrightarrow [y_\mu \neq y_{\mu'} \& J^+(y_{\mu'}; x_v) \& J^-(y_\mu; x_v)] \vee [y_\mu = y_{\mu'} \& J^0(y_\mu; x_v)]$ , определяем тройки, на которых истинен трехместный предикат  $P^p$ .

7. Принимая множество ТО  $k_p$ -компонента ППКП  $Y^p = \{y_\mu^p\}$  за множество вершин, множество положений каждого  $k_p$ -компонента  $X^p = \{x_\mu^p\}$  за множество рёбер и имея трехместный предикат  $P^p$ , строим искомый граф  $G^p(Y^p, X^p, P^p)$  и матрицу инцидентора.

$$P = \|p_{\phi\zeta}\| = \begin{vmatrix} p_{11} & p_{12} & \dots & p_{1\zeta} & \dots & p_{1\phi} \\ p_{21} & p_{22} & \dots & p_{21\zeta} & \dots & p_{2\phi} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ p_{\phi 1} & p_{\phi 2} & \dots & p_{\phi\zeta} & \dots & p_{\phi\phi} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ p_{\phi 1} & p_{\phi 2} & \dots & p_{\phi\zeta} & \dots & p_{\phi\phi} \end{vmatrix}$$

$$p_{\phi\zeta} = \begin{cases} 0 & \text{— если вершины } y_\phi \text{ и } y_\zeta \text{ неинцидентны,} \\ (y_\phi; x_v; y_\zeta) & \text{— если вершины } y_\phi \text{ и } y_\zeta \text{ соединены дугой } x_v, \\ & \text{направленной от } y_\phi \text{ к } y_\zeta, \\ (y_\phi; x_v; y_\phi) & \text{— если имеется петля } x_v \text{ при вершине } y_\phi. \end{cases}$$

Как правило, эти три исходных множества  $A, B, C$  уже существуют в виде банков данных, создаваемых для различных предприятий, регионов и т.д. Главная задача, стоящая перед проектировщиком, заключается в определении оптимальных путей изготовления контактных пар с заданными свойствами из имеющегося исходного материала с использованием наличествующего оборудования и технологий обработки.

