

Минобрнауки России  
**Тверской государственный технический университет**

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

Межвузовский сборник научных трудов  
Выпуск 4

Тверь 2011

УДК 621.891  
ББК 22.37:34.44я43

Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. В.В. Измайлова. Вып. 4. Тверь: ТГТУ, 2011. 144 с.

В сборник включены статьи теоретического и прикладного характера, посвященные широкому кругу вопросов, касающихся физических, химических, механических процессов на поверхности и в контакте твердых тел, а также различных деталей машиностроительных и энергетических машин и оборудования. Представлены работы, в которых рассматриваются вопросы повышения качества и надежности машиностроительного и электротехнического оборудования, физика контактных явлений в конденсированных средах, физические аспекты материаловедения, а также более общие вопросы технологии машиностроения.

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

Подготовлен на кафедре прикладной физики Тверского государственного технического университета.

**Редакционная коллегия:**

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

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

ISBN

© Тверской государственный  
технический университет, 2011

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Тематика сборника отражает основные направления научных исследований сотрудников Тверского государственного технического университета в области механики и физики контактного взаимодействия, триботехники, материаловедения и технологии машиностроения. Представлены также работы ученых других вузов по аналогичной тематике. Статьи в сборнике расположены по тематическим разделам.

Раздел *«Контактное взаимодействие технических поверхностей»* включает статьи, посвященные актуальным научным и практическим вопросам теории контакта шероховатых поверхностей деталей машин и технических узлов.

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

В разделе *«Технология машиностроения»* представлены результаты исследований технологических процессов в производстве машиностроительных изделий и их практическое применение.

В разделе *«Материаловедение»* 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 машиностроительных, энергетических и приборостроительных специальностей.

## ПАМЯТИ НИКОЛАЯ БОРИСОВИЧА ДЕМКИНА



*Николай Борисович Демкин  
1926 - 2010*

27 сентября 2010 года ушел из жизни известный триболог, доктор технических наук, профессор, заслуженный деятель науки и техники Российской Федерации Николай Борисович Демкин.

Николай Борисович родился 9 апреля 1926 года в городе Рязани, окончил с отличием Рязанский педагогический институт. В 1954 году он поступил в аспирантуру Института машиноведения АН СССР, успешно окончил ее и защитил кандидатскую диссертацию. С 1962 года Николай Борисович работал в Калининском торфяном институте, ныне Тверском государственном техническом университете, с 1965 по 1995 год заведующим кафедрой физики, а с 1995 года до последних дней профессором той же кафедры.

В 1969 году Николай Борисович защитил докторскую диссертацию «Экспериментальное и теоретическое исследование контактирования шероховатых поверхностей применительно к проблемам внешнего трения» в Киевском институте инженеров гражданской авиации.

По материалам докторской диссертации была написана монография, опубликованная в издательстве АН СССР. В монографии приводились методы расчета фактической площади контакта и контактной деформации с учетом шероховатости и волнистости поверхностей деталей машин и свойств материала, описывались способы и аппаратура для измерения площади контакта и сближения контактирующих поверхностей.

Всего Н.Б. Демкиным опубликовано свыше 400 печатных работ, в том числе 6 монографий и 3 учебника по трибологии. Научные труды Н.Б. Демкина опубликованы в Германии, США, Японии, Англии, Италии, Китае и других странах.

Имя Н.Б. Демкина и его научные труды получили известность не только в нашей стране, но и за рубежом. Он был членом Американского инженерного общества, Российского национального комитета по трибологии, Межведомственного научного совета по трибологии, членом редколлегии международного журнала «Трение и износ», журнала «Трение, износ и смазка» (издательство «Машиностроение»).

Кроме научной деятельности, Николай Борисович был опытным и высококвалифицированным педагогом и пользовался большим авторитетом среди студентов, аспирантов и всех сотрудников Тверского государственного технического университета. А еще это был добрый, отзывчивый и очень интеллигентный человек.

Н.Б. Демкин – участник Великой Отечественной войны, награжден двумя орденами и пятнадцатью медалями. За успехи в области науки и высшего образования ему присвоены звания заслуженного деятеля науки и техники Российской Федерации и почетного работника образования Российской Федерации.



УДК 539.3

И.Г. Горячева, П.П. Усов  
Институт проблем механики РАН**ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ВЯЗКОУПРУГОГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО  
ЛИНЕЙНОГО КОНТАКТА ПРИ НАЛИЧИИ ШЕРОХОВАТОСТИ**

При теоретическом исследовании процессов, протекающих в тонком слое смазочного материала, разделяющем деформируемые поверхности, контактирующие тела обычно моделируются упругой средой. Однако данное предположение не всегда является оправданным. Во-первых, механические свойства поверхностных слоев контактирующих тел отличны от свойств основного материала и зависят от скорости относительных перемещений взаимодействующих тел. Во-вторых, в последнее время наметилась тенденция использования в узлах трения различных композиционных материалов, поверхностные слои которых обладают реологическими свойствами. В связи с этим практический интерес представляет задача исследования влияния неупругих свойств поверхностных слоев контактирующих тел на характеристики смазываемого контакта.

До настоящего времени опубликовано небольшое количество работ, посвященных этому вопросу. В работах [1–3] исследовалось влияние вязкоупругих свойств покрытий, нанесенных на гладкие упругие цилиндрические тела, на характеристики смазываемого контакта. Показано, что вязкие свойства покрытия оказывают существенное влияние на характеристики контакта. Результаты существенно отличаются от случая контакта однородных упругих тел при малых скоростях относительного движения тел. По мере увеличения скорости движения влияние вязких свойств ослабевает и становится несущественным. Однако исследований совместного влияния неупругих свойств покрытий и шероховатости тел на характеристики смазочного слоя до настоящего времени практически не проводилось.

В данной работе на примере наиболее простой модели смазываемого контакта жесткого шероховатого цилиндра и вязкоупругого слоя исследовано совместное влияние неупругих свойств покрытий и шероховатости на характеристики смазочного слоя. Показано отличие полученных результатов для вязкоупругого слоя от результатов упругогидродинамической (УГД) теории смазки шероховатых тел.

**Постановка задачи.** Рассмотрим задачу о движении тонкого слоя жидкого вязкого смазочного материала между шероховатой поверхностью жесткого цилиндра радиуса  $R$  и поверхностью плоского вязкоупругого слоя толщиной  $H$  (рис. 1). Вязкоупругий слой лежит на плоской жесткой поверхности основания. Цилиндр покоится, а вязкоупругий слой движется с постоянной скоростью  $V$ .



Рис. 1. Схема контакта

Направим ось  $X$  системы координат  $OXY$  в сторону движения вязкоупругого слоя. Начало системы координат поместим в точку пересечения линии действия нагрузки  $\tilde{P}$ , действующей на цилиндр, с недеформированной поверхностью вязкоупругого слоя. Полагая, что область, в которой развивается высокое давление, мала по сравнению с радиусом

цилиндра, выражение для толщины смазочного слоя запишем в виде

$$\tilde{h}(X) = -\tilde{\Delta} + \frac{X^2}{2R} - \tilde{A} \cos\left(2\pi \frac{X - X_0}{L}\right) + W(X),$$

где  $\tilde{\Delta}$  – смещение центра цилиндра по направлению действия нагрузки относительно его положения, когда центр цилиндра расположен на расстоянии  $R$  от недеформированной поверхности вязкоупругого слоя;  $\tilde{A}$  – амплитуда шероховатости;  $L$  – длина волны;  $W$  – перемещение поверхности вязкоупругого слоя по направлению действия нагрузки; параметр  $X_0$  определяет угловое положение цилиндра.

Для описания течения вязкой жидкости между поверхностями используем уравнение Рейнольдса с известными граничными условиями. Перемещение поверхности вязкоупругого слоя будем определять из уравнения (модель Кельвина)

$$(1+a)\tilde{p} + \lambda \frac{d\tilde{p}}{dt} = \frac{E}{H} \left( W + \lambda \frac{dW}{dt} \right), \quad (1)$$

где  $\lambda = t_s(1+a)$ ;  $t_s$  – время релаксации материала вязкоупругого слоя;  $E$  – мгновенный модуль упругости материала вязкоупругого слоя;  $\tilde{p}$  – давление, развиваемое в смазочном слое;  $t$  – время.

**Метод решения.** Введя безразмерные переменные по формулам

$$p = \frac{\tilde{p}H}{\tilde{h}_0 E}, \quad h = \frac{\tilde{h}}{\tilde{h}_0}, \quad w = \frac{W}{\tilde{h}_0}, \quad \varepsilon = \frac{\varepsilon}{\tilde{h}_0}, \quad x = \frac{X}{R}, \quad c = \frac{C}{R},$$

где  $C$  – неизвестная координата выходной граничной точки смазочного слоя;  $\tilde{h}_0$  – толщина смазочного слоя в этой точке, основные уравнения задачи и граничные условия после преобразований получаем в виде

$$\frac{d}{dx} \left( h^3 \frac{dp}{dx} \right) - U_p \frac{dh}{dx} = 0, \quad p(-1) = 0, \quad p(c) = 0, \quad \left. \frac{dp}{dx} \right|_{x=c} = 0, \quad (2)$$

$$h = 1 + U_h \frac{x^2 - c^2}{2} - A[\cos(\beta x - \varphi) - \cos(\beta c - \varphi)] + w(x) - w_c, \quad (3)$$

$$w(x) = p + a\alpha \int_{-1}^x \exp(-\alpha(x - \xi)) p(\xi) d\xi, \quad (4)$$

$$\int_{-1}^c p(x) dx = P, \quad (5)$$

$$U_p = \frac{6\mu VHR}{\tilde{h}_0^3 E}, U_h = \frac{R}{\tilde{h}_0}, A = \frac{\tilde{A}}{\tilde{h}_0}, \beta = \frac{2\pi R}{L}, \varphi = \frac{2\pi X_0}{L}, w_c = w(c), \alpha = \frac{R}{\lambda V}, P = \frac{\tilde{P}H}{\tilde{h}_0 ER}.$$

Уравнения и условия (2)–(4) определяют значение параметра  $c$  и функции  $h(x)$ ,  $w(x)$ ,  $p(x)$  в области  $-1 \leq x \leq c$ , если значения параметров  $U_h$ ,  $U_p$ ,  $a$ ,  $\alpha$ ,  $A$ ,  $\beta$ ,  $\varphi$  заданы. После этого безразмерная нагрузка  $P$  может быть определена по формуле (5), а коэффициент трения – по формулам

$$f = f_r + f_t, \quad f_r = \frac{F_x}{P}, \quad f_t = \frac{T_x}{P},$$

$$F_x = - \int_{-1}^c \frac{dy}{dx} p(x) dx = - \int_{-1}^c [x - \beta A \cos(\beta x - \varphi)] p(x) dx, \quad T_x = \frac{1}{U_h} \int_{-1}^c \left( -\frac{h}{2} \frac{dp}{dx} + \frac{U_p V}{6 h} \right) dx,$$

где  $F_x = \tilde{F}_x H / E \tilde{h}_0 R$ ;  $T_x = \tilde{T}_x H / E \tilde{h}_0^2$ ;  $\tilde{F}_x$  – составляющая вдоль оси  $X$  сил нормального давления, действующих со стороны смазочного слоя на цилиндр;  $\tilde{T}_x$  – составляющая касательных напряжений, действующих со стороны смазочного слоя на цилиндр.

Система уравнений (2)–(4) решается численными методами с использованием метода Ньютона – Рафсона.

**Результаты расчетов.** Была проведена серия расчетов при следующих значениях параметров:  $R = 0,01$  м;  $\mu = 0,052$  Па·с;  $a = 1000$ ;  $\lambda = 1,5$  с;  $L = 0,0001$  м. На рис. 2 и 3 представлены толщина смазочного слоя и давление в смазочном слое в зависимости от безразмерной координаты  $x$  при  $\tilde{A} = 5 \mu\text{м}$ ,  $\varphi = 0$ ,  $H/E = 10^{-11}$  м/Па,  $V = 0,2$  м/с и различных значениях нагрузки  $\tilde{P}$ .

В дальнейшем под областью высокого давления будем понимать область значений координаты  $x$ , ограниченную точкой левого максимума давления и выходной граничной точкой смазочного слоя.

Толщина смазочного слоя имеет колебания в области высокого давления. Амплитуда этих колебаний изменяется слабо, существенно ниже амплитуды шероховатости  $\tilde{A}$  и с ростом нагрузки она уменьшается. При нагрузке  $\tilde{P} = 11870$  Н/м амплитуда колебаний толщины смазочного слоя составляет около 0,03 мкм при амплитуде шероховатости  $\tilde{A} = 5$  мкм, то есть отличие более чем в 160 раз. Это означает, что при данных значениях исходных параметров поверхность вязкоупругого слоя вследствие его деформаций становится практически подобной шероховатой поверхности цилиндра. Среднее значение толщины смазочного слоя в области высокого давления, так же как и амплитуда ее колебаний, с ростом нагрузки уменьшается.

Давление как функция координаты  $x$  в области его высоких значений также имеет колебания. Амплитуда этих колебаний изменяется слабо в рассматриваемой области значений  $x$  и слабо уменьшается с ростом нагрузки.

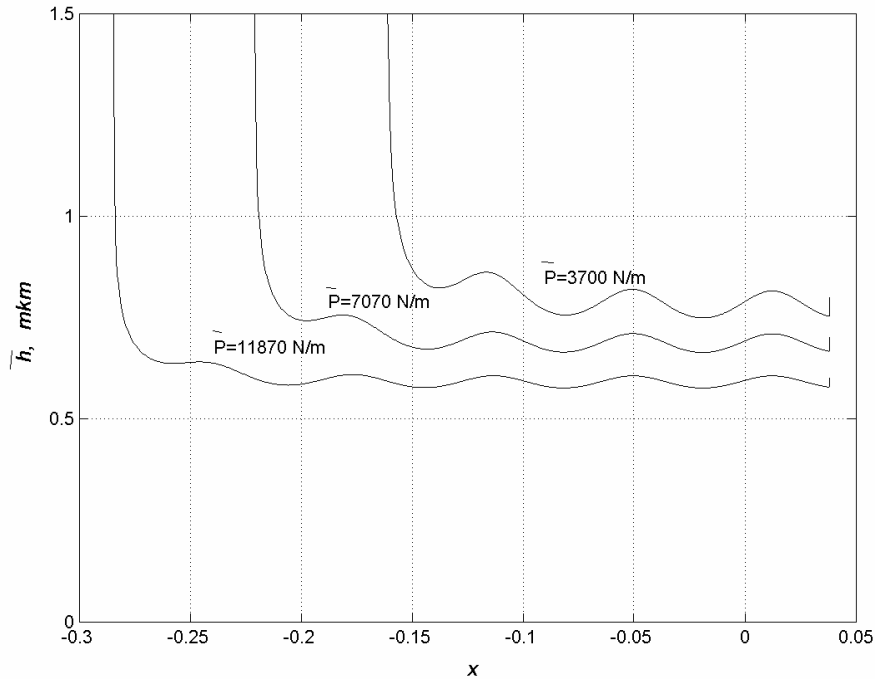


Рис. 2. Зависимость толщины смазочного слоя  $\bar{h}$  от координаты  $x$  при  $\tilde{A} = 5 \mu\text{m}$ ,  $\varphi = 0$ ,  $H/E = 10^{-11} \text{ м/Па}$ ,  $V = 0,2 \text{ м/с}$  и различных значениях нагрузки  $\tilde{P}$

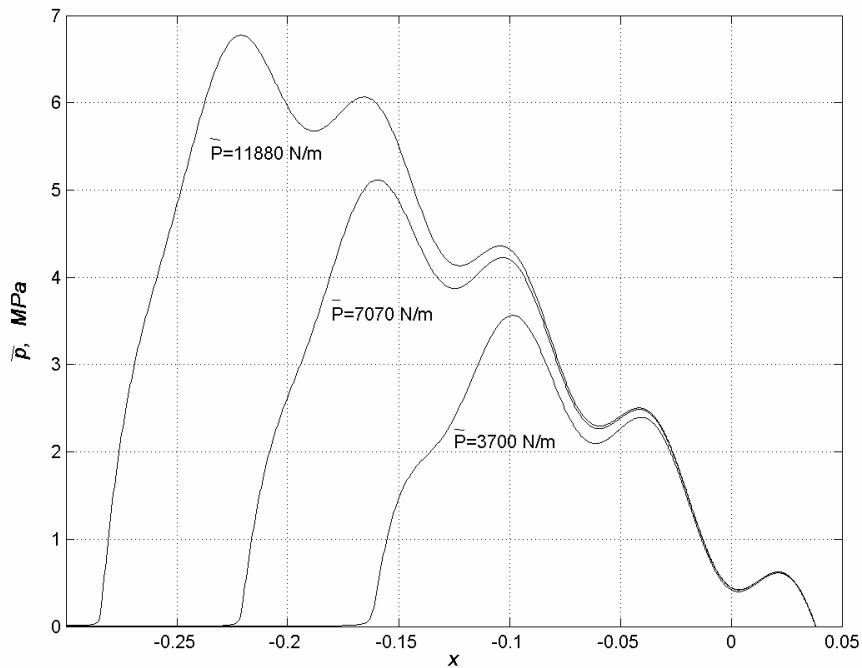


Рис. 3. Зависимость давления  $\bar{p}$  от координаты  $x$  при  $\tilde{A} = 5 \mu\text{m}$ ,  $\varphi = 0$ ,  $H/E = 10^{-11} \text{ м/Па}$ ,  $V = 0,2 \text{ м/с}$  и различных значениях нагрузки  $\tilde{P}$

На рис. 4 представлены результаты расчетов для случая УГД контакта при тех же значениях исходных параметров. Отличие состоит в том, что вместо уравнения (1) зависимость между  $\tilde{p}$  и  $W$  принята в виде  $\tilde{p} = \frac{E}{H}W$ .

Распределение давления в УГД контакте существенно отличается от распределения давления в вязкоупругогидродинамическом (ВУГД) контакте. Если в УГД контакте функция  $p(x)$  имеет два локальных максимума при всех нагрузках и симметрична относительно оси ординат, то в ВУГД контакте функция  $p(x)$  имеет три максимума при наименьшей нагрузке и пять максимумов при наибольшей нагрузке и практически полностью расположена слева от линии действия нагрузки. При определенных условиях правый минимум функции  $p(x)$  (рис. 3) достигает нулевого значения и происходит скачкообразное изменение координаты выходной граничной точки смазочного слоя, а вместе с ней и несущей способности смазочного слоя.

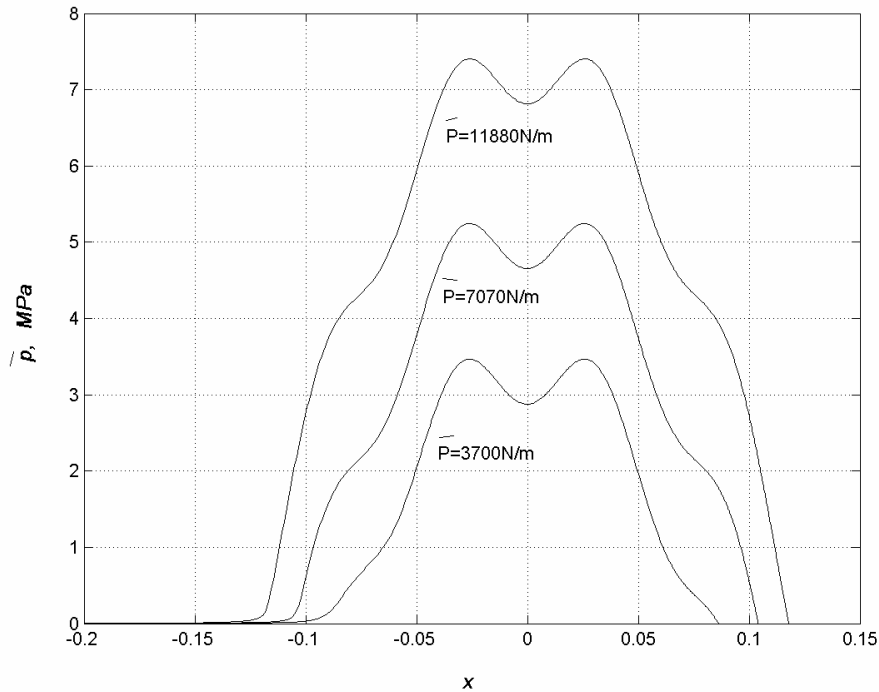


Рис. 4. Распределение давления в УГД контакте ( $a = 0$ ,  $\lambda = 0$ ) при  $\tilde{A} = 5 \mu m$ ,  $\varphi = 0$ ,  $H/E = 10^{-11} \text{ м/Па}$ ,  $V = 0,2 \text{ м/с}$  и различных значениях нагрузки  $\tilde{P}$

Расчеты показывают, что коэффициент трения в ВУГД контакте слабо зависит от амплитуды шероховатости в отличие от УГД контакта, где эта зависимость проявляется сильнее.

#### Библиографический список

1. Kalker, J.J. Viscoelastic multilayered cylinders rolling with dry friction / J.J. Kalker // Journal of Applied Mechanics. 1991(58). P. 666-679.
2. Goryacheva, I.G. Viscoelastic effects in lubricated contacts / I.G. Goryacheva, F. Sadeghi, G. Xu // Wear. 1996(198). P. 307-312.
3. Горячева, И.Г. Механика фрикционного взаимодействия / И.Г. Горячева. М.: Наука, 2001. 478 с.

УДК [621.81: 539.3]. 001.24

А.С. Иванов  
МГТУ им. Н.Э. Баумана**ФРЕТТИНГ НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ**

Фреттинг может возникать [1] как в контактах, где две соприкасающиеся поверхности постоянно находятся в контакте (втулки с прессовой посадкой, соединение с натягом колесо – ось и бандаж – колесо железнодорожного подвижного состава, заклепочные соединения, болтовые соединения, штифтовые соединения, трубы атомного реактора, теплообменники, электрические низковольтные слаботочные контакты), так и в контактах, которые находятся в покое лишь в течение некоторых периодов времени (подшипники качения (ложное бринеллирование), роликовые подпятники, основания тяжелых орудий на танках и военных кораблях, определенные типы клапанов и регуляторов, хирургические имплантаты, стальные канаты, уложенные в кипы металлические листы или контейнеры при их транспортировке, листовые рессоры).

Фреттинг снижает [2] сопротивление усталости пластин в резьбовых, заклепочных и сварных соединениях, нагруженных сдвигающей силой, а также приводит к образованию усталостных трещин в охватываемой детали соединения с натягом, в частности, в железнодорожной оси по поверхности ее сопряжения с колесом.

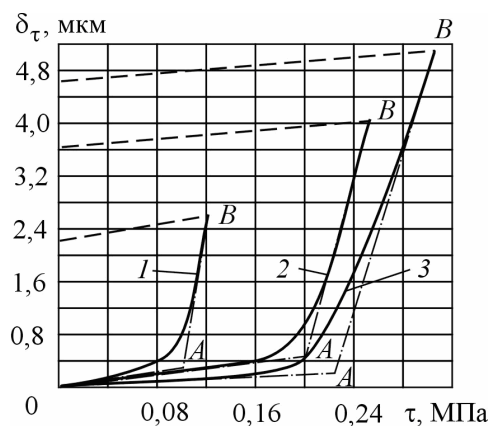


Рис. 1

На рис. 1 приведены смещения, измеренные В.Н. Кирсановой, для стальных контактирующих поверхностей, полученных чистовым точением, при давлениях  $p = 0,5$  (кривая 1),  $1,0$  (кривая 2) и  $1,5$  (кривая 3) МПа. Сплошные линии соответствуют первичному нагружению, пунктирные – разгрузке и повторным нагружениям. На участке  $0A$  имеет место упругое смещение при первичном нагружении, на участке  $AB$  контактный слой пластически деформируется. Штрих-пунктирными линиями

показана линейризация зависимости  $\delta_\tau = f(\tau)$ , полученной при первичном нагружении. Величина отношения  $\tau/p$  в точке  $B$  соответствует коэффициенту трения покоя  $f$  в стыке. При превышении этого значения возникает срыв контакта. При повторных нагружениях линейризация зависимости  $\delta_\tau = f(\tau)$  представляется пунктирной линией в пределах от  $\tau = 0$  до  $\tau = fp$ .

**Смещение**, мм, (упругое) в контактном слое плоских поверхностей при повторном нагружении слоя касательным напряжением  $\tau$ :

$$\delta_\tau = k_\tau \tau,$$

где  $k_\tau$  – коэффициент касательной податливости, который приблизительно равен [3] коэффициенту  $k = 0,5Ra c_0 / (E p_0)^{0,5}$ , мм<sup>3</sup>/Н, контактной податли-

ности в нормальном направлении к поверхности контакта, полученному дифференцированием зависимости сближения  $\delta$ , мм, в контактном слое

$$\delta = Ra c_0 \varepsilon \left( \frac{p}{E} \right)^{0,5} \quad (1)$$

по номинальному давлению  $p$  в контакте.

Зависимость (1) справедлива [4] для повторного нагружения плоских поверхностей. В ней обозначено:  $Ra = (Ra_1 + Ra_2)/2$  – средняя арифметическая высота микронеровностей контактирующих поверхностей;  $c_0$  – безразмерный параметр, зависящий от вида обработки поверхностей и направления следов обработки, который в случае параллельности следов обработки для контактирующих поверхностей, полученных торцовым точением или строганием, равен 160, и во всех остальных случаях, то есть для контактирующих поверхностей, полученных шлифованием или фрезерованием независимо от направления следов обработки и полученных торцовым точением или строганием в случае непараллельности следов обработки составляет 500;  $\varepsilon = f(\Delta - W_{\max})$  – коэффициент влияния масштаба, зависящий от допуска плоскостности  $\Delta$ , определяемого степенью точности по ГОСТ 24643 – 81 и наибольшим размером контактной поверхности  $l$ , а также наибольшей высотой волны  $W_{\max}$  [5];  $E = 2E_1E_2/(E_1 + E_2)$  – приведенный модуль упругости.

За коэффициент  $\varepsilon$  влияния масштаба принято отношение сближений  $\delta/\delta_0$ , где  $\delta_0 = cp^{0,5}$  – сближение контактных поверхностей, наибольший размер  $l_0 = 50$  мм которых выбран за эталон. Поэтому при  $l = 50$  мм  $\varepsilon = 1$ , при  $l < 50$  мм  $\varepsilon < 1$ , при  $l > 50$  мм  $\varepsilon > 1$ . Точнее с учетом изменения параметров  $\Delta$  и  $W_{\max}$  с увеличением  $l$ : при  $l < 50$  мм  $\varepsilon = l/50$ ; при  $l > 50$  мм, если  $3a^{1/3} < a$ , то  $\varepsilon = 3a^{1/3}$ , и если  $3a^{1/3} > a$ , то  $\varepsilon = 0,5a + (1 - a^2/12)^{1/2}$ , где  $a = (\Delta - W_{\max})/\delta_0$ .

Сближение в контактном слое плоских поверхностей при первом нагружении слоя также может быть оценено по формуле (1). Чтобы найти оценку, коэффициент пропорциональности  $c_0$  следует увеличить в  $\delta_1/\delta$  раз, где  $\delta_1$  – сближение при первом нагружении. Соотношение  $\delta_1/\delta$  находится в пределах  $2 \div 4$  и зависит от твердости и шероховатости контактирующих поверхностей.

После замены  $c = Ra c_0/E^{0,5}$  зависимость (1) принимает вид

$$\delta = c \varepsilon p^{0,5}. \quad (2)$$

Срыв упругого смещения, то есть локальное проскальзывание в контактном слое, возникает [3] при превышении касательным напряжением  $\tau$  значения  $\tau_{\max} = fp$ , где  $f$  – коэффициент трения в контакте. Фреттинг не возникнет, если отсутствует локальное проскальзывание во всех зонах контакта соединяемых деталей. Фреттинг может возникнуть, если в какой-либо зоне контакта соединяемых деталей имеет место локальное проскальзывание.

Из вышесказанного следует, что в практических расчетах контактный слой можно рассматривать как третье тело пренебрежимо малой толщины с известными податливостями в нормальном к поверхности контакта и ка-

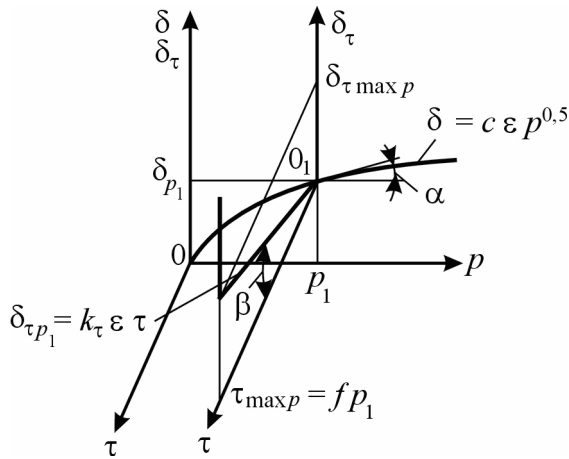


Рис. 2

сательном направлениях. Деформации контактного слоя отражает график зависимости  $\delta_\tau = f(\tau, p)$ , приведенный на рис. 2, где  $\operatorname{tg} \beta \approx \operatorname{tg} \alpha = \varepsilon k$ .

**Резьбовые соединения.** В резьбовом соединении (рис. 3), образованном пластиной 1, двумя накладками 2, стянутыми  $z$  болтами 3, установленными с зазором; нагруженной сдвигающей силой  $F$ , на краях соединения могут образоваться зоны локального проскальзывания, что вызовет фреттинг.

В работе [6] такое соединение рассчитывается с учетом податливости стягиваемых деталей и в предположении абсолютной жесткости контактного слоя. В нашей работе [7] при расчете соединения учтены как податливости стягиваемых деталей, так и касательная податливость контактного слоя. При этом получены зависимости изменения по длине соединения касательного напряжения  $\tau$  и смещения  $\delta_\tau$  в контакте стягиваемых деталей. Знание распределения  $\tau$  позволяет прогнозировать длину зоны локального проскальзывания. Меняя силу затяжки винтов, среднюю арифметическую высоту микронеровностей контактирующих поверхностей, длину поверхности контакта и коэффициент трения в нем, можно либо исключить возможность повреждения соединения от фреттинга при наличии циклического нагружения соединения, обеспечив отсутствие зоны локального проскальзывания, либо минимизировать эти повреждения. Знание распределения смещения  $\delta_\tau$  предоставляет возможность оценить как упругие смещения, так и смещения при проскальзывании. По величине смещений при проскальзывании можно прогнозировать сопротивление усталости пластины и накладок, подверженных фреттингу.

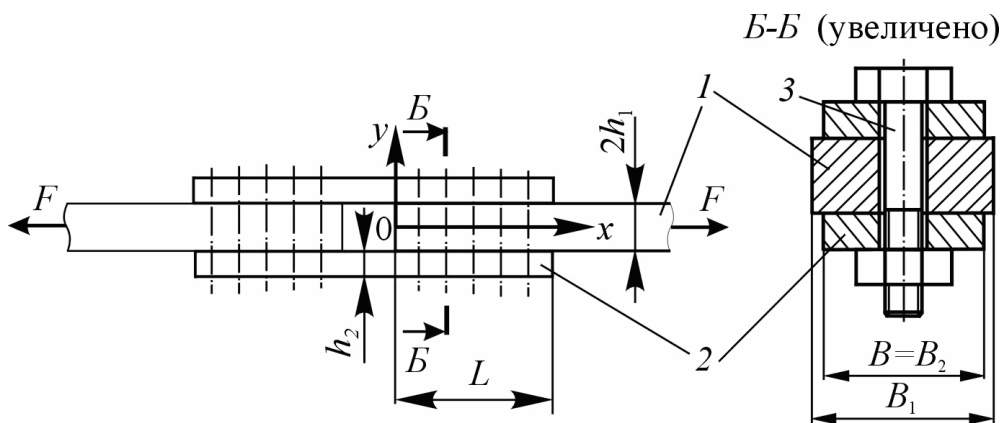


Рис. 3

На рис. 4 представлены в виде графиков результаты расчета резьбового соединения стальных пластины и накладок при  $L = 150$  мм,  $B = 30$  мм,  $h_1 = h_2 = 15$  мм,  $z = 5$ , коэффициенте трения в соединении, равном 0,2.



Принято, что пластины на длине  $L$  равномерно прижаты друг к другу давлением  $p$ . Расчет проводили при  $p = 32$  и  $72$  МПа (такие давления на участке контакта может создать болт М10 классов прочности соответственно 6,6 и 10,9) и средней арифметической высоте микронеровностей  $Ra = 1,25$  и  $3,5$  мкм, предполагая, что поверхности получены фрезерованием. Задачу решали при повторном нагружении соединения силой  $F = 38400$  Н, при которой, согласно традиционному расчету по формуле  $F = 2pfBL/1,5$ , давление  $p = 32$  МПа обеспечивает несдвигаемость соединения. Кривые 1 соответствуют значениям  $p = 32$  МПа и  $Ra = 1,25$  мкм, кривые 2 – значениям  $p = 32$  МПа и  $Ra = 3,5$  мкм, кривые 3 – значениям  $p = 72$  МПа и  $Ra = 1,25$  мкм, кривые 4 – значениям  $p = 72$  МПа и  $Ra = 3,5$  мкм, кривые 5 в предположении, что контактный слой абсолютно жесткий, – значению  $p = 32$  МПа.

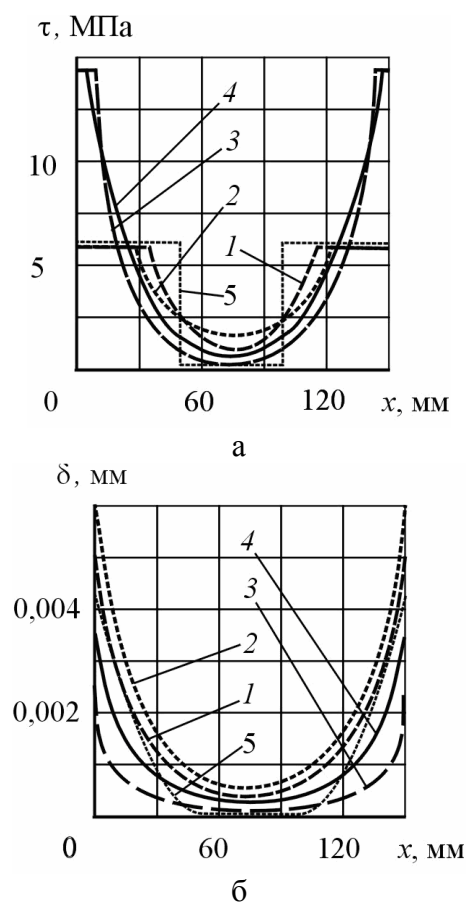


Рис. 4

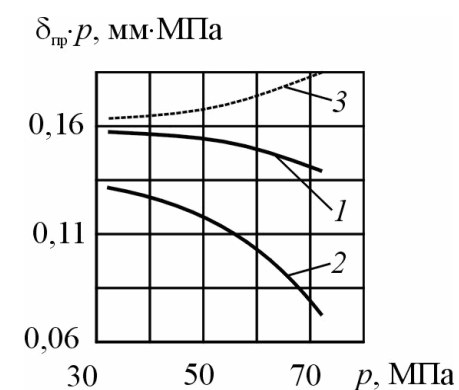


Рис. 5

Из анализа графиков рис. 4а следует, что наибольшие касательные напряжения создаются по краям соединения; отмечается срыв упругого смещения в контактном слое, причем зона срыва упругого смещения увеличивается с уменьшением в контакте давления и параметра  $Ra$ . При  $p = 32$  МПа и  $Ra = 1,25$  мкм (кривые 1) она составляет около 45% длины соединения. Смещения в средней части соединения (рис. 4б) имеют упругий характер, а в зоне срыва упругого смещения складываются из упругих смещений и смещений при проскальзывании. Смещения увеличиваются с уменьшением давления и увеличением параметра  $Ra$ . Наибольшее суммарное смещение  $\delta_{max}$  на краях поверхности контакта (при  $x = 0$  и  $x = 150$  мм) достигает 6 мкм при  $p = 32$  МПа и  $Ra = 3,5$  мкм (кривые 2). Оно складывается из упругого смещения величиной 2 мкм и смещения при проскальзывании  $\delta_{пр} = 4$  мкм.

На рис. 5 построены расчетные зависимости произведения  $\delta_{пр}p$ , характеризующего фреттингостойкость, от давления при  $Ra = 1,25$  мкм (кривая 1), при  $Ra = 3,5$  мкм (кривая 2) и в предположении абсолютной жесткости контактного слоя (кривая 3). Из анализа этих зависимостей следует, что опасность повреждений, вызванных фреттингом, снижается с повышением давления в контакте и с увеличением параметра  $Ra$ .

В некоторых работах по фреттингостойкости утверждается, что повышение давления в контакте, наоборот, повышает опасность повреждения соединений. Оказывается (см. рис. 5, кривая 3), что этот вывод был бы справедлив, если контакт стягиваемых деталей был бы абсолютно жестким, но реально такого контакта не существует.

Следовательно, если не удастся избежать возникновения зон локального проскальзывания, то снизить повреждения, вызванные фреттингом, можно повышением как силы затяжки болтов, так и увеличением параметра  $Ra$ .

**Соединения с натягом.** Величина допустимого крутящего момента для соединения с натягом, вычисленная по формуле  $T = 1,5\pi p d^2 L f / 2$ , где  $p$  – давление в контакте;  $f$  – коэффициент трения;  $d$  и  $L$  – диаметр и длина посадочной поверхности; 1,5 – коэффициент запаса по несдвигаемости, обеспечивает работоспособность соединения лишь при условии, что этот момент не меняется со временем.

Давление в контакте целесообразно оценивать [8] по формуле

$$p = \left[ \frac{\sqrt{(c\varepsilon)^2 + NS} - c\varepsilon}{S} \right]^2, \quad (3)$$

где  $N$  – измеренный натяг;  $S = d[(C_1/E_1) + (C_2/E_2)]$  – коэффициент;  $d$  – диаметр сопрягаемых поверхностей;  $C_1 = [1 + (d_1/d)^2][1 - (d_1/d)^2]$  –  $\mu_1$  – коэффициент вала;  $C_2 = [1 + (d/d_2)^2][1 - d/d_2]^2 + \mu_2$  – коэффициент отверстия;  $E_1$  и  $E_2$  – модули упругости материалов охватываемой и охватывающей деталей;  $d_1$  – диаметр отверстия (если оно есть) в охватываемой детали;  $d_2$  – наружный диаметр охватывающей детали;  $\mu_1$  и  $\mu_2$  – коэффициенты Пуассона материалов охватываемой и охватывающей деталей.

Формула (3) точнее, чем существующая, основанная на оценках расчетного натяга и поправки, учитывающей шероховатость поверхностей, позволяет оценивать давление в контакте. Она получена на основе представления, что измеренный натяг  $N$  складывается из диаметрального натяга  $\delta_1$  гладких деталей, связанного с нормальным давлением в контакте формулой Лямэ, и удвоенной величины контактного радиального сближения  $\delta_2$ , связь которого с тем же давлением описывается зависимостью (2):

$$N = \delta_1 + 2\delta_2 = pd(C_1/E_1 + C_2/E_2) + 2c\varepsilon p^{0,5}.$$

Для большинства транспортных машин характерно нагружение соединения переменным крутящим моментом. В этом случае, чтобы избежать повреждений, вызванных фреттингом, следует обеспечить отсутствие локальных проскальзываний в соединении. При нагружении соединения переменным крутящим моментом локальные проскальзывания не возникнут [9], если при длине соединения, равной  $0,8d$ , коэффициент запаса по несдвигаемости назначить не менее четырех. Запас следует увеличивать с возрастанием длины соединения. В противном случае возникают повреж-

дения от фреттинга, которые уменьшаются с увеличением натяга в соединении и шероховатости контактирующих поверхностей.