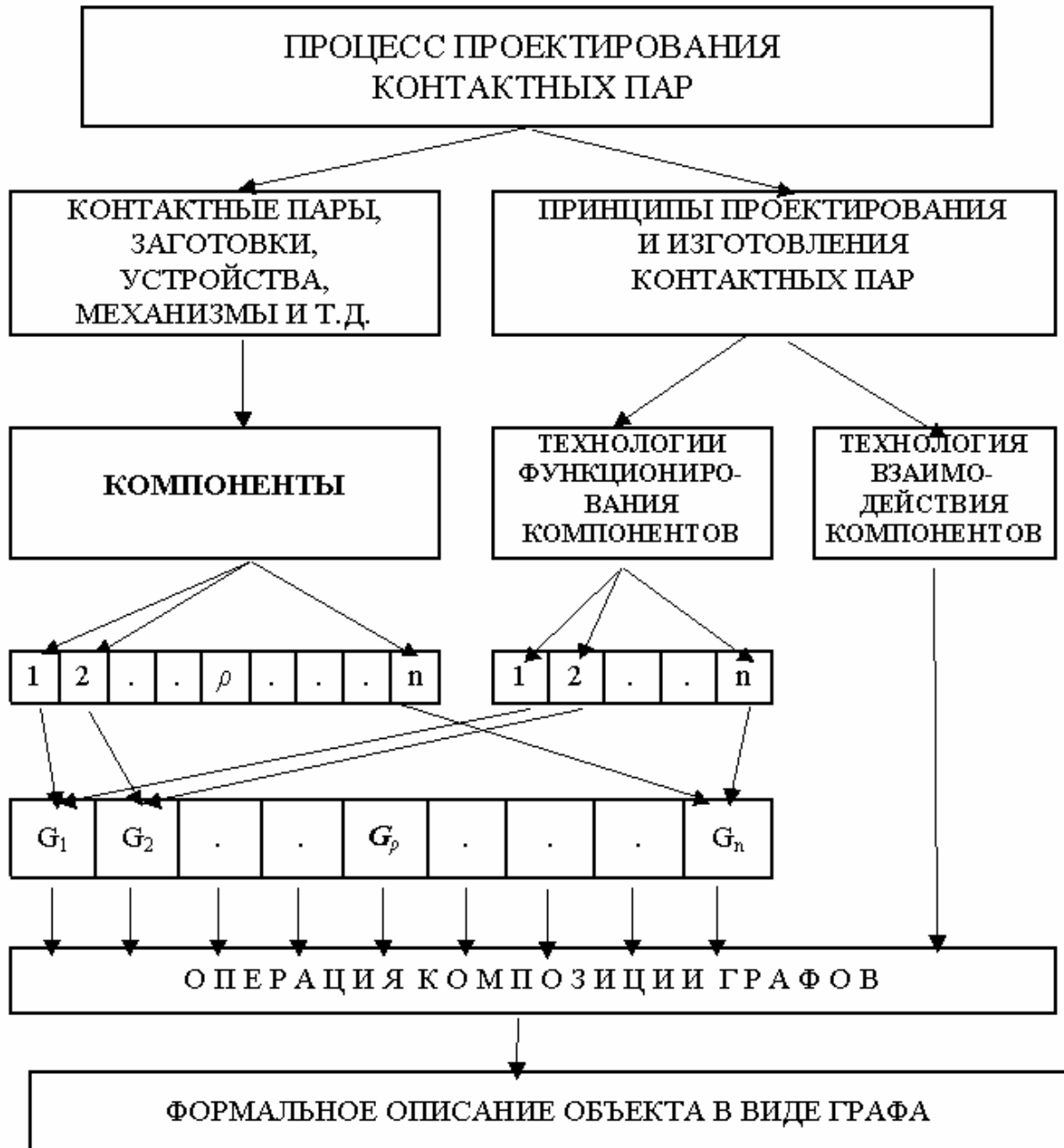


Рис. 1

Как правило, этот процесс является эвристическим, и успех зависит в основном от знаний и опыта проектировщика. Целью данной работы является попытка формализовать процесс проектирования, используя имеющиеся в распоряжении проектировщика множества  $A$ ,  $B$ ,  $C$ .

В результате декартова произведения графов множеств  $A$ ,  $B$ ,  $C$  получим гиперграф (рис. 2). Процесс работы проектировщика заключается в виде выборе рациональных путей на полученном гиперграфе, которых может быть несколько (рис. 3).