### Библиографический список

1. Уотерхауз, Р.Б. Фреттинг-коррозия / Р.Б. Уотерхауз. Л.: Машиностроение, 1976. 272 с.
2. Хейвуд, Р.Б. Проектирование с учетом усталости / Р.Б. Хейвуд. М.: Машиностроение. 1969. 504 с.
3. Иванов, А.С. Нормальная, угловая и касательная контактные жесткости плоского стыка / А.С. Иванов // Вестник машиностроения. 2007. № 7. С. 34-37.
4. Иванов, А.С. Расчет контактной деформации при конструировании машин / А.С. Иванов, В.В. Измайлов // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006. № 8. С. 3-10.
5. Демкин, Н.Б. Трение, изнашивание и смазка: справочник. В 2 кн. / под ред. И.В. Крагельского и В.В. Алисина. М.: Машиностроение. 1978. Кн. 1. С. 12-44.
6. Пановко, Я.Г. Внутреннее трение при колебаниях упругих систем / Я.Г. Пановко. М.: Физматгиз, 1960. 193 с.
7. Иванов, А.С. Нагружение сдвигающей силой соединения болтами, установленными с зазором / А.С. Иванов, М.М. Ермолаев // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2010. № 1. С. 54-66.
8. Иванов, А.С. Совершенствование методики расчета соединения с натягом в результате учета контактной податливости стыка / А.С. Иванов, Б.А. Попов // Вестник машиностроения. 2009. № 4. С. 36-41.
9. Иванов, А.С. Локальное проскальзывание в соединении с натягом при нагружении крутящим моментом / А.С. Иванов, М.М. Ермолаев // Вестник машиностроения. 2010. № 6. С. 46-50.

УДК 621.891+531.4+539.3

В.Г. Терещенко

Северо-Кавказский государственный технический университет

### ОБОБЩЁННЫЕ ПАРАМЕТРЫ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ

Многие задачи физики решаются с помощью энергетических методов и уравнений. Не обойтись без уравнений энергетического баланса, вычислений работы и в трибологии. В статье [1] мы предложили записать выражение для механической работы  $A$  при внедрении индентора в виде

$$A = \int_0^{V_A} \sqrt{p_m^2 + q_m^2} \cdot dV_A, \quad (1)$$

где  $p_m$ ,  $q_m$  – полные средние контактное давление и касательное напряжение на поверхности контакта;

$$dV_A = \Omega \cos \gamma \cdot dl,$$

где  $\Omega$  – текущее значение площади поверхности контакта;  $dl$  – элементарное перемещение точки первоначального контакта поверхностей;  $\gamma$  – угол между векторами силы  $F$  и элементарного перемещения  $dl$ .

$dV_A$  предложили назвать элементарным объёмом работы. Величину объёма работы

$$V_A = \int_0^l \Omega \cdot \cos \gamma \cdot dl$$

использовали как «экстенсивную характеристику механической работы, произведённой над телом». Определяли [2] количество  $V_A$ , соответствующее тому или иному виду деформации (упругой, пластической подповерхностной, пластической поверхностной, пропахиванию, резанию), и сравнивали эти величины между собой для установления преобладающего механизма изнашивания и вычисления интенсивности механического изнашивания.

Однако физический смысл величины  $V_A$  не полностью раскрыт. Рассмотрены далеко не все частные случаи её определения и использования. Добавим некоторые сведения по этому поводу.

В формуле (1) первый сомножитель характеризует причину деформации, по физическому смыслу является движущей силой рассматриваемого воздействия. Это полное среднее напряжение на поверхности контакта в данный момент времени. Его можно рассматривать как параметр, характеризующий уравновешенную группу сил, то есть как обобщённую силу. При этом другой множитель, входящий в выражение для работы, следует считать обобщённым перемещением. Обобщённое перемещение  $V_A$  является скалярной величиной, представляет собой сумму перемещений элементарных участков поверхности контакта в направлении действия полного напряжения. Имеет размерность длины в третьей степени. Понимаемая как обобщённое перемещение, величина  $V_A$  имеет применение везде, где вычисляется работа распределённой по поверхности силы. Приведём несколько примеров.

1. При сжатии или расширении газа в сосуде. В этом случае давление во всех направлениях одинаково, полное среднее напряжение на поверхности контакта равно давлению  $p$  и всегда  $\cos \gamma = 1$ . Поэтому  $V_A$  совпадает с изменением объёма газа  $\Delta V$ . Известная из термодинамики формула

$$dA = pdV$$

является частным случаем продифференцированной формулы (1)

$$dA = \sqrt{p_m^2 + q_m^2} dV_A = pdV_A,$$

где  $dV$  – изменение объёма газа.

2. Аналогичная ситуация при равномерном всестороннем сжатии или растяжении твёрдого тела. Тогда  $dV_A = dV$  – изменение объёма твёрдого тела.

3. Нагрузим твёрдое тело в форме прямой призмы или цилиндра сжимающими силами, равномерно распределёнными по торцам площадью  $\Omega_0$ . При одноосном напряжённом состоянии в пределах действия закона Гука

$$V_A = \Omega_0 l = \Omega_0 H_0 \frac{l}{H_0} = V_0 \varepsilon, \quad (2)$$

где  $H_0$  – начальная высота призмы или цилиндра;  $V_0$  – начальный объём призматического или цилиндрического твёрдого тела, подверженный данной деформации;  $\varepsilon$  – относительная продольная деформация.

Как видно из формулы (2), объём работы может быть определён через внешние факторы ( $\Omega_0$  и  $l$ ) или через внутренние факторы ( $V_0$  и  $\varepsilon$ ). В обоих случаях используется экстенсивный ( $\Omega_0$  или  $V_0$ ) и интенсивный ( $l$  или  $\varepsilon$ ) параметр.

В данном случае изменение объёма материала

$$\Delta V = V_A (-1 + 2\mu - 2\mu\varepsilon + \mu^2\varepsilon - \mu^2\varepsilon^2)$$

окажется равным по модулю объёму работы  $V_A$  только при значении коэффициента Пуассона  $\mu = 0$ .

4. При нормальном вдавливании индентора с поверхностью небольшой кривизны возникает нормальное поверхностное напряжение, которое распределено по пятну контакта площадью  $\Omega$  по заданному закону  $p = f(p_m)$ . Причём

$$F = \int_{\Omega} p d\Omega = p_m \Omega.$$

Пусть эту силу уравнивает сила реакции в основании образца, распределённая по площади  $\Omega_R$ :

$$F = \int_{\Omega_R} p_R d\Omega_R = \int_{\Omega_R} f_2(p_m) d\Omega_R.$$

Если образец в форме прямого кругового цилиндра имеет достаточно большую высоту  $H$ , то давление реакции  $p_R$  можно считать равномерно распределённым:

$$p_R = \frac{F}{\Omega_R} = p_m \frac{\Omega}{\Omega_R}.$$

Из условия равновесия твёрдого тела  $\Sigma A_i = 0$  следует

$$p_m V_A - p_R V_A^* = 0 \quad \text{или} \quad \frac{V_A}{\Omega} = \frac{V_A^*}{\Omega_R} = l,$$

где  $V_A^*$  – объём работы опоры.

Перемещения точек контакта твёрдого тела включают отрезки, соответствующие деформациям разных областей этого тела под действием разных напряжений. Рассмотрим внедрение индентора, сопровождающееся действием только нормального давления. Объём работы включает области, соответствующие: 1) контактными деформациям при сложном напряжённом состоянии вблизи индентора  $V_{Ак}$ ; 2) деформациям изгиба и сдвига прилегающих областей поверхностного слоя  $V_{Ап}$ ; 3) равномерным деформациям и напряжениям сжатия основного материала твёрдого тела, который удалён от торцевой поверхности  $V_{Аск}$ . В материале точно разграничить эти области невозможно (они взаимно перекрываются), а объёмы работы можно разделить чётко (рисунок). Для этого нужно построить ряд последовательных положений индентора и образца материала (свободной и нагруженной поверхности) относительно закреплённой стороны образца. Сделать это можно расчётным или экспериментальным путём. В своих предыдущих статьях [1, 2] мы рассматривали только объём работы контактных напряжений и деформаций.

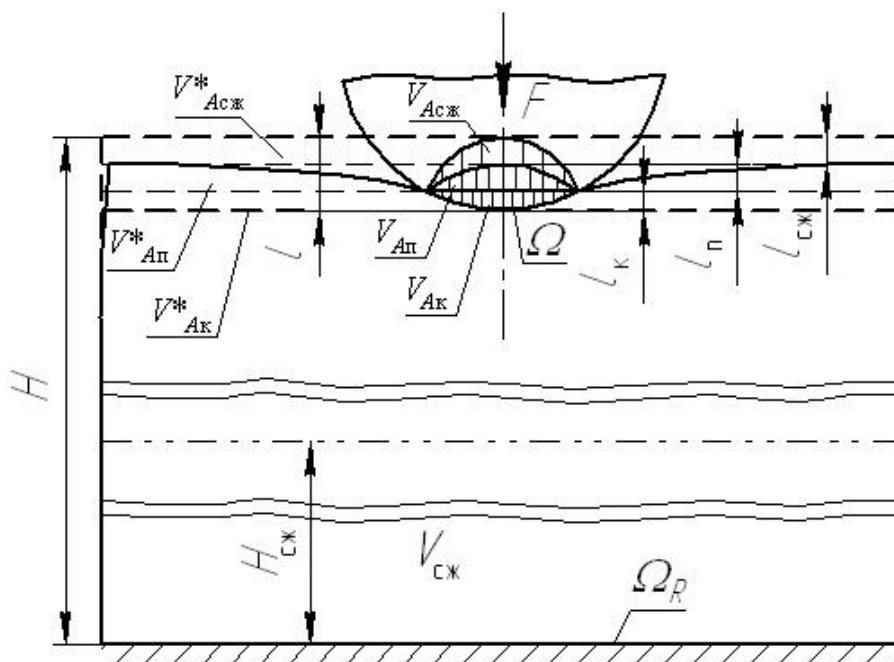


Схема вдавливания индентора

Во всех примерах подразумеваем, что работа внешних сил затрачена на изменение внутренней энергии тела. Внутренние силы совершили такую же работу, как внешние, только с противоположным знаком. Внутренние силы можно выразить через напряжения или напряжённые состояния. Если обобщённым перемещением по-прежнему считать объём работы  $V_A$  или некоторую часть его, то в качестве внутренней обобщённой силы следует принять соответствующее напряжение или напряжённое состояние в объёме материала. Напряжения или напряжённые состояния могут быть неоднородными. Если напряжения одного вида имеют разные числовые значения в разных точках материала, но может быть найдена их зависимость от координат, то в качестве обобщённой силы можно принять напряжение в одной из точек материала.

Пусть торцовая поверхность образца получила наименьшее перемещение  $l_{сж}$  в своих крайних точках (рис.). Предположим, что перемещение всего торца на  $l_{сж}$  — следствие равномерного одноосного сжатия в основном объёме образца  $V_{сж} = \Omega_R \cdot H_{сж}$ . Представим, что индентор был неподвижен, а опора перемещалась. Часть объёма работы опоры, соответствующая равномерному сжатию

$$V_{Асж}^* = \Omega_R l_{сж} = \Omega_R \frac{FH_{сж}}{E\Omega_R} = V_{сж} \frac{F}{E\Omega_R},$$

откуда

$$V_{сж} = \frac{\Omega_R^2 l_{сж} E}{F}, \quad H_{сж} = \frac{\Omega_R l_{сж} E}{F} = H \frac{l_{сж}}{l}.$$

Воображаемый объём материала, в котором равномерно распределены напряжения данного вида, принятые за обобщённую внутреннюю силу и численно равные ей, а также равномерно распределены соответствующие им деформации, назовём обобщённым объёмом материала. Например,  $V_{сж}$ . Чис-

ло обобщённых объёмов равно числу обобщённых внутренних сил (перемещений). Но число внутренних обобщённых сил может не совпадать с числом внешних. В данном примере работа внутренней обобщённой силы  $\sigma_{сж}$  равна

$$A_{сж} = 0,5\sigma_{сж}V_{сж}\epsilon_{сж} = \int_0^{V_{сж}} p_m dV_{сж} = \int_0^{l_{сж}} p_R \Omega_R l_{сж} \cdot$$

5. В общем случае деформирования твёрдого тела направления силы и перемещения не совпадают. Проекция силы  $F$  на нормальное и касательное направления обозначаем  $F_n$  и  $F_t$ . Приращение объёма работы определяем по формуле из [1]:

$$dV_A = \Omega \frac{dx \cdot F_n + dy \cdot F_t}{\sqrt{F_n^2 + F_t^2}} = \Omega \frac{dx \cdot p_m + dy \cdot q_m}{\sqrt{p_m^2 + q_m^2}},$$

где  $dx$  и  $dy$  – элементарные перемещения в нормальном и касательном направлениях.

Можно представить приращение объёма работы в виде двух слагаемых:

$$dV_A = \Omega \frac{dx \cdot p_m}{\sqrt{p_m^2 + q_m^2}} + \Omega \frac{dy \cdot q_m}{\sqrt{p_m^2 + q_m^2}} = dV_{An} + dV_{At},$$

где  $dV_{An}$  и  $dV_{At}$  – объёмы работы в нормальном и касательном направлениях. Следовательно, полный объём работы может быть представлен как скалярная сумма объёмов работы в нормальном и касательном направлениях. Это подтверждает возможность рассматривать  $dV_{An}$  и  $dV_{At}$  как обобщённые перемещения, а  $dp_m$  и  $dq_m$  – как обобщённые силы.

При скольжении  $dx = 0$ . Смещение поверхности образца вдоль  $y$  обусловлено деформациями в материале и поэтому ограничено (есть аналогия с предыдущим примером). Площадь контакта  $\Omega$  имеет в данном случае не только мгновенное значение. Для определения  $V_{At}$  следует использовать след индентора  $\Omega_\Sigma$ .

Таким образом, предложенный параметр – объём работы можно рассматривать как обобщённое перемещение. Связь объёмов работы разных видов деформации с соответствующими обобщёнными объёмами материала позволяет давать количественную и качественную обобщённую характеристику внешнему воздействию в сложных условиях неоднородного напряжённого состояния в контактных задачах.

### Библиографический список

1. Терещенко, В.Г. Метод оценки триботехнического контактного воздействия / В.Г. Терещенко // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твёрдых тел и деталей машин: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2006. С. 58-64.
2. Терещенко, В.Г. Разработка характеристик для оценки результатов локального контактного взаимодействия / В.Г. Терещенко // Сборник трудов международной научно-технической конференции «Актуальные проблемы трибологии». М.: Машиностроение, 2007. Т. 1. С. 455-469.

УДК 621.891

В.В. Измайлов, И.Н. Нестерова, С.А. Чаплыгин  
Тверской государственной технической университет

## МИКРОГЕОМЕТРИЯ СТАЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ПОЛУЧЕННЫХ РАЗЛИЧНЫМИ МЕТОДАМИ ОБРАБОТКИ

Шероховатость поверхностей в значительной степени определяет многие эксплуатационные свойства деталей и узлов машин и приборов – коэффициент трения, износостойкость, коррозионную стойкость, жесткость, сопротивление усталости, герметичность, электрическое, термическое, аэро- и гидродинамическое сопротивление. Кроме того, в подвижных соединениях неоптимальная шероховатость может привести к увеличению износа деталей, нарушению плавности хода, шумообразованию. В неподвижных соединениях шероховатость приводит к неравномерности натягов в соединениях, из-за чего снижается прочность соединений и точность центрирования.

Шероховатость поверхности детали после изготовления зависит от многих технологических факторов: режимов обработки (скорости резания, подачи); геометрии, материала и качества поверхности режущего инструмента; механических свойств, химического состава и структуры материала заготовки; состава смазывающе-охлаждающей жидкости; жесткости системы станок – приспособление – инструмент – деталь и других. Поэтому нормируемые параметры шероховатости поверхности могут быть обеспечены технологически только в том случае, если известны зависимости этих параметров от режимов механической обработки хотя бы для наиболее распространенных технологических методов.

Среди нормируемых параметров шероховатости преобладают точечные оценки: высотные параметры  $Ra$  (среднее арифметическое отклонение профиля),  $Rz$  (высота неровностей профиля по десяти точкам),  $Rmax$  (наибольшая высота неровностей профиля); шаговые параметры  $S$  (средний шаг неровностей профиля по вершинам) и  $Sm$  (средний шаг неровностей профиля). Очевидно, что эти оценки являются случайными величинами в силу своей природы и вследствие погрешности измерения. Наименее статистически устойчивой является величина  $Rmax$ , наиболее –  $Ra$  и  $Sm$ .

Наиболее информативной интегральной характеристикой профиля шероховатой поверхности служит опорная кривая профиля, являющаяся графическим изображением зависимости относительной опорной длины профиля от уровня его сечения. Эта характеристика не нормирована, хотя очень важна, так как характеризует распределение материала в шероховатом слое и отражает увеличение несущей площади детали по мере срабатывания ее наружных слоев. Большим преимуществом этой характеристики является то обстоятельство, что для случайной изотропной поверхности опорные кривые профиля и поверхности совпадают.



Для сравнения опорных кривых профилей стальных поверхностей, обработанных различными технологическими методами, были взяты стальные эталонные образцы шероховатости поверхности производства завода «Калибр». Образцы изготовлены методами плоского шлифования, торцевого фрезерования, полирования, строгания, точения и доводки.

При помощи профилометра-профилографа были записаны профилограммы поверхностей эталонов шероховатости. Число профилограмм для каждого метода обработки и одной чистоты обработки составило от 2 до 5. Примеры профилограмм приведены на рис. 1, где ВУ и ГУ – вертикальное и горизонтальное увеличение соответственно.

Для получения опорных кривых на каждой профилограмме определяли наибольшую высоту неровностей профиля  $R_{max}$ . Числовые значения уровня сечения профиля  $p$  для определения относительных опорных длин  $t_p$  были взяты стандартными и составляли 5; 10; 15; 20; 25; 30; 40; 50; 60; 70; 80; 90% от  $R_{max}$ .

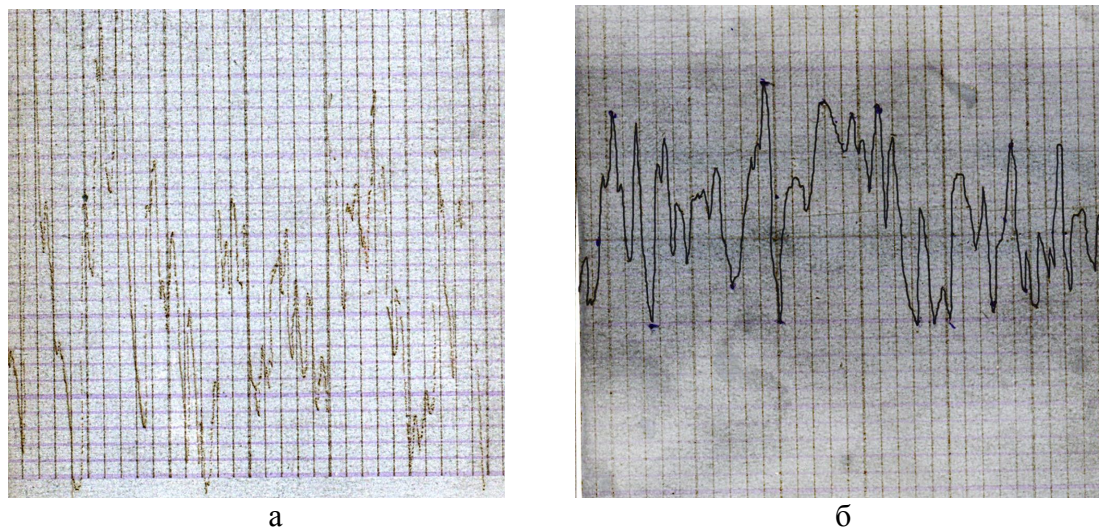


Рис. 1. Профилограммы стальных поверхностей, обработанных различными методами: а – доводкой, ВУ 100 000, ГУ 80; б – плоским шлифованием, ВУ 20 000, ГУ 80

Относительные опорные длины профиля  $t_p$  находили как отношение опорной длины профиля к базовой длине на разных относительных уровнях сечения  $\varepsilon = p/R_{max}$  для каждой профилограммы в отдельности. Далее рассчитывали средние значения  $t_p$  для профилограмм по каждому виду обработки. Если образцы одного вида обработки отличались по параметру шероховатости  $R_{max}$ , то усреднение проводили для каждого из значений параметра шероховатости.

По полученным усредненным данным в координатах  $(1 - \varepsilon)$ ,  $t_p$  построены опорные кривые профилей стальных поверхностей, обработанных различными технологическими методами (рис. 2).

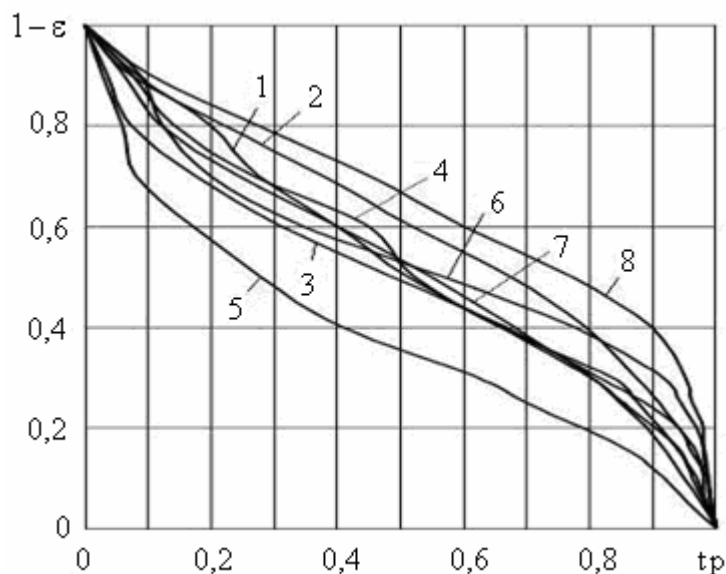


Рис. 2. Опорные кривые профилей стальных поверхностей:  
 1 – шлифование плоское 6 кл;  
 2 – полирование 8 кл;  
 3 – шлифование плоское 8 кл;  
 4 – полирование 10 кл;  
 5 – строгание 7 кл;  
 6 – точение 7 кл;  
 7 – фрезерование торцевое 6 кл;  
 8 – доводка 10 кл

Видно, что наибольшей несущей способностью обладает поверхность, полученная доводкой, несколько меньшей – полированная поверхность. При этом поверхность, полированная более чисто, имеет опорную поверхность меньше, чем поверхность, полированная менее чисто. Наименьшей несущей способностью обладает поверхность, полученная строганием.

Аналитически опорная кривая описывается известным выражением [1]

$$tp = tm \left( \frac{p}{Rp} \right)^{\nu}, \quad (1)$$

где  $tm$  – относительная опорная длина профиля на уровне средней линии,  $Rp$  – наибольшая высота выступов над средней линией. Параметр  $tm$  характеризует несущую способность (чем больше  $tm$ , тем больше несущая способность), а параметр  $\nu$  – степень неравномерности (случайности) распределения выступов по высоте (чем больше величина  $\nu$ , тем более случайный характер носит распределение выступов по высоте). Параметр  $tm$  определяли по профилограммам, параметр  $\nu$  – аппроксимацией начального участка опорной кривой (до средней линии). Ошибка аппроксимации в среднем составляла 6,5% и не превышала 20%. Значения параметров  $tm$  и  $\nu$  для исследованных поверхностей приведены в таблице, где  $N$  – число обработанных профилограмм.

Как и следовало ожидать, наибольшее значение параметра  $tm$  имеет поверхность, полученная доводкой, наименьшее – строганием. Параметр  $\nu$  в среднем больше у поверхностей, полученных абразивным инструментом, чем у поверхностей, полученных резцом или фрезой. Тем не менее обращают на себя внимание небольшие величины параметра  $\nu$  для всех исследованных поверхностей. Для расчета параметра  $\nu$  в работе [1] приводится формула

$$\nu = 2 \cdot tm \frac{Rp}{Ra} - 1. \quad (2)$$

Характеристики поверхности стальных образцов и параметры опорных кривых

Вид обработки	$N$	Класс шероховатости	Параметр шероховатости $R_{max}$ , мкм	$tm$	Значения параметра $v$	
					эксперим.	по формуле (4)
Шлифование плоское	4	6	7,6...12,5	0,50	1,16	1,05
Шлифование плоское	5	8	2,2...2,9	0,50	1,62	1,60
Полирование	2	8	2,0...2,3	0,67	1,33	1,05
Полирование	2	10	0,51...0,53	0,52	1,31	1,20
Фрезерование торцевое	5	6	6,6...9,4	0,55	1,22	1,30
Доводка	2	10	0,70...0,73	0,77	1,24	1,00
Строгание	3	7	2,5...3,3	0,26	1,33	1,60
Точение	2	7	4,5...4,6	0,57	1,20	1,20

Для поверхностей с нормальным (гауссовским) распределением выступов по высоте  $R_p \approx R_{max}/2 \approx 3Ra$ , откуда при  $tm \approx 0,5$  имеем  $v \approx 2$ . Данные таблицы говорят о том, что, по-видимому, распределение выступов по высоте для большинства исследованных поверхностей не гауссовское.

В работе [2] приводится другая формула для расчета параметра  $v$ :

$$v \approx \frac{\lg\left(t_{Ra} \cdot \frac{Rp}{Rv}\right) - \lg \frac{Rp}{Rv}}{\lg \frac{Ra}{R_{max}}}, \quad (3)$$

где  $t_{Ra}$  – относительная опорная длина профиля на уровне  $p = Ra/R_{max}$ ;  $Rv$  – наибольшая глубина впадин, отсчитанная от средней линии. Очевидно, для симметричного профиля  $R_p \approx R_v$ , и формулу (3) можно записать в виде

$$v \approx \frac{\lg t_{Ra}}{\lg \frac{Ra}{R_{max}}}. \quad (4)$$

Результаты расчетов по формуле (4) представлены в таблице (см. выше). Расхождение теоретических и экспериментальных величин в среднем составило 11% и не превышало 21%.

#### Библиографический список

1. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
2. Дунин-Барковский, И.В. Измерения и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхностей / И.В. Дунин-Барковский, А.Н. Карташова. М: Машиностроение, 1978. 232 с.

УДК 531.44: 53.096

А.И. Коновалов, Д.А. Сергеев, В.В. Мешков  
Тверской государственной технической университет

**О МОДЕЛИРОВАНИИ  
КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ.  
3. МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПЛОЩАДИ КОНТАКТА ДВУХ ШЕРОХОВАТЫХ  
ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ УПРУГОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ\***

Расчет площади контактного взаимодействия упругих, вязкоупругих и пластичных тел при статическом или динамическом контакте является основополагающим и обязательным при проектировании изделий [1–5]. Он будет полезен при решении многих контактных задач, например, колесо – рельс, при расчёте муфт, тормозов, шин, подшипников скольжения и качения, двигателей внутреннего сгорания, шарниров, уплотнений, в электрических контактах; при штамповке, металлообработке, ультразвуковой сварке и др.

Используя методику моделирования, предложенную в [1], рассмотрим процесс статического упругого контакта двух шероховатых поверхностей в произвольном плоском сечении. При этом каждый инерционный объект имеет шесть объектов связи, каждый из которых вызывает внутренние усилия по закону Гука.

В модели рассматривается статический контакт, который возникает как предельный квазистатический, когда скорость сближения поверхностей стремится к нулю, то есть  $V_{\text{сбл}} \rightarrow 0$ .

Геометрические границы шероховатых поверхностей генерировались по следующей зависимости:

$$y = \sum_{k=1}^5 A_k \cos(B_k x + C_k),$$

где  $A_k$ ,  $B_k$ ,  $C_k$  – безразмерные коэффициенты со случайным значением, причем  $A_{k+1}^{\max} < \frac{2}{3} A_k^{\max}$ .

Для данной поверхности по ГОСТ 2789-73

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L \left| \sum_{k=1}^5 \frac{A_k}{B_k} (\sin(B_k L + C_k) - \sin C_k - B_k \cos(B_k x + C_k)) \right| dx.$$

Определяя значение коэффициента Пуассона по схеме, представленной на рис. 1, получаем

$$\nu = \left| \frac{\varepsilon'}{\varepsilon} \right| = \frac{L_0(L'_0 - L')}{L'_0(L_0 - L)} = \frac{1}{3} \cos^2 \frac{\pi}{6} = \frac{1}{4}.$$

---

\* Работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России 2009-2013 г.».

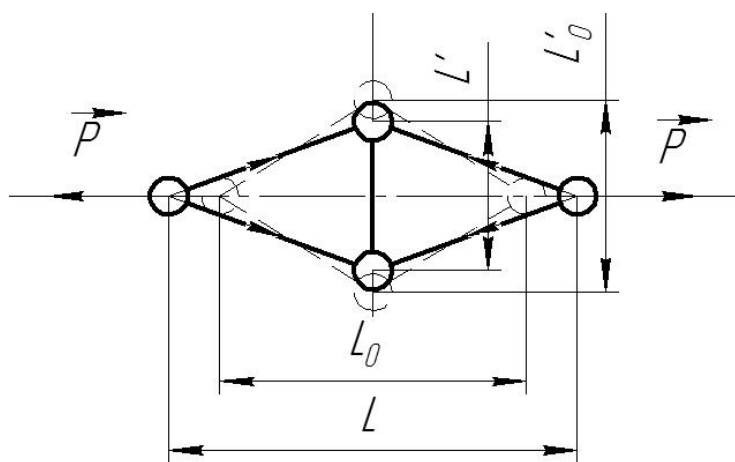


Рис. 1. Определение коэффициента Пуассона

Соотношение длины линии плоского контакта с площадью контакта можно определить, используя гипотезу о том, что пятно упругого контакта имеет форму, ограниченную кривой второго порядка (эллипсом).

Для каждого пятна контакта

$$S = \pi^2 ab,$$

где  $S$  – площадь;  $a$ ,  $b$  – полуоси эллиптического сечения.

Тогда

$$S_{\text{конт}} = \alpha \pi^2 L_{\text{конт}},$$

где  $S_{\text{конт}}$  – площадь контакта;  $L_{\text{конт}}$  – длина линии контакта (моделируемая в плоской модели);  $\alpha$  – безразмерный коэффициент, характеризующий неравномерность геометрических параметров поверхности в зависимости от расположения рассматриваемого сечения.

Для поверхностей, которые имеют одинаковые параметры шероховатости в различных сечениях,  $\alpha = 1$ .

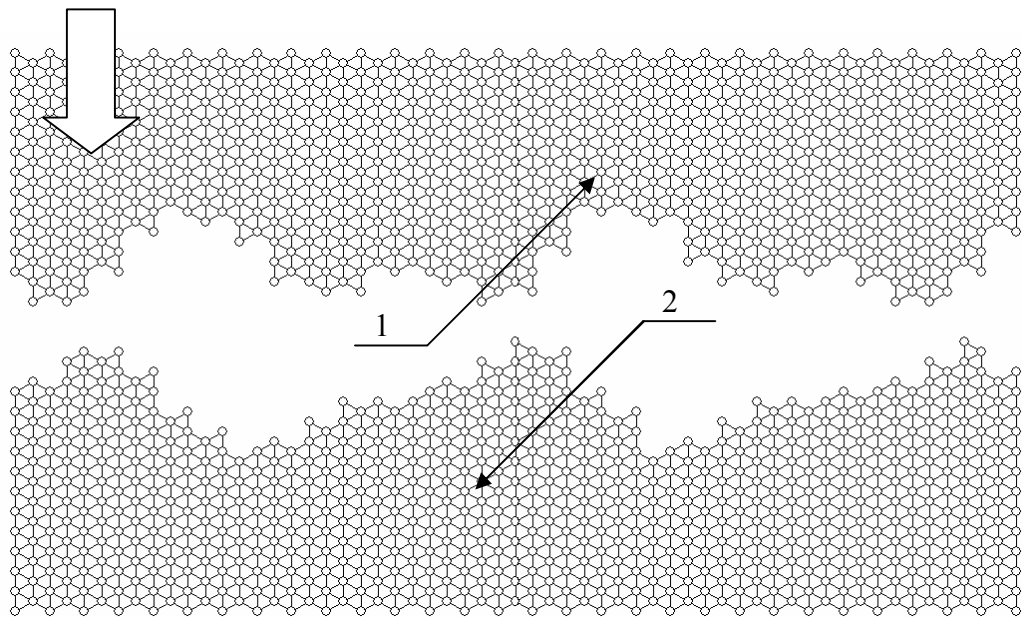
Последовательные положения контакта и его элементов представлены на рис. 2. В начальный момент времени тело 1 начинает движение к телу 2 со скоростью  $V \rightarrow 0$ . В момент, когда тела входят в контакт, к первому телу прикладывается сила  $P_{\text{сб}}$ , величина которой определяется условием  $V \rightarrow 0$ . Процесс продолжается до тех пор, пока эта сила не достигнет заданного значения  $P_{\text{сб}} \leq P$ .

При моделировании использовались условные значения исходных величин модуля упругости, плотности, действующей силы, связанные с действительными линейными зависимостями:

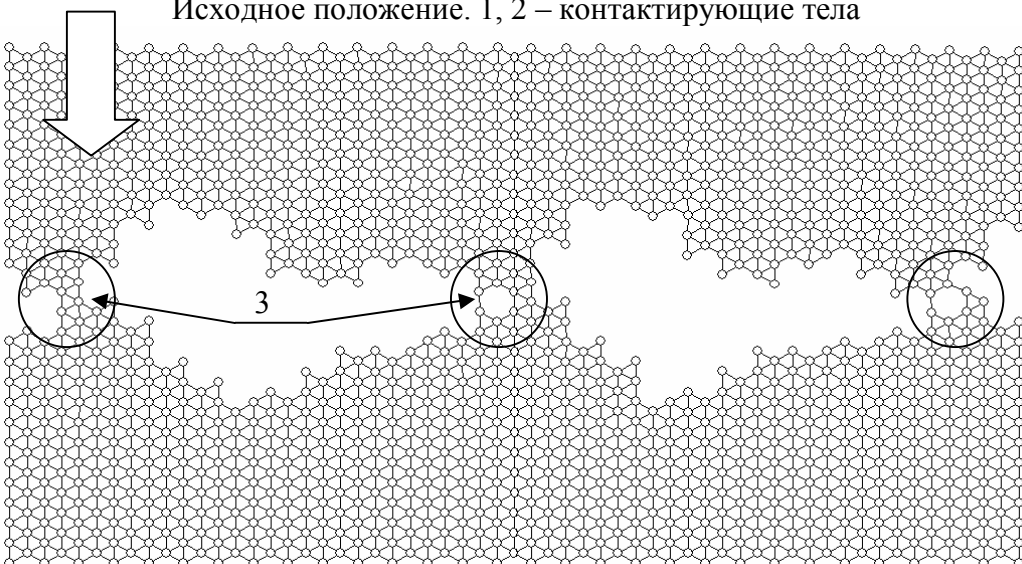
$$\frac{\bar{E}}{\bar{P}} = \beta \frac{E}{P} \quad \text{и} \quad \bar{\rho} = k_{\rho} \rho + b_{\rho},$$

где  $\bar{E}$ ,  $\bar{P}$ ,  $\bar{\rho}$  – условные значения;  $E$ ,  $P$ ,  $\rho$  – действительные значения;  $\beta$ ,  $k_{\rho}$ ,  $b_{\rho}$  – безразмерные коэффициенты приведения, зависящие только от материала.

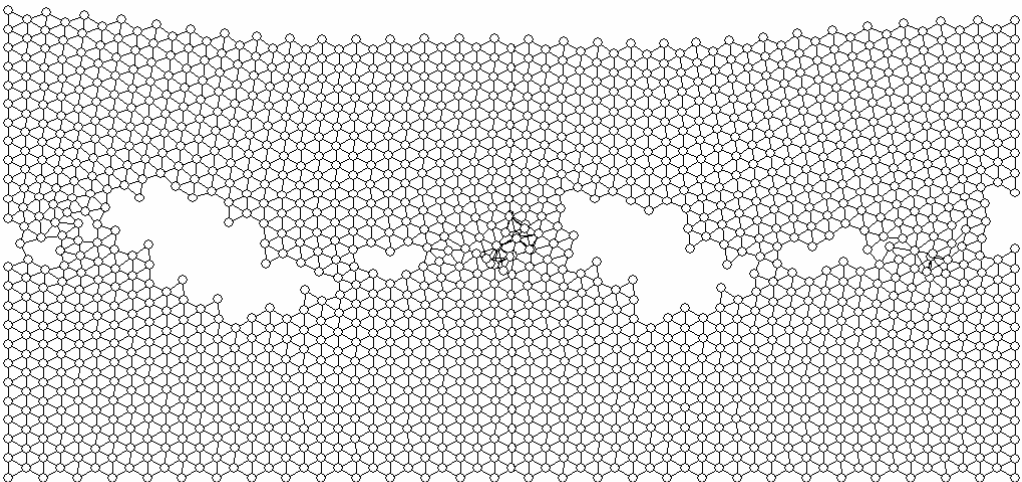
Моделирование упругого одноосного растяжения показывает, что для выбранной схемы моделирования  $\nu = 0,251 \pm 0,0017$ . В связи с этим представленные результаты можно отнести к материалам, для которых коэффициент Пуассона близок к значению 0,25 (например, стекло, серый чугун, сталь).



Исходное положение. 1, 2 – контактирующие тела



Промежуточное положение. 3 – области образования пятен контакта



Конечное положение

Рис. 2. Моделирование образования площади контакта

В таблице приведены выборочные результаты расчетов.

Результаты моделирования (условные единицы)

P = 5,0			P = 5,25			P = 5,5			P = 6,0		
Ra, условн. ед.		Длина контак- та, %	Ra, условн. ед.		Длина контак- та, %	Ra, условн. ед.		Длина контак- та, %	Ra, условн. ед.		Длина контак- та, %
Тело 1	Тело 2		Тело 1	Тело 2		Тело 1	Тело 2		Тело 1	Тело 2	
2,26	5,95	0,095	4,92	4,63	0,125	4,29	5,76	0,095	4,77	2,73	0,14
4,74	6,43	0,125	4,74	6,43	0,125	5,85	3,68	0,13	3,14	5,23	0,14
3,43	1,73	0,135	3,43	1,73	0,135	6,00	3,63	0,135	3,75	4,11	0,145
3,31	2,67	0,145	2,27	1,37	0,15	3,64	1,45	0,175	3,35	6,06	0,145
5,21	5,35	0,145	0,76	2,84	0,16	4,63	4,38	0,175	1,62	3,20	0,165
2,53	4,46	0,17	2,53	4,46	0,17	2,57	5,53	0,175	4,70	4,67	0,175
1,74	5,54	0,18	4,70	4,02	0,17	2,11	5,16	0,18	3,05	2,76	0,175
3,54	4,50	0,195	5,37	5,08	0,175	4,25	5,37	0,195	1,58	1,71	0,18
4,79	1,12	0,205	1,74	5,54	0,18	1,74	3,56	0,24	0,34	4,43	0,19
3,65	1,57	0,21	4,05	1,40	0,185	5,99	1,31	0,245	6,57	1,67	0,19
2,38	3,58	0,21	0,77	3,17	0,21	2,42	5,34	0,265	3,11	5,63	0,195
2,28	2,06	0,21	4,59	3,00	0,245	2,45	3,68	0,265	3,33	1,44	0,195

Определив значения коэффициентов  $\beta$ ,  $k_p$ ,  $b_p$  для конкретного материала, по таблице или с помощью предложенной модели можно определить площадь упругого контакта двух тел.

Необходимо также заметить, что при моделировании предполагалось, что контактирующие тела из одного материала, и:

- имеют одинаковые свойства по объему;
- имеют только точечные дефекты кристаллической решетки, равномерно распределенные по объему;
- не имеют начальных перенапряжений.
- взаимодействие в зоне контакта осуществляется только под действием упругих сил.