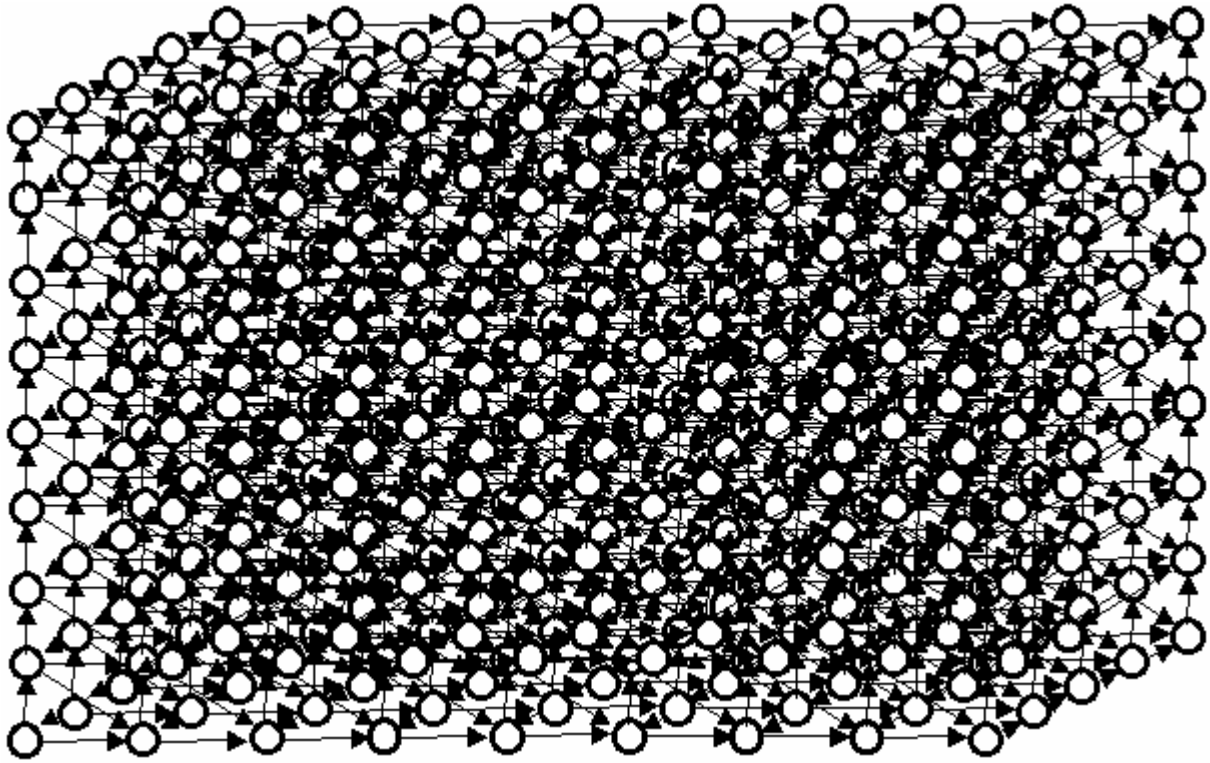


Рис. 2

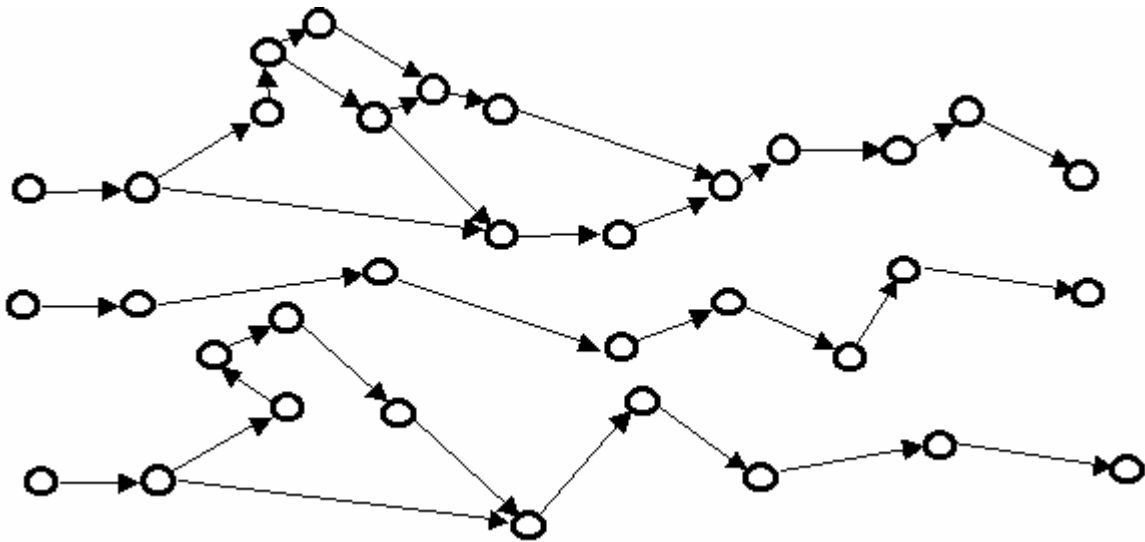


Рис. 3

Для уменьшения количества таких путей введём операцию композиции на графах, в результате которой получается граф  $G$ , позволяющий описать все возможные пути изготовления требуемой контактной пары из имеющихся заготовок с применением доступных оборудования и технологий (рис. 4). Процесс построения гиперграфа достаточно подробно рассмотрен в [1-3].