#### Библиографический список

1. Сергеев, Д.А. О моделировании контактного взаимодействия твердых тел / Д.А. Сергеев, В.В. Мешков // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2010. Вып. 3. С. 17-28.
2. Popov, V.L. Kontaktmechanik und Reibung. Ein Lehr- und Anwendungsbuch von der Nanotribologie bis zur numerischen Simulation / V.L. Popov. Berlin: Springer-Verlag, 2009. 328 s.
3. Popov, V.L. Contact Mechanics and Friction. Physical Principles and Applications / V.L. Popov. Berlin: Springer-Verlag, 2010. 362 p.
4. Sneddon, I.N. The Relation between Load and Penetration in the Axisymmetric Boussinesq Problem for a Punch of Arbitrary Profile / I.N. Sneddon. Int. J. Eng. Sci., 1965. V. 3. P. 47-57.
5. Hyun, S. Elastic Contact Between Rough Surfaces: Effect of Roughness at Large and Small Wavelengths / S. Hyun, M.O. Robbins. Tribology International, 2007. V. 40. P. 1413-1422.



УДК 531.44: 53.096

Д.А. Сергеев, В.В. Мешков  
Тверской государственной технической университет

**О МОДЕЛИРОВАНИИ  
КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ.  
4. ИЗУЧЕНИЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В ОБЛАСТИ  
ОБРАЗОВАНИЯ ПЯТНА КОНТАКТА\***

Как известно, любая техническая поверхность имеет отклонения от идеальной геометрической поверхности (плоскости, цилиндра, сферы и т.д. или их комбинации), наиболее близко описывающей форму детали (рис. 1).

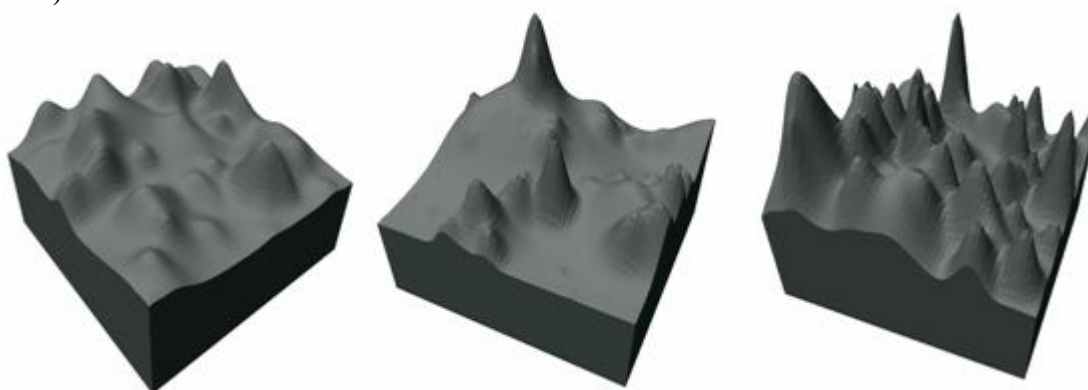


Рис. 1. Примеры геометрических функций, наиболее приближенных к поверхностям реальных тел

Для дальнейших рассуждений примем следующую гипотезу о том, что хотя бы часть поверхности или полностью всю поверхность можно представить в виде кусочно-монотонной функции двух переменных:

$$z = f(x, y) = \sum_{k=0}^{+\infty} \alpha_k \exp\left(-(\beta_k x^2 + \gamma_k y^2)\right),$$

где  $\alpha_k$ ,  $\beta_k$  и  $\gamma_k$  – положительные коэффициенты бесконечного функционального ряда;  $z$  – высота точки;  $x$  и  $y$  координаты точки по поверхности, которые принадлежат некоторой области точек  $D$ , т.е.  $(x; y) \in D$ .

Заметим, что для существования конечного значения данной функции необходимо и достаточно выполнение следующих условий:

– необходимое условие

$$\lim_{k \rightarrow +\infty} \left[ \alpha_k \exp\left(-(\beta_k x^2 + \gamma_k y^2)\right) \right] = 0, (x; y) \in D;$$

---

\* Работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России 2009-2013 г.».



– достаточное условие Даламбера

$$\lim_{k \rightarrow +\infty} \frac{\alpha_{k+1} \exp\left(-\left(\beta_{k+1}x^2 + \gamma_{k+1}y^2\right)\right)}{\alpha_k \exp\left(-\left(\beta_k x^2 + \gamma_k y^2\right)\right)} \leq 1;$$

– достаточное радикальное условие Коши

$$\lim_{k \rightarrow +\infty} \sqrt[k]{\alpha_k \exp\left(-\left(\beta_k x^2 + \gamma_k y^2\right)\right)} \leq 1;$$

– достаточное интегральное условие Коши – сходимость интеграла

$$\int_C^{+\infty} \alpha(k) \exp\left(-\left(\beta(k)x^2 + \gamma(k)y^2\right)\right) dk .$$

Два шероховатых тела контактируют не по всей поверхности, а только в отдельных точках, которые принадлежат площадкам контакта. Из геометрических соображений можно утверждать, что в области этих точек у функции имеются отрицательные экстремумы второго порядка, близкие к максимумам. Из этого следует, что в рамках предложенной гипотезы в области каждого пятна контакта поверхность тела можно описать конечной функцией:

$$z = f(x, y) = \alpha \exp\left(-\left(\beta(x - x_0)^2 + \gamma(y - y_0)^2\right)\right), \quad (1)$$

которая в первом приближении описывает модель Герца при разложении в бесконечный степенной ряд:

$$\begin{aligned} z &= \alpha \exp\left(-\left(\beta(x - x_0)^2 + \gamma(y - y_0)^2\right)\right) = \alpha \sum_{k=0}^{+\infty} (-1)^k \frac{\left(\beta(x - x_0)^2 + \gamma(y - y_0)^2\right)^k}{k!} \approx \\ &\approx \alpha - \beta(x - x_0)^2 - \gamma(y - y_0)^2 = Ax^2 + 2Bxy + Cy^2 + Dx + Ey + F, \end{aligned}$$

где  $A = -\beta$ ;  $B = 0$ ;  $C = -\gamma$ ;  $D = 2\beta x_0$ ;  $E = 2\gamma y_0$ ;  $F = \alpha - \beta x_0^2 - \gamma y_0^2$  – коэффициенты кривой второго порядка, а так как  $A$  и  $C$  одного знака и  $B = 0$ , то при фиксированном  $z = \text{const}$  мы имеем уравнение эллипса.

Рассмотрим действие внешней силы на поверхность, описываемой выражением (1) (рис. 2).

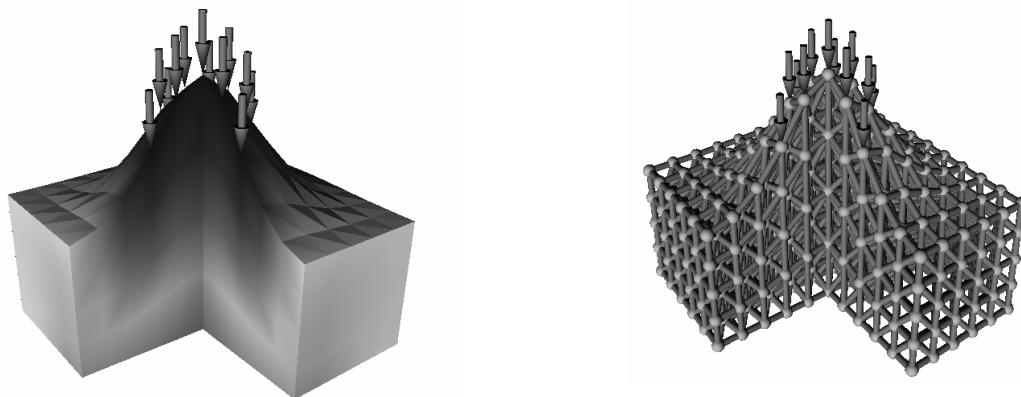


Рис. 2. Моделирование действия сосредоточенной силы, направленной вдоль оси симметрии

На рис. 3 представлены результаты моделирования [1] для различных значений параметров функции.

Видно, что напряжения в горизонтальных поверхностях сосредотачиваются ближе к центральной оси симметрии поверхности и распространяются в глубину тела при увеличении значений коэффициентов экспоненциальной поверхности.

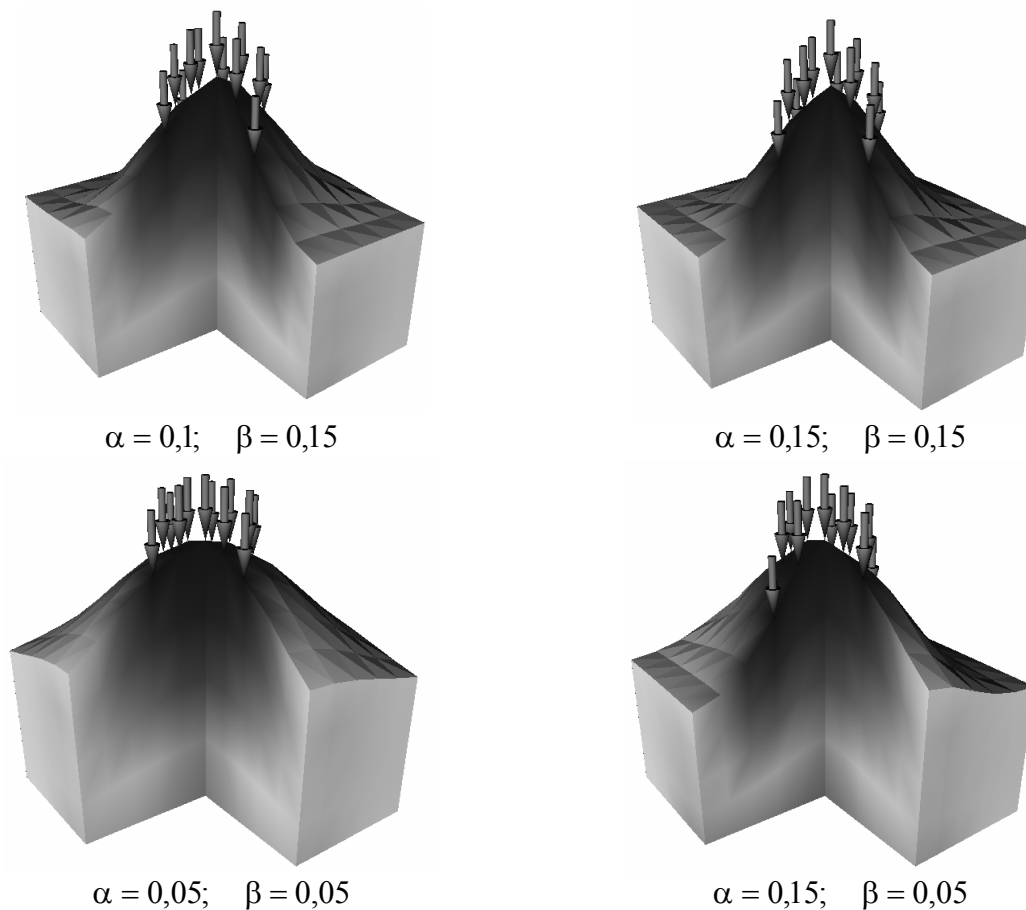


Рис. 3. Действие сосредоточенной силы для различных поверхностей

Расчетная оценка цилиндрической области, в которой находится зона влияния действия нагрузки, выражается неравенством

$$\beta x^2 + \gamma y^2 \leq 1,6094. \quad (2)$$

В направлениях, перпендикулярных действию силы, расстояние до наиболее удаленной точки, на которую оказывает действие сила, не зависит от ее величины, а выражается только через геометрические параметры поверхности тела.

Это позволяет производить расчеты в зоне каждого отдельного пятна контакта, без учета других точек соприкосновения тел, при соблюдении следующих условий:

- расстояние между пятнами контакта не превышает зоны действия сил, возникающих в точках контакта (2);
- выполняются общие условия равновесия (для статического случая) или принцип Даламбера (для квазистатического и динамического случаев)

результатирующих сил каждого пятна контакта, то есть без учета распределения напряжений:

$$N = \sum \sigma_i S_i \text{ и } F_{\text{тр}} = \sum f_i \sigma_i S_i ,$$

где  $N$  и  $F_{\text{тр}}$  – нормальная сила и сила трения, возникающие при взаимодействии тел на макроуровне;  $f_i$ ,  $\sigma_i$  и  $S_i$  – коэффициент трения, напряжение и элементарная площадь в некоторой  $i$ -й точке контакта. Суммирование производится по всем точкам.

### Библиографический список

1. Сергеев, Д.А. О моделировании контактного взаимодействия твердых тел / Д.А. Сергеев, В.В. Мешков // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2010. Вып. 3. С. 17-28.

УДК 531.44

Д.О. Чернов, Д.А. Сергеев, В.В. Мешков  
Тверской государственный технический университет

### МЕТОДИКА РАСЧЕТА КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ НА МАКРОУРОВНЕ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ АТОМНО-СИЛОВОЙ МИКРОСКОПИИ\*

Для расчетов, моделирования и конструирования высокоточных узлов трения необходима большая масса данных и, в частности, коэффициенты трения на микро- и субмикроуровне для различных малых участков изучаемых поверхностей. В настоящее время получить такие данные достаточно сложно и не всегда существует экспериментальная методика проверки результатов, что в свою очередь затрудняет разработку методов получения числовых значений коэффициентов трения на субмикроуровне.

В работе предлагается методика расчета коэффициента трения на макроуровне (который возможно проверить экспериментально) по данным, полученным с помощью атомно-силовой микроскопии.

Рассмотрим метод латеральных сил (Lateral Force Microscopy) [1–3], который основан на регистрации боковых отклонений зонда (кантилевера) при сканировании (рис. 1).

Существуют две основные силы, которые имеют горизонтальную составляющую – это сила трения  $\vec{F}_{\text{тр}}$  и нормальная реакция образца  $\vec{N}$ , которая из-за локальных неровностей поверхности отклоняется от вертикали и всецело определяется рельефом поверхности. Результирующая сила отклоняет кантилевер в плоскости действия сил на некоторый угол  $\beta$  (рис. 2), величину которого регистрирует атомно-силовой микроскоп.

---

\* Работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России 2009-2013 г.».

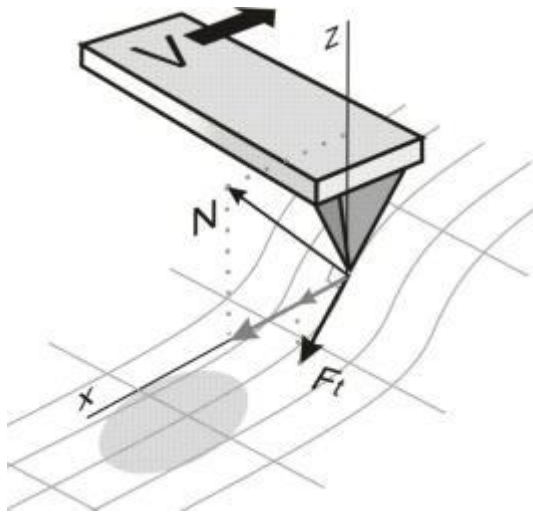


Рис. 1. Сканирование поверхности методом латеральных сил

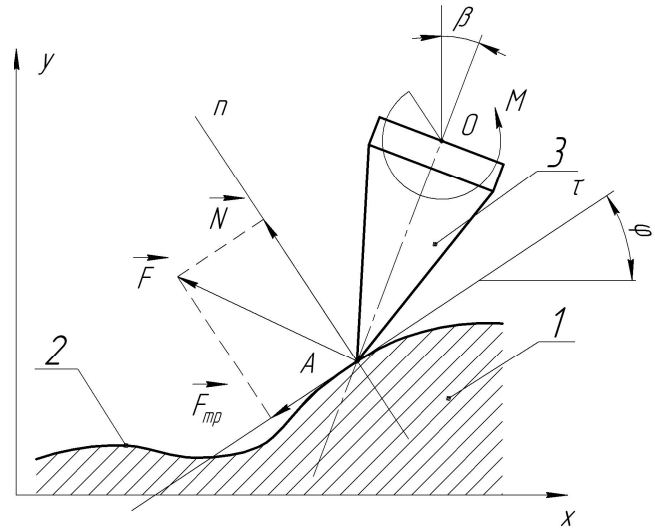


Рис. 2. Силовая схема латеральных сил

В процессе движения кантилевера 3 по поверхности 2 тела 1 в точке А действуют силы  $\vec{F}_{тр}$  и  $\vec{N}$  вдоль соответственно касательной  $\tau$  и нормали  $n$ . Положение касательной в каждой точке заданного сечения можно определить по углу наклона  $\varphi = \arctg \frac{df(x)}{dx} \Big|_{x=x_A}$  этой прямой к координатной оси

$Ox$ . Так как с помощью микроскопа можно определить геометрическую конфигурацию поверхности, то угол  $\varphi$  можно считать известным. Под действием сил кантилевер отклоняется до некоторого положения равновесия, которое обеспечивается моментом  $M$  сопротивления кантилевера кручению. Величина момента является линейной функцией угла закручивания:

$$M = G\beta + M_0, \quad (1)$$

где  $G$  – модуль сопротивления кручению кантилевера;  $M_0$  – постоянная составляющая момента сопротивления;  $G$  и  $M_0$  – постоянные прибора.

Составим уравнение равновесия относительно оси поворота кантилевера:

$$\sum m_O(\vec{F}_k) = -F_{тр} \cos(\varphi + \beta) - N \sin(\varphi + \beta) + M = 0.$$

С другой стороны  $F_{тр} = fN$ , и, учитывая (1), имеем

$$N = \frac{G\beta + M_0}{f \cos(\varphi + \beta) + \sin(\varphi + \beta)}. \quad (2)$$

Таким образом, с помощью метода латеральных сил можно определить нормальную силу через коэффициент трения на субмикроровне.

При трении скольжения двух тел под действием небольших по величине нагрузок (рис. 3) процессы трения в каждой точке соприкосновения

описываются той же зависимостью, что и взаимодействие кантилевера атомно-силового микроскопа с поверхностью:

$$F_{\text{тр}} = fN,$$

где  $f$  – коэффициент трения, величина которого при небольших нагрузках совпадает с величиной, используемой в формуле (2), при расчете в окрестностях одной и той же точки поверхности.

При взаимодействии двух тел возникает множество таких точек, в каждой из которых значения силы и коэффициента трения, нормальной силы различны. Обозначим для некоторой  $i$ -й точки их как  $\vec{F}_{\text{тр},i}$ ,  $f_i$  и  $\vec{N}_i$  соответственно. Так как в каждой точке контакта имеет место силовое взаимодействие, то в целом для каждого контактирующего тела существуют результирующие силы  $\vec{F}_{\text{тр}}^*$  и  $\vec{N}^*$ , которые равны, как видно из рис. 4, соответствующим суммам по всем точкам контакта:

$$F_{\text{тр}}^* = \sum F_{\text{тр},i}, \quad N^* = \sum N_i. \quad (3)$$

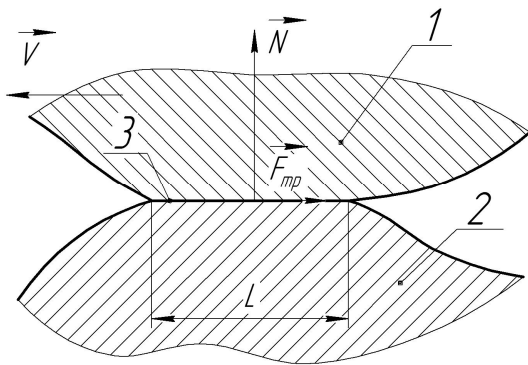


Рис. 3. Пятно контакта, образованное при взаимодействии двух тел: 1, 2 – контактирующие тела; 3 – пятно контакта

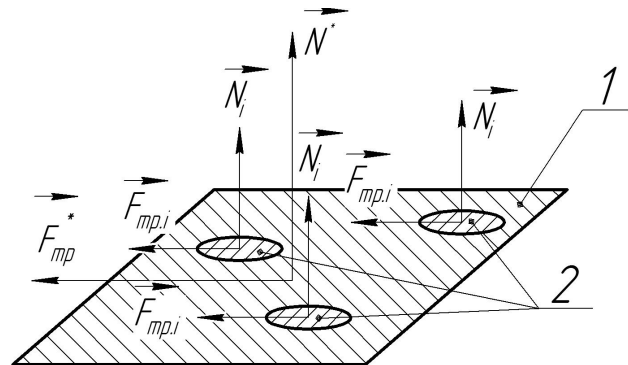


Рис. 4. Поверхность контактирующего тела: 1 – поверхность; 2 – пятна контакта

Но на макроуровне эти величины также связаны зависимостью

$$F_{\text{тр}}^* = f^* N^*,$$

где  $f^*$  – коэффициент трения на макроуровне.