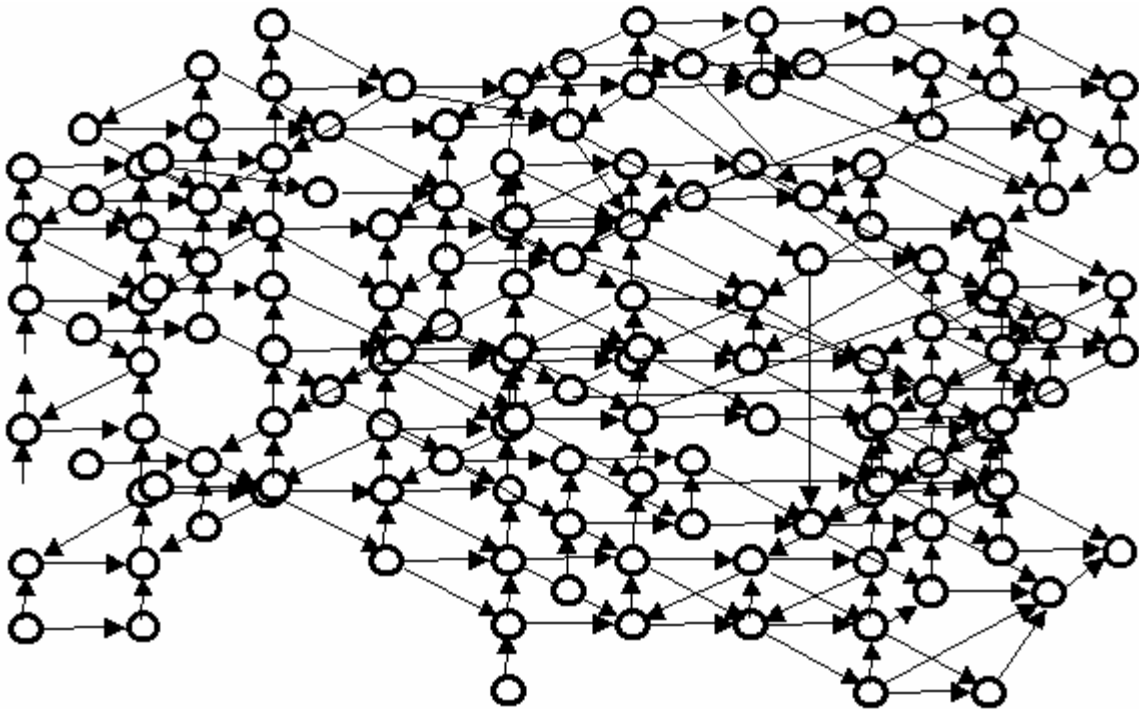


Рис. 4

Работу проектировщика, использующего эвристические методы, можно отождествить с движением по одному из путей гиперграфа от выбранной заготовки к конечному изделию. Однако существует довольно высокая степень вероятности того, что данный путь не является оптимальным и ведет к неоправданным экономическим и временным затратам. Уменьшить влияние эвристических методов можно, используя экстаполирующую модель построения гиперграфа. Такая модель позволяет проектировщику выбирать на гиперграфе оптимальный или близкий к нему путь из того множества путей, которые не могут быть охвачены проектировщиком при эвристической работе.

До сих пор мы говорили лишь о прямых причинно-следственных связях, используемых при движении по гиперграфу. Одним из достоинств эвристических методов принято считать возможность использования обратных причинно-следственных связей, позволяющих брать за исходную позицию само изделие и идти от него к выбору заготовки через множество технологических операций. Последние работы над композицией графов, определяющей гиперграф, показывают, что такой же путь возможен при задании исходного состояния в виде проектируемого изделия. При этом операция композиции и исходные графы остаются неизменными. В связи с этим эвристическое воздействие сужается до минимума и появляется возможность максимально формализовать процесс проектирования.

Заметим, что при использовании композиции графов осуществим и другой вариант: определение обратных причинно-следственных связей, что позволяет по заданным свойствам проектируемого изделия определить наиболее оптимальные пути его изготовления.

### **Библиографический список**

1. Поляков С. В., Сластинин С. Б. Использование экстраполирующей модели при построении систем функциональной диагностики // Контроль. Диагностика. – 2000. № 4. – С. 19-22.
2. Поляков С. В., Сластинин С. Б. Построение модели для диагностирования технологических процессов с использованием графов // Контроль. Диагностика. – 2001. № 4. С. 10-16.
3. Сердобинцев Ю. П., Поляков В. С. Использование методов композиции графов для проектирования сопряжений технологического оборудования с заданными свойствами // Автоматизация технологических процессов в машиностроении: Межвуз. сб. науч. статей. Вып. 1. – Волгоград: ВолгГТУ, 2004. № 1. – С. 59-63.
4. Зыков А.А. Теория конечных графов. – Новосибирск: Наука, 1968. – 542 с.
5. Берж К. Теория конечных графов и ее применение. М. 1962.
6. Мелихов А. Н. Ориентированные графы и конечные автоматы. – М.: Наука, 1971. – 369 с.

621.822

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

### **АЛГОРИТМ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ЛОКАЛЬНО ИЗНОШЕННЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ**

В настоящее время необходимо внедрение таких методов восстановления, которые бы позволили в условиях ремонтных предприятий производить восстановление сложных дорогостоящих деталей на качественно новом уровне, обеспечивая им повышенный срок эксплуатации. Одним из возможных методов, отвечающих этим запросам является восстановление пластическим деформированием. При восстановлении пластическим деформированием нужно стремиться к наибольшему восстановлению опорной поверхности при минимальном деформировании изношенных участков. Способ восстановления локально изношенных подшипников методом пластического деформирования по кондукторной (ограничивающей деформации) поверхности-ПДКП наиболее полно соответствует этим требованиям [1, 2].

Поскольку при восстановлении используется индентор одного и того же размера и формы, то объем вытесненного материала будет зависеть от



глубины  $h$ , на которую индентор внедрится в материал детали. Эта глубина определяется из равенства:  $h = h_n - a$  (рис. 1).

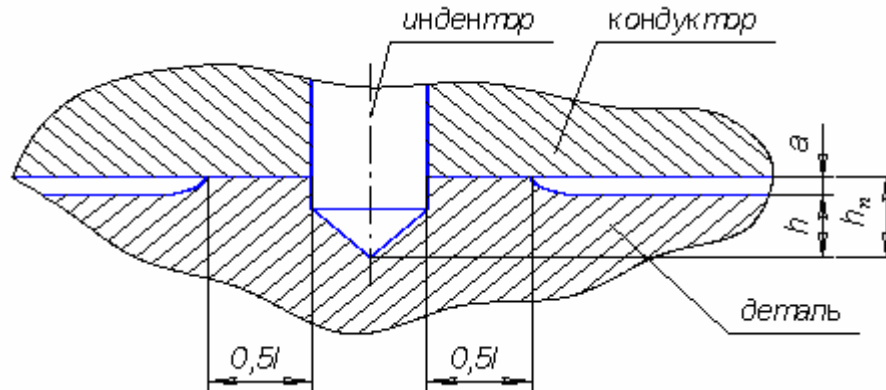


Рис. 1. Схема определения геометрических параметров вытесненного материала:  
 $h_n$  – глубина фактического контакта,  $h$  – глубина внедрения,  
 $a$  – восстанавливаемый зазор,  $l$  – длина восстановленной поверхности

Объем вытесненного материала, необходимого для восстановления в конкретной точке, будет равен объему тела индентора, внедрившегося на соответствующую глубину в материал восстанавливаемой детали.

При условии, что протяжённость восстановленного участка  $l$  должна быть не менее  $2d$  (рис. 1), соответствующая глубина внедрения при разных значениях износа была получена эмпирически и представлена в таблице.

Зависимость глубины внедрения от величины восстанавливаемого зазора

Зазор, мм	0.1	0.09	0.08	0.07	0.06	0.05	0.04	0.03
Зазор, деления	10	9	8	7	6	5	4	3
Глубина внедрения, мм	1.77	1.59	1.47	1.19	1.13	1.05	1	1
Глубина внедрения, деления	177	159	147	119	113	105	100	100

Используя полученную закономерность, можно смоделировать процесс восстановления в каждой конкретной точке.

Вытесненный из-под индентора материал распределяется вокруг него, заполняя зазор между изношенной поверхностью и кондуктором, имеющим форму и размеры номинальной поверхности.

Моделирование ПДКП изношенной поверхности подшипника скольжения можно представить следующим образом. Поверхность опоры подшипника скольжения представляет собой цилиндр радиуса  $R$  и высоты  $H$ .

Эту поверхность можно представить в виде прямоугольной плоскости со сторонами  $2\pi R \times H$  (рис. 2). На полученную таким образом поверхность нанесем сетку, т.е. разобьем поверхность на малые ячейки со стороной  $\frac{1}{200}d$ , где  $d$  – диаметр индентора. Размер ячейки соответствует наименьшему значению единиц измерения, участвующих в создании модели.

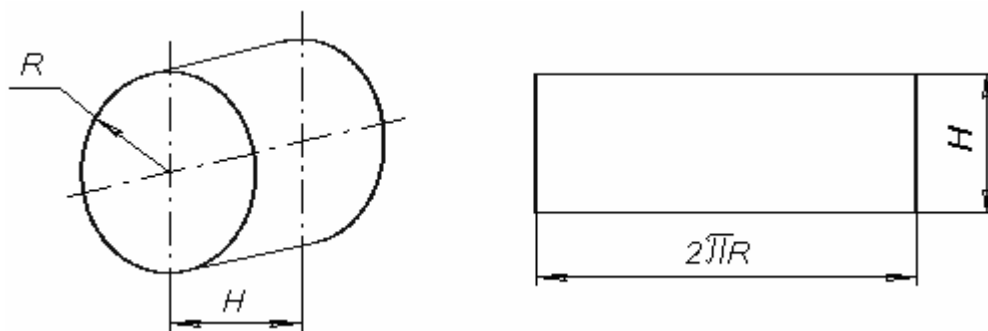


Рис. 2. Поверхность опоры подшипника

Пронумеровав ячейки по длине и ширине поверхности, получим матрицу вида  $M(i \times j)$ , рис. 3.

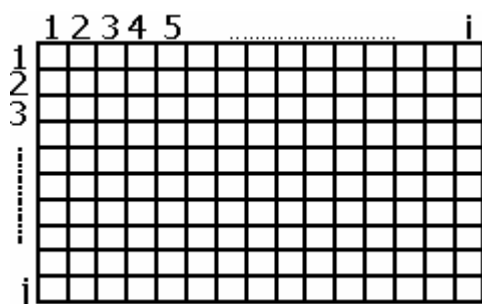


Рис. 3. Фрагмент сетки на поверхности опоры подшипника

Таким образом, каждой ячейке будет присвоен свой идентификационный номер (ячейка №  $i, j$ ). Далее каждой ячейке присваивается величина износа поверхности в данном месте. Поскольку износ поверхности подшипника скольжения имеет локальный характер и не превышает, как правило, 0.1 мм, то величина износа будет варьировать от 0 до 0.1 мм. Малый размер ячеек позволит оценить с некоторой точностью площадь восстанов-

ленной поверхности при внедрении индентора в материал.