Учитывая (3), получаем

$$\sum F_{\text{тр},i} = f^* \sum N_i \quad \text{или} \quad f^* = \frac{\sum f_i N_i}{\sum N_i}.$$

Таким образом, получено выражение, связывающее между собой коэффициенты трения на субмикроруровне и макроуровне. Чтобы им воспользоваться, необходимо:

– определить области поверхностей тел, все точки которых будут непосредственно соприкасаться с точками второго тела;

– изучить геометрические параметры этих областей с помощью атомно-силового микроскопа;

– провести исследование поверхности методом латеральных сил;

– вычислить коэффициенты трения точек на субмикроруровне.

Все эти действия не вызывают затруднения, за исключением последнего, так как оценка и расчет необходимых коэффициентов возможны только теоретически, опираясь на ряд косвенных данных (материал, его внутренние и поверхностные свойства и т.д.).

В связи с этим, учитывая, что коэффициенты трения для различных пар материалов известны и определяются экспериментально, предложенный метод расчета позволяет экспериментально подтвердить предлагаемые методики расчета коэффициентов трения на субмикроруровне и, как следствие, может являться инструментом в поисках подобных методик.

#### Библиографический список

1. Суслов, А.А. Сканирующие зондовые микроскопы (обзор) / А.А. Суслов, С.А. Чижик // Материалы. Технологии. Инструменты. 1997. Т. 2. № 3. С. 78-89.
2. Dagani, R. Individual Surface Atoms Identified, Chemical & Engineering News / R. Dagani // 5 March 2007, Published by American Chemical Society. P. 13.
3. Giessibl, F. Advances in Atomic Force Microscopy / F. Giessibl // Reviews of Modern Physics. 2003. V. 75(3). P. 949-983.

УДК 621.891

М.В. Васильев

Тверской государственной технической университет

### ФАКТИЧЕСКАЯ ПЛОЩАДЬ КАСАНИЯ ЕДИНИЧНОЙ НЕРОВНОСТИ ПРИ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЯХ ДЛЯ РЕАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

**Фактическая площадь касания.** При оценке взаимодействия контактирующих твердых тел микронеровности реальной поверхности моделируют в виде одинакового размера тел правильной геометрической формы. В общем случае микронеровности достаточно близко напоминают сегменты эллипсоидов, вытянутых вдоль направления обработки.

Учитывая, что внешнее трение твердых тел даже при самых хороших смазочных материалах возможно только при сближении [1]  $0 < h/R \leq 0,2$ , площадь сечения эллипсоида составляет

$$A_s = 2\pi h \sqrt{R_{prod} \cdot R_{non}},$$

где  $h$  – глубина внедрения;  $R_{prod}$  и  $R_{non}$  – радиусы кривизны микронеровности вдоль следов обработки и перпендикулярно к ним.

Предположим, что деформируемое полупространство контактирует с абсолютно жесткой шероховатой поверхностью твердого тела. При этом в зоне касания необходимо рассматривать упругие, упругопластические и пла-

стические деформации. Фактическая площадь касания при внедрении единичной микронеровности [2]

$$A_r = \alpha 2\pi h \sqrt{R_{\text{прод}} \cdot R_{\text{нон}}},$$

где  $\alpha$  – коэффициент, характеризующий напряженное и кинематическое состояние в зоне касания.

При упругих деформациях, как следует из контактных задач теории упругости,  $\alpha = 0,5$ . При идеально пластических деформациях в зонах касания  $\alpha = 1$ , при упругопластических деформациях в зонах фактического касания зависимость фактического касания от сближения ещё не установлена.

Воспользуемся возможностями современных ЭВМ для вычисления коэффициента  $\alpha$  в упругопластической области.

**Описание используемой расчетной модели.** Реальная поверхность моделируется на ЭВМ при помощи графических средств. Для создания готовой *расчетной модели* (далее РМ) прикладываются нагрузки, закрепления, задаются свойства материала и конечных элементов. Решается РМ при помощи метода конечных элементов (МКЭ).

РМ представляет собой внедряемый в деформируемое полупространство размером  $10R$  на  $10R$  абсолютно жесткий цилиндр радиусом  $R$ . Такая форма микронеровности характерна для таких видов обработки, как торцовое фрезерование, плоское шлифование, протягивание, доводка плоскостей [3].

Выбор модели материала представляется наиболее важной и значимой частью составления РМ. Так как именно она определяет специфику данной работы, а именно упругопластический контакт.

В РМ используется модель многолинейного кинематического упрочнения, которая предполагает, что материалы циклически идеальны, и учитывает эффект Баушингера [4]. Поведение материалов описывается многолинейной кривой деформирования. Наклон первого участка кривой определяется исходя из упругих характеристик материала. Точки кривой за пределом упругости задаются при помощи заполнения полей таблицы «деформация – напряжение». Таким способом можно задать до 40 точек, что позволяет достаточно точно описать диаграмму растяжения [5].

На рис. 1 представлена диаграмма растяжения стали 45, для построения которой использовались данные [6].

**Анализ результатов расчетов.** Результаты расчетов показывают, что при контактном взаимодействии двух тел можно выделить 3 области: упругая, упругопластическая (ООУП) и переходная область развитой упругопластичности (ОРУП) [7]. Области идеальной пластичности при внедрениях  $0 < h/R \leq 0,2$  достичь не удалось.

Все три области представлены на графике зависимости средних контактных давлений  $p_c$  от относительной удельной силы внедрения  $q/q_{\text{кр}}$  для стали 60С2 (рис. 2). Здесь  $q$  – нормальная сила внедрения, приходящаяся на единицу длины цилиндра;  $q_{\text{кр}}$  – критическая нагрузка, соответствующая изменению напряженно-деформированного состояния, то есть переходу из ООУП в ОРУП.

В данной работе она определяется для контакта цилиндр – полупространство в соответствии с подходом Ланкова А.А. и Миронова В.А. [8] и составляет:

$$q_{кр} = 5,12 \cdot H^2 \cdot J \cdot R,$$

где  $H$  – предельная твердость или давление на материал среды в предельно упрочненном состоянии;  $J$  – упругая квазиконстанта системы взаимодействующих тел,

$$J = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2};$$

$\mu$  – коэффициент Пуассона;  $E$  – модуль упругости;  $R$  – радиус цилиндра.

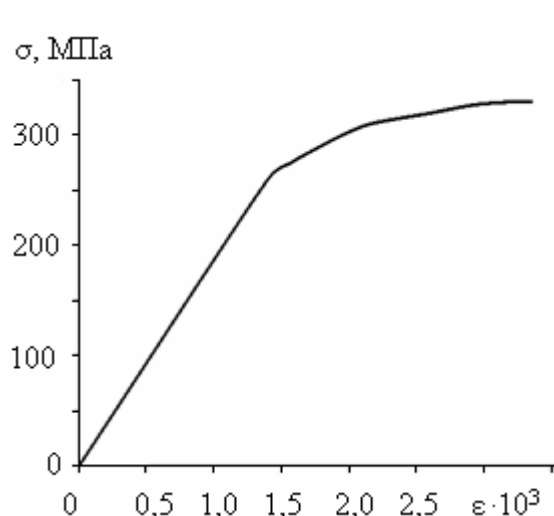


Рис. 1. Диаграмма растяжения стали 45

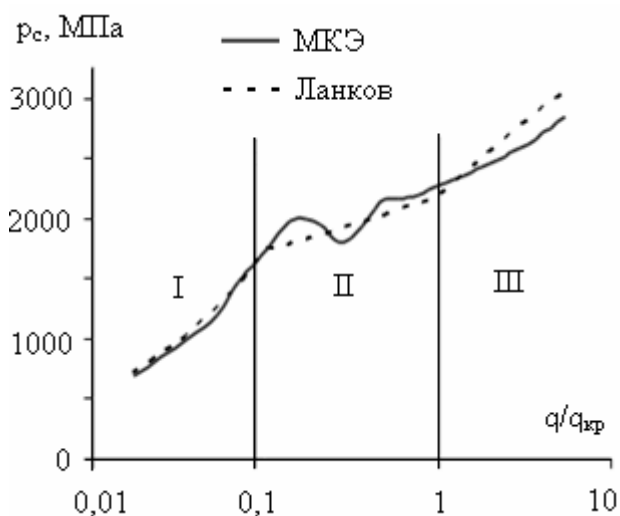


Рис. 2. Графики зависимости среднего контактного давления от удельной силы внедрения

На рис. 2 пунктиром изображена диаграмма нагружения упрочняющейся среды [7], а сплошная линия соответствует расчету методом конечных элементов.

Отметим совпадение точек перехода кривых по всем областям для разных способов расчета.

Результаты расчетов в упругой области (I на рис. 2) хорошо согласуются с данными, рассчитанными по формулам теории упругости.

Упругоупругая область (II на рис. 2) наблюдается после превышения предела текучести  $\sigma_T$  при достижении давления

$$p_c \approx 1,2\sigma_T.$$

Получившийся результат совпадает с критерием перехода к упругоупругим деформациям по Мизесу [9].

После зарождения первых упругоупругих деформаций кривая, полученная при помощи МКЭ, на некотором участке продолжает совпадать с упругой кривой. С дальнейшим увеличением силы внедрения наблюдается резкий рост коэффициента  $\alpha$  (рис. 3), перераспределение пло-



щади контакта, падение среднего контактного напряжения. После этого система двух тел выходит на установившийся режим.

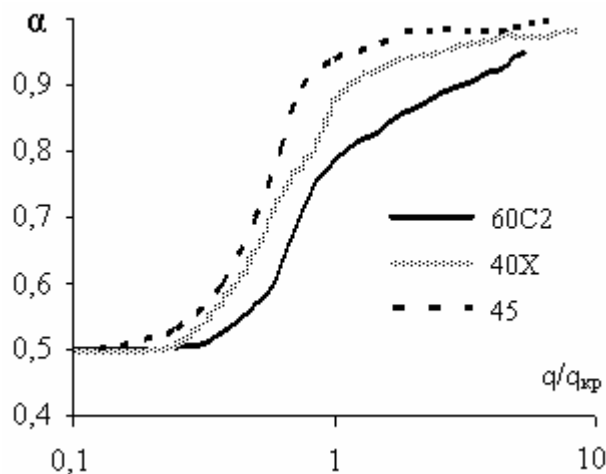


Рис. 3. Графики зависимости коэффициента  $\alpha$  от удельной силы внедрения

Область развитой упруго-пластичности (III на рис. 2) можно наблюдать после превышения критической нагрузки  $q_{кр}$  при средних контактных давлениях

$$p_c \approx 1,6\sigma_T.$$

Все три области также наблюдаются и на графиках зависимости коэффициента  $\alpha$  от  $P/P_{кр}$  (рис. 3).

По виду графиков можно отметить, что для более мягких сталей коэффициент  $\alpha$  растет быстрее.

Как показывают расчеты, на глубинах внедрения, соответствующих внешнему трению ( $0 < h/R \leq 0,2$ ), преобладающей является III область (ОРУП), так как сближение, соответствующее переходу к ОРУП, составляет в зависимости от материала 3–8% от предельного сближения  $h/R = 0,2$ .

Аппроксимация графиков зависимостей  $\alpha$  от  $q/q_{кр}$  на участке, соответствующем III области, для трех разных материалов дала приблизительно одинаковые результаты:

$$\alpha = 0,85 \cdot (q/q_{кр})^{0,08}.$$

Согласно полученной формуле коэффициент  $\alpha$  приближается к единице при превышении критической нагрузки внедрения примерно в 8 раз.

#### Библиографический список

1. Крагельский, И.В. Узлы трения машин: справочник / В.И. Крагельский, Н.М. Михин. М.: Машиностроение, 1984. 280 с.
2. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / В.И. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
3. Рыжов, Э.В. Контактная жесткость деталей машин / Э.В. Рыжов. М: Машиностроение, 1966. 195 с.
4. Басов, К.А. ANSYS: справочник пользователя / К.А. Басов. М.: ДМК Пресс, 2005. 640 с.
5. Structural Analysis Guide [Эл. ресурс]. Release 11.0 Documentation for ANSYS.
6. Зубчанинов, В.Г. Экспериментальная пластичность. Процессы сложного нагружения / В.Г. Зубчанинов, Н.Л. Охлопков, В.В. Гараников. Тверь: ТГТУ, 2004. Кн. 2. 184 с.
7. Миронов, В.А. Расчет сил трения сопряженных деталей в соединениях с натягом: монография / В.А. Миронов, А.А. Ланков, Г.И. Рогозин. Тверь: ТГТУ, 2004. 120 с.
8. Ланков, А.А. Упругость, упругопластичность, пластичность в конструктивных средах: уч. пособие / А.А. Ланков, В.А. Миронов. Тверь: ТГТУ, 1997. 132 с.
9. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 112 с.

УДК 531.43

В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, М.П. Вильмс  
Тверской государственный технический университет

### ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕНИЯ МЕТАЛЛОВ И НЕМЕТАЛЛОВ НА МИКРОСТРУКТУРНОМ УРОВНЕ

Для получения поверхностей деталей узлов трения с заданными фрикционными характеристиками используют различные методы модификации поверхности. В частности, одним из таких методов является обработка поверхности концентрированными потоками энергии, например, лазерным излучением [1]. При использовании лазерного луча в качестве обрабатывающего инструмента не только получают изделия заданной формы и размеров, но и с повышенной износостойкостью благодаря воздействию энергии излучения на поверхностные слои обрабатываемой детали.

Очевидно, что повышение износостойкости поверхности обусловлено изменением микрогеометрии, физико-механических свойств, фазового состава поверхностных слоев и т.п. Для целенаправленного изменения свойств поверхностных слоев поверхностей трения необходимо понимать связь этих свойств с фрикционными характеристиками поверхности.

Обзор физических теорий фрикционного взаимодействия и экспериментальных результатов по измерению сил трения на наноструктурном уровне приведен в работе [2]. Связь фрикционных характеристик с физическими свойствами поверхностных слоев на макроуровне рассматривалась нами в работах [3, 4]. Очевидно, что между этими структурными уровнями располагается микроуровень, назовем его так. Это уровень контактного взаимодействия единичных неровностей шероховатых контактирующих поверхностей, имеющих размеры микрометрического масштаба. Характерный размер единичных площадок фактического контакта шероховатых поверхностей также составляет несколько микрометров [5].

Данная работа продолжает наши исследования [3, 4]. Ее целью является экспериментальное исследование связи параметров адгезионной составляющей удельной силы трения с физико-механическими свойствами поверхностных слоев на микроуровне, т.е. на уровне единичного контакта неровностей контактирующих поверхностей.

**Постановка задачи.** В основу анализа положена известная зависимость удельной силы трения  $\tau$  от фактического контактного давления  $p_r$ , предложенная И.В. Крагельским:

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

где  $\tau_0$  – удельная сила трения при  $p_r = 0$ ;  $\beta$  – пьезокоэффициент, характеризующий возрастание удельной силы трения с ростом фактического давле-

ния. Для экспериментального определения параметров удельной силы трения  $\tau_0$  и  $\beta$  использовали микротрибометр [6]. Конструкция микротрибометра позволяет проводить измерения коэффициента трения по схеме шар – плоскость: индентор сферической формы с малым радиусом закругления контактирует с плоским образцом. В данном исследовании использовали инденторы с радиусами закругления 50 и 500 мкм, что примерно соответствует диапазону значений радиусов вершин выступов шероховатости поверхностей, полученных наиболее распространенными методами механической обработки. Конструкция микротрибометра позволяет использовать малые контактные нагрузки, при которых радиус площадки контакта имеет размеры, характерные для единичных пятен контакта шероховатых поверхностей. В наших экспериментах радиус площадки контакта для различных материалов и нагрузок менялся в пределах порядка 0,5–5 мкм.

В качестве материалов контактирующих пар выбраны следующие: металлы – инструментальная сталь, цирконий и золото высокой степени чистоты; неметаллы – оксид алюминия  $Al_2O_3$  (корунд) и нитрид титана  $TiN$  (покрытие на титане). Инструментальная сталь выбрана из соображений ее широкой распространенности как конструкционного материала, в том числе для узлов трения. Золото и цирконий высокой степени чистоты выбраны из соображений малой химической активности, в первую очередь по отношению к кислороду воздуха, и как представители металлов с разной кристаллической решеткой – ГЦК у золота и ГПУ у циркония. Оксид алюминия и нитрид титана выбраны как типичные представители керамических материалов, широко используемые в различных фрикционных и антифрикционных узлах.

Для перечисленных материалов экспериментально определяли параметры удельной силы трения и затем на основании теоретических предположений устанавливали связь с теми или иными физико-механическими свойствами с помощью корреляционного анализа.

**Теоретические предпосылки.** Известно, что адгезионная природа трения в наибольшей степени проявляется при упругом характере контакта. Критерием характера контакта может служить величина критической нагрузки, при которой на поверхности контакта появляются пластические деформации [7]

$$N_{кр} \approx 30 \cdot \sigma_s^3 \cdot \left( \frac{R}{E^*} \right)^2, \quad (2)$$

где  $\sigma_s$  – предел текучести материала,  $R$  – радиус кривизны индентора,  $E^*$  – эквивалентный модуль упругости. Для исследованных пар трения максимальные значения контактных нагрузок были ниже критических значений по формуле (2), что позволяет считать исследованные контакты упругими.

Из формулы (1) легко получить формулу для адгезионной составляющей коэффициента трения

$$f = \frac{\tau}{p_r} = \frac{\tau_0}{p_r} + \beta. \quad (3)$$

При упругом контакте сферического индентора с плоским образцом фактическое давление рассчитывается по формуле [7]

$$p_r = \left( \frac{16NE^{*2}}{9\pi^3 R^2} \right)^{1/3} \quad (4)$$

Подставляя это значение в формулу (3), получим для коэффициента трения

$$f = 2,6\tau_0 N^{-1/3} \left( \frac{R}{E^*} \right)^{2/3} + \beta \quad (5)$$

На рис. 1 приведены примеры зависимости коэффициента трения некоторых исследованных пар от нагрузки на индентор в обычных координатах  $f = f(N)$  и в координатах  $f = f(N^{-1/3})$ . В последнем случае, очевидно, график должен иметь вид прямой линии, по наклону которой можно рассчитать величину  $\tau_0$  при известных значениях  $R$  и  $E^*$ . Отрезок, отсекаемый прямой на оси ординат, равен величине пьезокоэффициента  $\beta$ . Определенные таким образом значения  $\tau_0$  и  $\beta$  для исследованных пар трения приведены в табл. 1, 2 с указанием среднеквадратической погрешности. Степень близости зависимости  $f = f(N^{-1/3})$  к прямой линии характеризуется величиной коэффициента корреляции Пирсона. Для всех испытанных пар величина этого коэффициента была не менее 0,90, что свидетельствует о высокой степени близости указанной зависимости к линейной.