Площадь восстановленной поверхности образована двумя окружностями, одна из которых величина постоянная и соответствует наибольшему диаметру индентора, а другая при каждом внедрении будет иметь различные значения. Данная площадь на прямоугольной плоскости будет занимать определенное количество ячеек, причем часть из них не будут заполнены полностью. Это относится к ячейкам, прилегающим к окружностям. Разумеется, возникнет определенная погрешность в оценке площади восстановленной поверхности, но она в связи с достаточно малым размером ячеек не превысит 2 % (рис. 4).

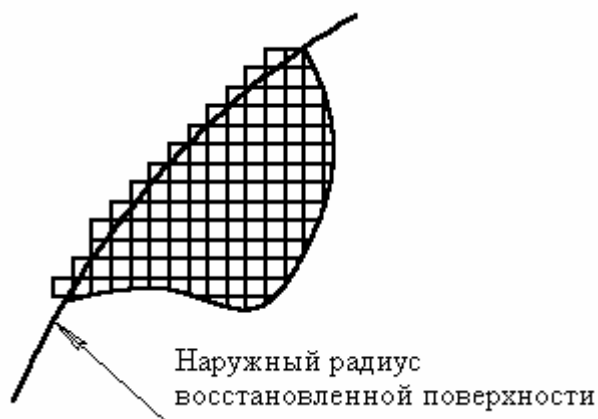


Рис. 4. Схема возникновения погрешности

Рассмотрим процесс единичного внедрения индентора в восстанавливаемую поверхность. В ходе внедрения происходит вытеснение материала восстанавливаемой детали объемом, равным объему внедрившегося индентора. Вытесненный материал распределяется вокруг индентора, заполняя область под кондуктором, имеющим форму и размеры номинальной поверхности.

Рассчитаем, какую площадь на смоделированной поверхности займет индентор, т.е. сколько ячеек будет перекрыто телом индентора. Для данного случая используется индентор конической формы диаметром 2 мм. При размере ячейки 0,01 мм площадь её составит  $0,0001 \text{ мм}^2$ . Количество ячеек, занятых индентором при единичном внедрении, 31416.

Таким образом, при внедрении индентора в ячейку №  $i, j$  ближайшие к ней 31416 ячеек будут перекрыты телом индентора.

В случае с сеткой (имеющей шаг равный размеру ячейки), наложенной на поверхность изношенной опоры подшипника скольжения, мы получим параллелограммы с основанием, равным одной ячейке, и высотой, соответствующей износу поверхности в данной точке. Зная износ поверхности в каждой ячейке, можно рассчитать объем материала, необходимый для восстановления поверхности в данном месте.

Учитывая, что объем ячейки  $V_{я} = \left(\frac{1}{200} \times d\right)^2 \times a$ , а также очевидное равенство  $V_k + V_{ц} = N \times V_{я}$ , получим  $N = \frac{V_k + V_{ц}}{V_{я}}$ , где  $d$  – диаметр индентора,  $a$  –

величина износа поверхности в данной ячейке,  $N$  – количество ячеек, заполненных материалом при однократном внедрении индентора,  $V_k$  и  $V_{ц}$  – объем конической и цилиндрической частей индентора. Глубина внедрения изменяется в диапазоне от 1 до 5 мм по технологическим причинам.

На основании всего вышесказанного разработан алгоритм, который позволит решить задачу по моделированию процесса восстановления поверхности опоры подшипника скольжения.

1. Приведение поверхности опоры подшипника скольжения к поверхности простого вида (в данном случае к прямоугольной поверхности).
2. Ввод размеров приведенной поверхности ( $H \times R$ , мм).

3. Ввод размеров ячеек, из которых состоит наложенная на приведенную поверхность сетка ( $\frac{1}{200}d$ , где  $d$  – диаметр индентора).

4. Определение количества ячеек по длине и ширине приведенной поверхности.

5. Создание двумерного массива  $M(i \times j)$ , где  $i$  – количество ячеек по длине от 1 до  $i$ ,  $j$  – количество ячеек по ширине от 1 до  $j$ . Каждой ячейке присваивается свой идентификационный номер  $i, j$ .

6. Заполнение массива  $M$  данными. В каждую ячейку заносится значение износа в принятых единицах в месте расположения данной ячейки над поверхностью опоры подшипника. При рассмотрении случая восстановления поверхности опоры подшипника скольжения распределительного вала величина износа находится в пределах от 0 до 0,1 мм, то есть при величине ячейки  $d/200$  она будет находиться в пределах от 0 до 10 единиц.

7. Задание ограничений по расположению ячеек, в которые будет внедряться индентор. Минимальный шаг между внедрениями  $2d$ , то есть в данных условиях 4 мм или 400 единиц. Расстояние от края поверхности до центра внедрения индентора не должно быть меньше двух диаметров индентора ( $\approx 4$  мм), минимальная величина внедрения 1 мм или 100 делений, допустимая величина отклонения восстановленной поверхности от номинальной 0.01 мм (нехватка материала в ячейке не более 1 единицы).

8. Выбор ячейки для внедрения. Если весь массив  $M1$  заполнен, то переходим к пункту 19.

9. Вычисление среднего значения величины износа поверхности по значениям износа, записанным в ближайших к центру внедрения 31416 ячейках.

10. Присвоение значения соответствующего полному восстановлению в массиве 31416 ячеек, расположенных вблизи от центра внедрения.

11. Выявление принадлежности среднего значения величины износа к одному из промежутков в таблице, в которой представлена зависимость глубины внедрения индентора от величины износа поверхности опоры подшипника.

12. Определение по результатам сравнения необходимой глубины внедрения.

13. Выбор соответствующего массива восстановления в зависимости от глубины внедрения индентора (параметры массива восстановления определяются эмпирически в зависимости от величины зазора между кондукторной плитой и деформируемой поверхностью).

14. Суммирование массива  $M1$ , полученного при измерении износа, с соответствующим массивом восстановления.

15. При сложении массивов некоторые ячейки могут быть переполнены, излишек заносится в буфер  $B_1$ , из которого накопленные излишки после сложения равномерно распределяются в ячейки, ближайšie к заполненным.

16. Сравниваем значение оставшегося объема в буфере  $B$  с 0. Если оно больше нуля, то возвращаемся к пункту 15, если меньше или равно, то формирование поверхности от данного однократного внедрения завершено.

17. Соответствующую глубину внедрения заносим в буфер  $B_{i+1}$ .

18. Возврат к пункту 8.

19. Запоминаем соответствующие точки и глубины внедрения, а также суммарную величину внедрения в буфере  $B_{i+1}$ .

20. Изменяем шаг внедрения  $P_i$  на 0.1 мм или 10 единиц. Если нехватка в ячейках массива  $M_1$  не более 0.01мм или 1 единицы, то возвращаемся к пункту 8. Если больше, то сравниваем значения в буферах  $B_{i+1}$  и для самого малого выносим соответствующие координаты и глубины внедрений на экран. Эти данные будут использованы при восстановлении конкретной детали.

Используя представленный алгоритм, можно восстановить изношенный подшипник, обеспечивая наибольшую площадь опорной поверхности при минимальном деформировании.

### Библиографический список

1. Болотов А.Н., Демкин Н.Б., Горлов И.В. Восстановление локально изношенных подшипников методом пластического деформирования по прилегающей поверхности // Трение, износ, смазка. 2005. – №2. С. 26-30.

2. Болотов А.Н., Горлов И.В. Восстановление изношенных поверхностей методом пластического деформирования // Механика и физика фрикционного контакта: Межвузовский сборник научных трудов. – Тверь: ТГТУ, 2002. – С.39-43.

## СОДЕРЖАНИЕ

### ***МИКРОГЕОМЕТРИЯ И КОНТАКТИРОВАНИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ***

Демкин Н.Б. Компьютерные модели фрикционного контакта в трибологии.....	4
Горленко А.О., Матлахов В.П. Контактное взаимодействие цилиндрических поверхностей при трении скольжения .....	14
Матлин М.М., Мозгунова А.И., Лебский С.Л. Исследование закономерностей упругопластического контакта тел с соизмеримой твердостью материала и их использование в задачах повышения контактной выносливости деталей машин ...	20
Потележко В.П. Задача Буссинеска для двухслойного полупространства .....	27
Воронин Н.А. Особенности и прикладной аспект механики контактного взаимодействия жесткого сферического штампа с упруго-пластичным слоистым полупространством .....	32
<u>Беркович И.И.</u> , Морозова Ю.И. Фактическая площадь контакта дисперсных материалов .....	55
Терещенко В.Г. Метод оценки триботехнического контактного воздействия .....	58
Сербин В.М. Влияние смазочной среды на контактное взаимодействие эластомер-эластомерных пар .....	64

### ***ФРИКЦИОННЫЕ ПРОЦЕССЫ В КОНТАКТЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН***

Бирюков В.П. Упрочнение и наплавка сканирующим лазерным лучом поверхностей трения тел вращения и деталей сложной пространственной формы ..	72
Никишин В.Е. Исследование закономерностей трения полиуретановых эластомеров .....	80
Тахман С.И., Битунов А.И. О механизмах трения и изнашивания твердосплавного инструмента без покрытий при резании труднообрабатываемых материалов .....	84
Докшанин С. Г., Докшанина И.И. Применение смазочных материалов с ультрадисперсными добавками для снижения контактных напряжений при качении .....	90
Вареца Р.С., Мешков В.В. Об оценке абразивной износостойкости термопластичной втулки на основе расчета напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя .....	93
Памфилов Е.А., Евельсон Л.И., Симин А.П., Шевелева Е.В. Разработка трибодинамической модели древесно-металлического подшипника скольжения с учетом анизотропии свойств материала вкладыша .....	97
Воронин Н.А., Семенов А.П., Захаров К.А. Трибологический стенд для испытаний покрытий и компактных материалов .....	105
Васильев Ю.Н., Фуголь В.А. Механизм сухого трения скольжения и качения и трения с граничной смазкой .....	113
Болотов А.Н., Удалов С.В. Влияние скольжения структурированной магнитной жидкости на трение в подшипниках и уплотнениях .....	129