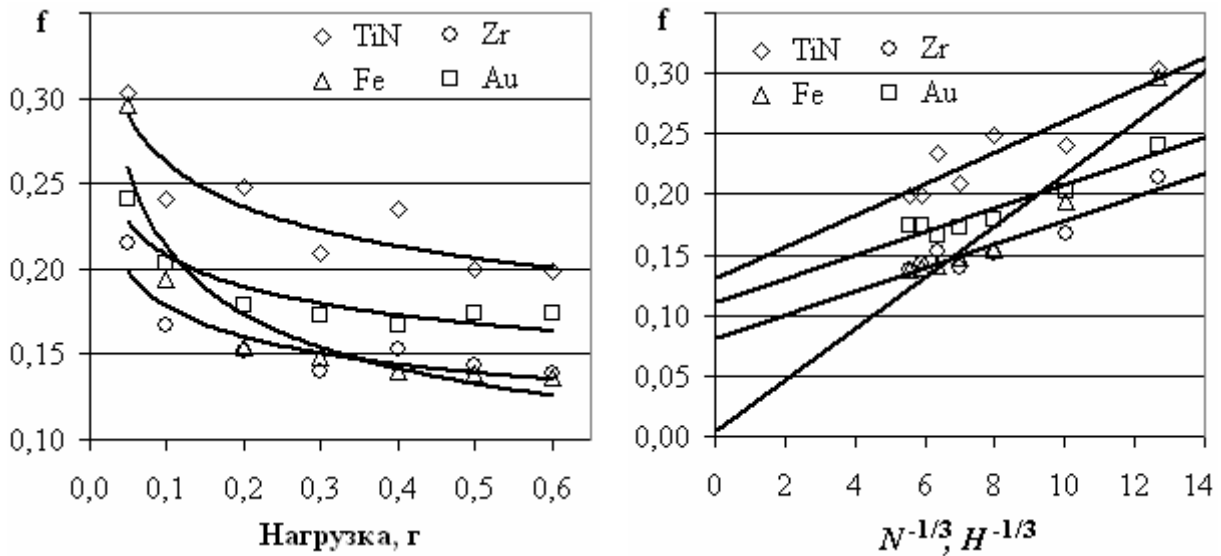


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения от нагрузки. Материал индентора – корунд

Таблица 1. Значения параметра  $\tau_0$ , МПа

Материал индентора	Материал образца			
	Сталь <i>Fe</i>	Цирконий <i>Zr</i>	Нитрид титана <i>TiN</i>	Золото <i>Au</i>
Сталь	$19,6 \pm 5,6$	$31,0 \pm 4,3$	$74,4 \pm 7,9$	$34,4 \pm 2,7$
Цирконий	$24,6 \pm 1,1$	$17,7 \pm 0,9$	$97,2 \pm 11,6$	$19,0 \pm 1,5$
Корунд	$165,6 \pm 23,7$	$56,1 \pm 11,2$	$121,2 \pm 28,0$	$46,1 \pm 4,6$
Золото	$22,6 \pm 1,8$	$17,8 \pm 1,6$	$15,4 \pm 2,9$	$25,1 \pm 2,8$

Таблица 2. Значения параметра  $\beta$ 

Материал индентора	Материал образца			
	Сталь <i>Fe</i>	Цирконий <i>Zr</i>	Нитрид титана <i>TiN</i>	Золото <i>Au</i>
Сталь	$0,069 \pm 0,030$	0	$0,043 \pm 0,041$	$0,046 \pm 0,027$
Цирконий	$0,029 \pm 0,011$	$0,012 \pm 0,009$	0	$0,147 \pm 0,021$
Корунд	0	$0,082 \pm 0,013$	$0,131 \pm 0,022$	$0,110 \pm 0,011$
Золото	0	0	$0,300 \pm 0,025$	$0,027 \pm 0,027$

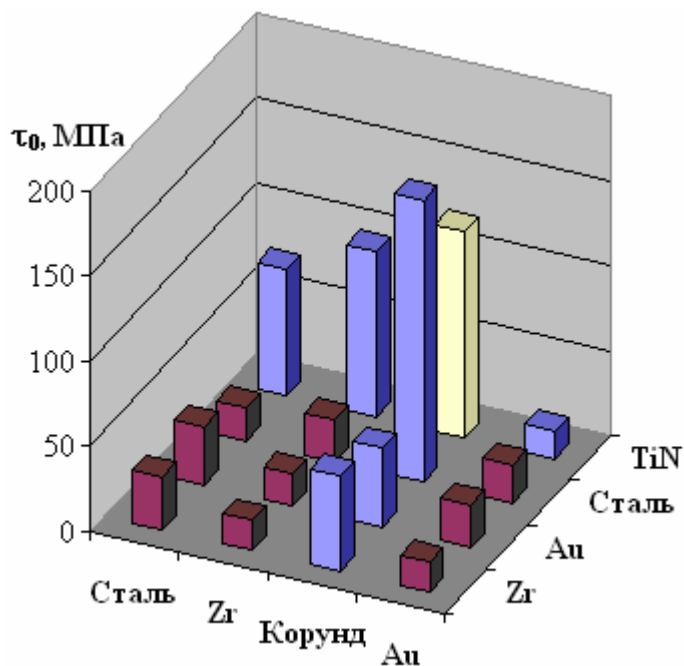


Рис. 2. Удельная сдвиговая прочность  $\tau_0$  для различных пар трения: ■ – неметаллы; ■ – металл с неметаллом; ■ – металлы

ниями, полученным ранее по другой методике на макроуровне [3, 4]. Так, в паре *Au – Au* (ГЦК решетка)  $\tau_0 = 25,1$  МПа (см. табл. 1), в паре *Cu – Cu* (также ГЦК решетка)  $\tau_0 = 26,0$  МПа [4]. В паре *Zr – Zr* (ГПУ решетка)  $\tau_0 = 17,7$  МПа (см. табл. 1), в паре *Cd – Cd* (также ГПУ решетка)  $\tau_0 = 16,2$  МПа [4].

Отметим, что сдвиговая прочность адгезионного контакта одноименных металлов уменьшается в ряду ГЦК, ОЦК, ГПУ решеток.

Экспериментальные значения  $\tau_0$  для металлических пар значительно меньше теоретического значения сдвиговой прочности кристаллов  $\tau_0 \approx G/30$ , где  $G$  – модуль сдвига [8]. Для исследованных металлов величина модуля сдвига лежит в пределах  $(0,3 \div 0,8) \cdot 10^{11}$  Па, соответственно, для  $\tau_0$  получаем теоретическое значение  $\tau_0 = G/30 = (1 \div 2,7)$  ГПа. Экспериментальные значения  $\tau_0$  лежат в пределах  $(0,012 \div 0,16)$  ГПа, что на 1–2 порядка меньше теоретического. Эта разница вполне объяснима, так как соотношение  $\tau_0 \approx G/30$  справедливо для критического напряжения сдвига идеальной кристаллической решетки. В общем случае можно записать  $\tau_0 = \alpha G$ , где значения  $\alpha$ , определенные экспериментально, приведены в табл. 3 для одноименных пар трения.

**Обсуждение экспериментальных результатов.** Результаты экспериментов (см. табл. 1) показывают, что сдвиговая прочность адгезионного контакта у неметаллических материалов в паре как с металлами, так и с неметаллами выше, чем в паре металл – металл в различных сочетаниях (рис. 2). Для одноименных металлических пар наиболее прочные адгезионные связи в паре *Au – Au*, затем идет пара сталь – сталь, слабее всего связи в паре *Zr – Zr*.

Величины  $\tau_0$  для одноименных металлических пар близки к аналогичным значениям,

Таблица 3. Значения коэффициента  $\alpha = \tau_0/G$  для одноименных пар трения

Материал пары трения		
Сталь – сталь	Zr – Zr	Au – Au
$2,3 \cdot 10^{-4}$	$4,4 \cdot 10^{-4}$	$8,3 \cdot 10^{-4}$

Одной из причин столь малых значений параметра  $\alpha$  может быть влияние субшероховатости поверхности контактирующих тел [9], проявляющееся в различии фактической и физической площа-

дей контакта. По устоявшейся терминологии площадь контакта неровностей шероховатой поверхности принято называть фактической [5]. Очевидно, что при наличии на поверхности контактирующих неровностей субшероховатости фактическая площадь контакта, в строгом смысле слова, таковой не является. Формирование адгезионных соединений будет происходить только на некоторой небольшой её части, образованной контактированием неровностей субшероховатости. В связи с этим обстоятельством, вводится понятие физической площади контакта [9], на которой и происходит молекулярное взаимодействие контактирующих поверхностей. Теоретические расчеты [9] показывают, что физическая площадь контакта может составлять долю  $\eta = (0,005 \div 0,05)$  от фактической площади.

Исходя из вышеизложенного, можно записать  $\tau_0 = \eta G/30 \approx (2 \div 20) \cdot 10^{-4} G$ , что хорошо согласуется с данными таблицы 3.

Значения  $\tau_0$  (см. табл. 1) также меньше значений предела текучести  $\tau_S$  соответствующих металлов, которые можно оценить по величине микротвердости поверхностных слоев. Так, для циркония при микротвердости  $H_\mu = 1200$  МПа величина  $\tau_S \approx 200$  МПа; для золота при  $H_\mu = 270$  МПа  $\tau_S \approx 45$  МПа. Однако в данном случае различие уже не такое сильное.

Величины  $\tau_0$  (см. табл. 1) достаточно хорошо согласуются с теоретическими значениями критических напряжений сдвига, полученными для дислокационного механизма пластической деформации, согласно которому  $\tau_0 \approx 2 \cdot 10^{-4} G$  [8]. В соответствии с известной формулой

$$\tau_0 \approx \frac{1}{2} G b \rho^{1/2}, \quad (6)$$

где  $b$  – вектор Бюргерса,  $\rho$  – плотность дислокаций, теоретические значения  $\tau_0/G$  совпадают со значениями, полученными в наших экспериментах, при  $b \rho^{1/2} \approx (2,5 \div 5) \cdot 10^{-4}$ , что вполне правдоподобно [8, 10]. В этом случае параметр  $\alpha$  приобретает совсем другой смысл:  $\alpha = 0,5 b \rho^{1/2}$ .

Таким образом, экспериментальные значения удельной силы трения  $\tau_0$  (табл. 1) одинаково удовлетворительно объясняются как адгезионным механизмом с учетом влияния субшероховатости, так и дислокационным. У авторов нет оснований отдать предпочтение одному из указанных механизмов. Данный вопрос, очевидно, требует дальнейших исследований.

Что касается значений пьезокоэффициента  $\beta$  (табл. 2), то для большинства исследованных пар трения он или не отличается от нуля в пределах погрешности, или имеет значения порядка  $0,01 \div 0,10$ . Аномально высо-

кое значение коэффициента  $\beta$  получено для пары *Au* (индентор) – *TiN* (плоский образец).

**Роль адгезионного взаимодействия поверхностей в формировании удельной силы трения.** Известно, что идеальные поверхности твердых тел могут испытывать как взаимное отталкивание, так и взаимное притяжение. При расчетах характеристик контакта реальных поверхностей, по крайней мере в большинстве трибологических расчетов, силами притяжения обычно пренебрегают. Если силы притяжения отсутствуют, то при снятии сжимающей контактной нагрузки площадь фактического контакта обращается в нуль, в противном случае даже при полном снятии внешней сжимающей нагрузки остается конечная площадь фактического контакта. Иными словами, для разрушения контакта в этом случае необходимо приложить некоторое растягивающее усилие [11].

Для того чтобы решить, надо ли учитывать проявление сил притяжения при расчетах характеристик контактного взаимодействия, в работе [9] предлагается критерий, который можно записать в виде

$$\Delta_c = \frac{1}{2Ra} \left( \frac{R^{1/2} \gamma}{E^*} \right)^{2/3}, \quad (7)$$

где  $Ra$  – параметр шероховатости;  $\gamma$  – работа адгезионных сил, необходимая для разрыва контакта, отнесенная к единице площади (иными словами, работа, необходимая для образования двух новых неконтактирующих поверхностей единичной площади). Очевидно, что  $\gamma = \gamma_1 + \gamma_2 - \gamma_{12}$ , где  $\gamma_1, \gamma_2$  – удельные поверхностные энергии материалов контактирующих поверхностей,  $\gamma_{12}$  – межфазная удельная энергия. Для одинаковых материалов с идеально совпадающими кристаллическими решетками  $\gamma_{12} = 0$ ,  $\gamma_1 = \gamma_2$  и  $\gamma = 2\gamma_1$ .

Авторы [9] считают, что при  $\Delta_c < 0,1$  влиянием сил притяжения можно пренебречь. Для исследованных нами одноименных пар трения значения критерия  $\Delta_c$  были больше, чем 0,1: для пар *Zr – Zr* и *Au – Au*  $\Delta_c \approx 0,27$ ; для пары сталь – сталь  $\Delta_c \approx 0,18$ . Таким образом, для этих пар силы притяжения должны участвовать в формировании фрикционного контакта.

Для расчета характеристик контакта с учетом сил взаимного притяжения поверхностей можно воспользоваться теорией Джонсона – Кендала – Роберта (ДКР) или теорией Дерягина – Муллера – Топорова (ДМТ) [2, 9]. Выбор подходящей теории предлагается делать на основании критерия [2]

$$\mu = 2,92 \left( \frac{\gamma^2 R}{E^{*2} z_0^3} \right)^{1/3}, \quad (8)$$

где  $z_0$  – равновесное расстояние поверхностей (на котором силы притяжения равны силам отталкивания). При типичных для металлов значениях  $\gamma \sim 1$  Дж/м<sup>2</sup> и  $z_0 \sim 0,5$  нм при  $E \sim 10^{11}$  Па и  $R = 0,5$  мм получаем  $\mu \sim 20$ , то есть следует пользоваться теорией ДКР.

Согласно данной теории, радиус площадки контакта определяется формулой [2]

$$a = \left( \frac{9\pi R^2 \gamma}{8E^*} \right)^{1/3} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + \frac{2N}{3\pi R \gamma}} \right)^{1/3}. \quad (9)$$

Например, для контакта  $Zr - Zr$  при  $E^* = 0,55 \cdot 10^{11}$  Па,  $\gamma = 2,8$  Дж/м<sup>2</sup> и  $R = 0,5$  мм при нагрузке  $N = 1$  мН получаем  $a \approx 4,6$  мкм. Расчет по формуле Герца для этого же контакта дает значение  $a_H \approx 2$  мкм, то есть значительно меньше.

Между контактирующими поверхностями при отсутствии сжимающей внешней силы будет действовать сила притяжения [2]

$$N_0 = 1,5\pi R \gamma. \quad (10)$$

Так, для контакта  $Zr - Zr$  величина  $N_0 = 6,6$  мН.

Для адгезионной составляющей удельной силы трения на атомарном уровне в работе [2] предлагается простая формула  $\tau = \gamma/d$ , где  $d$  – атомный диаметр. С учетом того, что для одноименных материалов  $\gamma \approx 2\gamma_1$ , получаем  $\tau = \gamma_1/r$ , где  $r$  – атомный радиус. Например, для  $Zr$  при  $\gamma \approx 1,4$  Дж/м<sup>2</sup> и  $r = 0,15$  нм получаем  $\tau \sim 10^4$  МПа. В этом случае для коэффициента трения имеем неправдоподобное значение

$$f = \frac{\tau \pi a^2}{N + N_0} \approx 87.$$

Этот результат говорит о том, что модели, справедливые на наноуровне, нельзя автоматически переносить на микроуровень. Необходимо учитывать микротопографию поверхности на соответствующем уровне, например, наличие субшероховатости, состояние поверхности, в частности, наличие адгезионных слоев, механизм, ответственный за формирование удельной сдвиговой прочности контакта. Все эти вопросы нуждаются в дальнейшем исследовании.

Тем не менее, если учесть, например, различие физической и фактической площадей контакта (см. предыдущий раздел), результаты расчетов коэффициента трения получаются более разумными. В этом случае можно записать

$$f = \frac{\tau \eta \pi a^2}{N + N_0}. \quad (11)$$

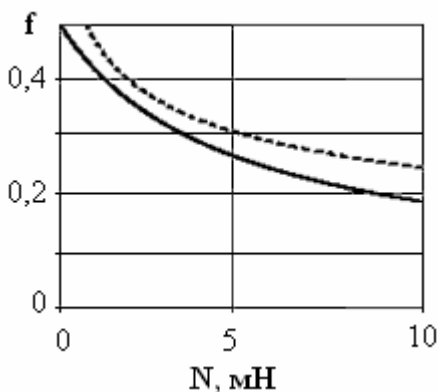


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения от нагрузки для пары  $Zr - Zr$  при  $\eta = 0,005$  (сплошная линия). Пунктир – расчет без учета сил притяжения

Результаты расчета по формуле (11) представлены на рис. 3 в сравнении с расчетом без учета сил притяжения.

**Связь параметров удельной силы трения с некоторыми физическими свойствами материалов контактирующих поверхностей.** Несмотря на то, что рассмотренная выше адгезионная теория трения на ато-



марном уровне не дает количественного совпадения с экспериментальными значениями удельной силы трения, измеренными на микроуровне, воспользуемся ею для выявления возможной корреляции удельной силы трения с физическими свойствами материалов контактирующих поверхностей. Согласно уравнению  $\tau = \gamma/d$ , должна существовать положительная корреляция удельной силы трения с поверхностной энергией материалов контактирующих поверхностей. К сожалению, величины поверхностной энергии, и особенно межфазной энергии, имеющиеся в литературе, имеют большой разброс, а для многих материалов надежные данные вообще отсутствуют. Многие исследователи связывают величину поверхностной энергии с модулем сдвига  $G$  или с модулем Юнга  $E$  [12, 13]. Кроме того, из формулы (6) прямо следует пропорциональность удельной силы трения модулю сдвига. Поэтому величины  $G$  и  $E$  проверялись на наличие корреляции с величиной удельной силы трения.

Еще одна физическая величина, характеризующая прочность атомных связей в материале и поэтому, предположительно, влияющая на сдвиговую прочность адгезионного контакта – это энергия сублимации  $E_{\text{субл}}$ . Ее более доступным представителем может служить температура плавления  $T_{\text{пл}}$ , так как между этими величинами существует прямая пропорциональность  $E_{\text{субл}} \approx 230T_{\text{пл}}$  [14], где энергия имеет размерность Дж/моль, а температура – К.

Некоторые исследователи отмечают связь работы выхода электрона  $A_{\text{вых}}$  с поверхностной энергией [13]. Хотя величина  $A_{\text{вых}}$  статистически гораздо менее устойчива, чем модули упругости или температура плавления, мы включили ее в число физических параметров, анализируемых на наличие корреляции с удельной сдвиговой прочностью контакта. Это сделано из тех соображений, что работа выхода гораздо более чувствительна к состоянию поверхности (фазовый состав, наличие адсорбированных слоев и т.п.), чем выше названные параметры.

Наконец, из тех же соображений в число анализируемых величин включена микротвердость  $H_{\mu}$  материалов контактирующих поверхностей как характеристика механических свойств тонких приповерхностных слоев.

Для контакта разноименных материалов проверялась корреляция сдвиговой прочности с параметрами как одной, так и другой поверхности.

Таблица 4. Значения коэффициента ранговой корреляции Спирмена

Параметры	$R$
$\tau_0$ , модуль Юнга $E$	0,51÷0,68
$\tau_0$ , модуль сдвига $G$	0,50÷0,56
$\tau_0$ , микротвердость $H_{\mu}$	0,51÷0,68
$\tau_0$ , температура плавления $T_{\text{пл}}$	0,44
$\tau_0$ , работа выхода $A_{\text{вых}}$	0,50

Степень взаимной зависимости параметра удельной силы трения  $\tau_0$  и перечисленных свойств материалов оценивали по величине коэффициента ранговой корреляции Спирмена  $R$ , относящегося к непараметрическим критериям (табл. 4). Такой выбор сделан из тех соображений, что непараметрические критерии менее чувствительны к погрешностям наблюдений,

не чувствительны к закону распределения случайных величин, и, главное, не требуют обязательной линейной связи между переменными.

Все коэффициенты корреляции статистически значимы на уровне значимости  $p < 0,05$ . Данные табл. 4 позволяют сделать вывод о том, что существует статистически значимая умеренная зависимость параметра удельной силы трения  $\tau_0$  от перечисленных в таблице физических свойств материалов контактирующих поверхностей.