### ***ФИЗИКА ПОВЕРХНОСТИ И ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ***

Сдобняков Н.Ю., Кульпин Д.А., Базулев А.Н. К проблеме разработки нанотермодинамики трехфазных гетерогенных систем .....	133
---	-----

Болотов А.Н., Новиков В.В., Зоренко Д.А. Установка для получения мелкодисперсных коллоидов .....	138
Веремейчик А.И., Хвисевич В.М., Цыганов Д.Л. Теоретическое и экспериментальное определение температурных полей при воздействии плазменной струи .....	139

### ***МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ***

Буше Н.А., Маркова Т.Ф., Миронов А.Е. Алюминиевые поршни маневровых тепловозов .....	147
Ибатуллин И.Д. Применение энергетического критерия прочности при анализе кинетики усталостного разрушения поверхностных слоев .....	152
Ланков А.А. О нарастании пластических свойств материала при его сжатии .....	159
Сердобинцев Ю.П., Алехин А.Г. Модифицирование поверхности цилиндрических деталей лазерной закалкой .....	161
Золотов А.А., Зубкова Е.Н., Зубков Н.С. Повышение износостойкости инструмента из быстрорежущих сталей .....	165
Зоренко Д.А., Новиков В.В., Новикова О.О. Применение самосмазывающихся анодно-искровых покрытий для повышения надежности и долговечности узлов трения .....	168
Мигранов М.Ш. Исследование износостойкости покрытий для режущего инструмента с эффектом самоорганизации .....	172

### ***ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТЫ***

Браунович М., Измайлов В.В., Новоселова М.В. Прогнозирование срока службы замкнутых электрических контактов .....	176
Дзекцер Н.Н., Авраменко Г.Ю. Методы испытаний и диагностики электрических контактных соединений .....	187
Калинчук М.С., Какурин А.С., Рычагов В.Ю., Филиппов Ю.А. Влияние трения в контактных соединениях на надежность работы электрооборудования .....	192
Астахов С.М. О необходимости перевода релейной защиты и управления на микропроцессорную основу .....	196
Матвеев Е.Р. Исследование фрикционных и электротехнических свойств образцов из композитного графита, содержащего углеродные нанотрубки .....	198
Измайлов В.В., Митюрёв А.А. Удельная сила трения и проводимость жидкометаллического электрического контакта при граничном трении .....	204

### ***ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ЭКСПЛУАТАЦИЯ КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН***

Иванов А.С., Кетат В.В. Экспериментальное исследование резьбового соединения, нагруженного отрывающей силой и опрокидывающим моментом ...	207
Громаковский Д.Г., Кудюров Л.В., Шигин С.В., Ермишкин И.С., Пономарев Ю.К., Котов А.С. Устройство, особенности работы, динамическая и термодинамическая идентификация моделей пластинчатых виброизоляторов .....	211
Сердобинцев Ю.П., Поляков В.С. Концепция проектирования контактных узлов с использованием экстраполирующей модели .....	219
Болотов А.Н., Горлов И.В. Алгоритм восстановления локально изношенных подшипников скольжения пластическим деформированием .....	224

МЕХАНИКА И ФИЗИКА  
ПРОЦЕССОВ НА ПОВЕРХНОСТИ  
И В КОНТАКТЕ ТВЕРДЫХ ТЕЛ  
И ДЕТАЛЕЙ МАШИН  
Межвузовский сборник научных трудов

ОТВЕТСТВЕННЫЙ РЕДАКТОР Н.Б. ДЕМКИН  
РЕДАКТОР Т.С. СИНИЦЫНА  
КОРРЕКТОР  
ТЕХНИЧЕСКИЙ РЕДАКТОР Г.В. КОМАРОВА

---

ПОДПИСАНО В ПЕЧАТЬ

ФОРМАТ 60×84/16

ФИЗ. ПЕЧ. Л.

ТИРАЖ 100 ЭКЗ.

УСЛ. ПЕЧ. Л.

ЗАКАЗ №

БУМАГА ПИСЧАЯ

УЧ.-ИЗД. Л.

ЦЕНА РУБ. КОП

---

ИЗДАТЕЛЬСТВО ТВЕРСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА

170026, ТВЕРЬ, НАБ. АФАНАСИЯ НИКИТИНА, 22