**Заключение.** Проведенные экспериментальные исследования и их теоретический анализ показали, что экспериментальные значения удельной силы трения (сдвиговой прочности фрикционного контакта) на микроструктурном уровне существенно меньше теоретических значений. Ситуация точно такая же, как в случае теоретической и экспериментальной прочности твердых тел. Некоторые возможные объяснения расхождения теоретических и экспериментальных величин удельной силы трения рассмотрены в статье. На качественном уровне можно получить неплохое совпадение теоретических и экспериментальных значений, однако получить их количественное совпадение в настоящее время не представляется возможным. Необходимы дальнейшие исследования физического механизма формирования фрикционного контакта, структуры и состава поверхности трения.

#### Библиографический список

1. Зубков, Н.С. Экспериментальное исследование триботехнических свойств быстрорежущей стали / Н.С. Зубков, М.В. Новоселова, Л.Е. Афанасьева // *Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр.* Тверь: ТГТУ, 2011. С. 135-140.
2. Дедков, Г.В. Нанотрибология: экспериментальные факты и теоретические модели / Г.В. Дедков // *У.Ф.Н.* 2000. Т. 170. № 6. С. 585-618.
3. Измайлов, В.В. О связи фрикционных характеристик металлов с их физико-механическими свойствами / В.В. Измайлов // *Механика и физика контактного взаимодействия: сб. науч. тр.* Калинин: КГУ, 1980. С. 65-81.
4. Измайлов, В.В. О теориях трения / В.В. Измайлов // *Физико-механические процессы в зоне контакта деталей машин: сб. научн. тр.* Калинин: КГУ, 1983. С. 3-19.
5. Демкин, Н.Б. Контактное шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 227 с.
6. Патент РФ №2150688. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова, А.А. Иванова; опубл. 10.06.2000. Бюл. № 16.
7. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 112 с.
8. Хоникомб, Р. Пластическая деформация металлов / Р. Хоникомб. М.: Мир, 1972. 408 с.
9. Свириденко, А.И. Механика дискретного фрикционного контакта / А.И. Свириденко, С.А. Чижик, М.И. Петроковец. Минск: Навука і тэхніка, 1990. 272 с.
10. Алехин, В.П. Физика прочности и пластичности поверхностных слоев материалов / В.П. Алехин. М.: Наука, 1983. 280 с.
11. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия / К. Джонсон. М.: Мир. 1989. 510 с.
12. Бакли Д. Поверхностные явления при адгезии и фрикционном взаимодействии / Д. Бакли. М.: Машиностроение, 1986. 360 с.
13. Кашеев В.Н. процессы в зоне фрикционного контакта металлов / В.Н. Кашеев. М.: Машиностроение, 1978. 213 с.
14. Регель, В.Р. Кинетическая природа прочности твердых тел / В.Р. Регель, А.И. Слуцкер, Э.Е. Томашевский. М.: Наука, 1974. 559 с.

УДК 621.822

А.Н. Болотов, И.В. Горлов, А.И. Горлов  
Тверской государственной технической университет**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ РЕГЕНЕРАЦИИ  
В ТОРМОЗНЫХ СИСТЕМАХ**

Общей тенденцией развития современного транспорта является возрастание мощности и увеличение скорости движения. Вместе с этим, всё актуальнее становится проблема торможения. В настоящее время для тормозных систем применяют различные фрикционные материалы, такие как чугун, фрикционные композиционные материалы с полимерной матрицей, металлокерамику, спеченные фрикционные материалы на основе порошков различных металлов. Известно, что энергия торможения автомобиля массой 2000 кг со скоростью около 130 км/час с ускорением  $(-0,8) \text{ м/с}^2$  составляет порядка 20 кВт на тормозную пару, для скоростных поездов она превышает 800 кВт, а для самолетов – 30 МВт. Это приводит к тому, что температура в зоне трения фрикционной пары может достигать 1273–1473 К. Всё это приводит к росту энергонагруженности тормозных устройств, что стимулирует исследования по созданию новых типов фрикционных материалов с более высокими эксплуатационными характеристиками [1].

В настоящее время у нас в стране серийные автомобили комплектуются тормозными колодками различной конструкции, но вместе с тем заводы изготавливают их практически по одной и той же технологии и из одного и того же сырья с разным соотношением компонентов (рис. 1). В состав формочной смеси входят фенольные смолы, каучуки и металлические включения в виде порошков и стружки, абразивы, стабилизаторы трения и другие компоненты.

Обычно в качестве материала для контртела используют чугуны, в основном марки СЧ24 ГОСТ 1412-85 твердостью 187–241 НВ. В этом случае значения коэффициента трения в паре тормозная колодка – контртело будут близки (в пределах 0,3–0,4). Если принять, что на тормозные накладки во время эксплуатации действуют приблизительно одинаковые давления, то интенсивность изнашивания контртела  $(3-7) \cdot 10^{-7}$  тормозного пути, а также тормозных колодок будет одна и та же вне зависимости от типа транспортного средства.

На износ влияют также: манера управления, исправность приводов торможения, различные дорожные факторы и др. Следовательно, всё это может приводить к сверхнормативному износу тормозных элементов и как следствие к дополнительным затратам на восстановление. Замена колодок – операция достаточно простая и не требует больших затрат, а при износе тормозных дисков или барабанов затраты возрастают на порядок и более, поэтому их стойкость к износу должна быть значительно большей.

Для решения этой проблемы в состав фрикционных накладок можно включить материалы, которые имеют достаточно хорошую адгезию к

контртелу и при торможении будут переноситься на него, компенсируя износ основного материала.

В качестве материала, компенсирующего износ, можно использовать ряд металлов: медь, алюминий, цинк, титан, олово. Однако, обладая хорошей адгезией, цинк и олово из-за относительно невысокой температуры плавления в тормозных системах применяются ограниченно [2].

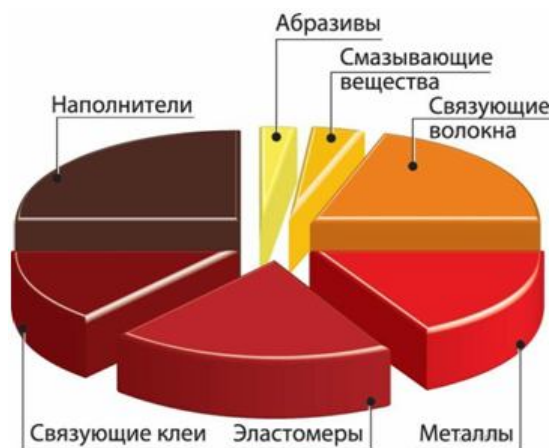


Рис. 1. Приблизительный состав фрикционных материалов для тормозных колодок

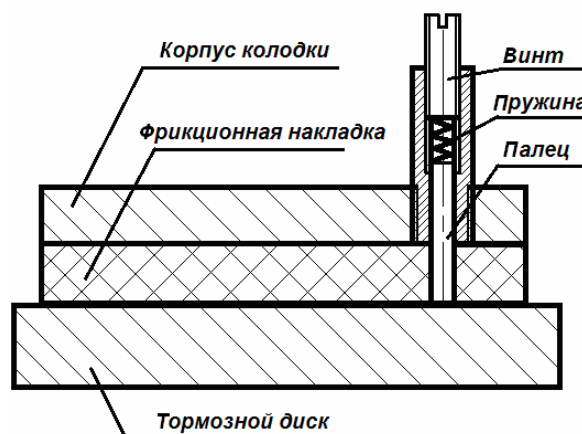


Рис. 2. Схема установки для испытаний

При контакте фрикционной накладки с тормозным диском его поверхность за счет трения очищается от оксидов и адгезионных плёнок. Это способствует хорошей схватываемости с материалом, компенсирующим износ. Для исследования процесса переноса было сконструировано специальное устройство (рис. 2) представляющее собой пару трения – диск из чугуна СЧ24 и тормозную колодку с фрикционной накладкой из композита Е-130 Егорьевского завода. По заявлениям производителя, материал Е-130 обеспечивает стабильно высокую эффективность торможения, сохраняет работоспособность при длительном воздействии температур до 350°С и кратковременном до 500°С. В корпусе колодки получено отверстие, через которое к диску прижимался палец из металла. Давление пальца на диск 0,2 МПа, регулировалось с помощью винта и пружины.

Скорость скольжения при исследованиях поддерживалась от 1 до 3 м/с, давление 0,5 МПа. Испытания проводились циклами по 5 минут, всего 10 циклов, при этом температура диска достигала 250°С.

При испытаниях с медным пальцем видимого эффекта переноса на тормозном диске не наблюдалось.

При испытаниях с пальцем из титана наблюдался повышенный износ тормозного диска, после 10 циклов испытаний он составил около 10 мкм. Это произошло из-за высокой твёрдости титанового пальца.

Эффект переноса наблюдался при испытаниях с алюминиевым, цинковым и оловянным пальцем (для предотвращения расплавления оловянного образца испытания проводились со скоростью скольжения 1 м/с). На

рис. 3 показаны участки вдоль траектории движения пальца, покрытые тонким слоем алюминия, причём адгезионная связь с материалом диска достаточно прочная. Это позволяет сделать вывод о том, что компенсация износа тормозного диска таким способом возможна.

При исследованиях с алюминиевым и цинковым образцами после четырёх, пяти циклов испытаний появлялась ощутимая вибрация. Это объясняется нестабильностью коэффициента трения, так как перенос материала на диск на отдельных участках был неравномерный.

При скорости скольжения 3 м/с тепловыделение существенно увеличивалось, что приводило, по-видимому, к существенному росту температуры в контакте и, как следствие, повышению пластичности материала пальца. Так, в результате алюминий деформировался и растекался под фрикционной накладкой (рис. 4), но прочных связей при этом не получилось.

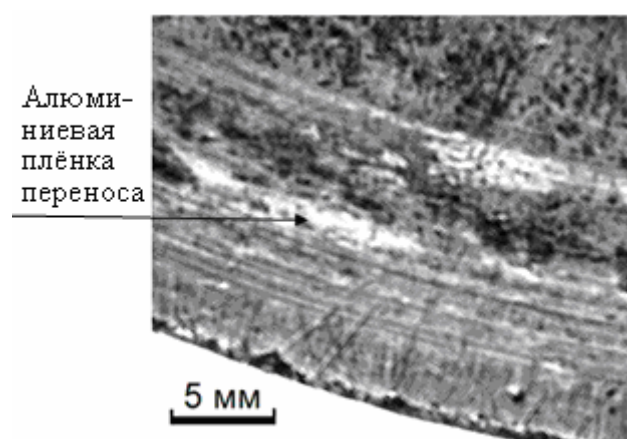


Рис. 3. Фотография тормозного диска с участком, покрытым алюминием

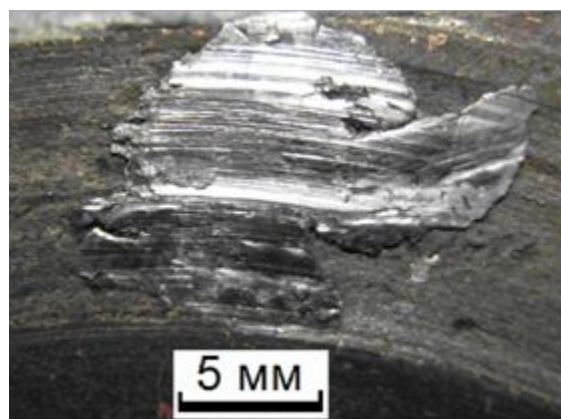


Рис. 4. Алюминиевая поверхность на фрикционной накладке

При скорости скольжения 2 м/с площадь алюминиевого пятна была существенно меньше, а при 1 м/с пятна практически не наблюдалось. После разборки узла трения и извлечения пальца была измерена толщина алюминиевого пятна на фрикционной накладке, она составила от 0,01 до 0,015 мм.

Исследования показали, что компенсация износа тормозных дисков возможна, но для стабилизации процесса необходимо в состав фрикционного материала включать активаторы поверхности, обеспечивающие стабильные адгезионные свойства контртела. Это обеспечит более равномерный перенос металла с фрикционной накладки на тормозной диск.

В качестве активатора поверхности в исследованиях использовался тетраборат натрия. Он размещался в специальном кармане перед пальчиковым образцом (рис. 5).

В результате использования активатора поверхности удалось получить более стабильный перенос металла с фрикционной накладки на тормозной диск (рис. 6).

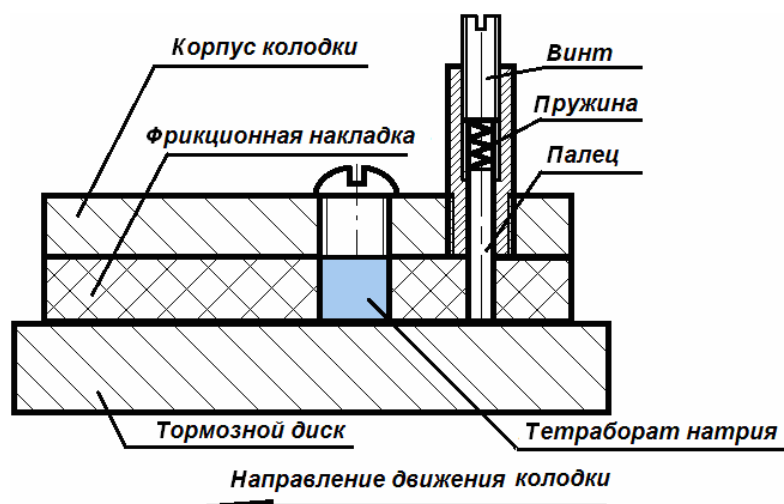


Рис. 5. Схема установки для испытаний с активатором поверхности

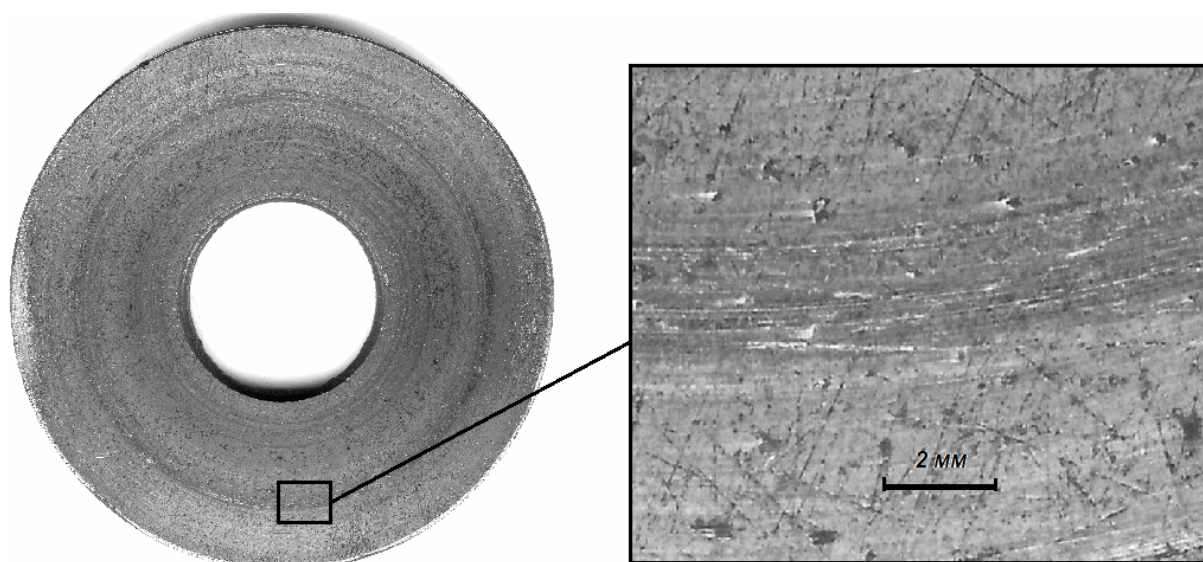


Рис. 6. Перенос металла на тормозной диск при испытаниях с активатором поверхности

Толщина слоя перенесённого металла, полученного в результате исследований, составила около 0,5 мкм и несколько отличалась на разных участках. Измерения толщины слоя проводились на микроскопе МИС 11.

Применение активатора поверхности помимо улучшения переноса металла на тормозной диск существенно увеличивает коэффициент трения, что может быть использовано для оптимизации тормозных систем.

В дальнейших исследованиях необходимо определить размер металлических частиц, участвующих в переносе, распределение их в объёме фрикционного материала, количество активатора, чтобы обеспечить достаточный перенос металла на тормозной диск и вместе с тем оптимизировать процесс трения.

#### Библиографический список

1. Труханов, В.М. Трансмиссии гусеничных и колёсных машин / В.М. Труханов, В.Ф. Зубков, Ю.И. Крыхтин, В.Ф. Желтобрюхов. М.: Машиностроение, 2001. 736 с.
2. Болотов, А.Н. Восстановление изношенных деталей: монография / А.Н. Болотов, И.В. Горлов. Тверь: ТГТУ, 2008. 108 с.



УДК 621.891; 621.822.22; 621.822.178

Д.Г. Громаковский, С.В. Шигин, В.С. Бородин  
Самарский государственный технический университет

## ПОВЫШЕНИЕ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ УПОРНОГО ПОДШИПНИКА ШАРОШЕК БУРОВЫХ ДОЛОТ

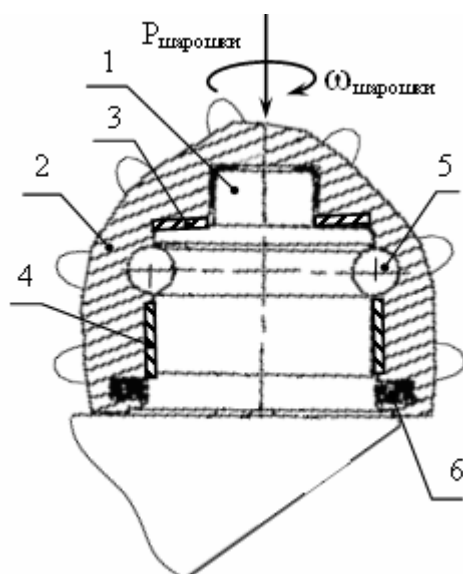


Рис. 1. Принятая компоновка опор шарошек со свободно сидящей промежуточной втулкой и шайбой:  
1 – цапфа; 2 – шарошка; 3 – промежуточная свободно сидящая упорная шайба;  
4 – свободно сидящая втулка осевого подшипника; 5 – шариковый замок;  
6 – герметизирующее уплотнение

В современном машиностроении большое значение имеет разработка узлов трения, эксплуатируемых в жёстких нагрузочных, скоростных и температурных режимах. В подобных условиях работают упорные подшипники шарошек буровых долот [1–4] и др. (рис. 1).

В разработках [1–9] применяются износостойкие материалы, системы подачи смазки, антифрикционные покрытия и др. Однако до сих пор 60–70% шарошечных долот выходят из строя в результате износа опор, а не режущих зубков.

С целью повышения работоспособности упорных подшипников был разработан и исследован ряд технических мероприятий [1, 4, 7, 8], апробированных на долотах 124,0 AUL-LS51 XF-R866 (или МЗ-ГАУ, код IADC: 517X) и 215,9 AU1-LSP43ZPF-R544 (или МЗ-ГАУ, код IADC: 437Z).

Схема их испытаний приведена на рис. 2. Испытания проводили при частоте вращения  $\omega = 370 \text{ мин}^{-1}$  и ступенчатым повышении осевой нагрузки до наступления схватывания.

Ряд испытаний смазок: JBL-713; Томфлон СК-250; Томфлон ЭЩ-10; Долотол М-АУ; смазки ИХХТ СО РАН проводили с присадкой кластеров наномалмазов, полученных из ИХХТ СО РАН. Результаты (рис. 3) показали возможность поднять нагрузочную способность упорного подшипника с 82 до 188 кгс/см<sup>2</sup>. Эффективность смазки также оценивали по толщине невыдавливаемого слоя. Для повышения адгезионной связи смазочного слоя с металлическими поверхностями применяли способ (патент РФ № 2334909), при котором создают тонкий подслои кремнийорганических жидкостей, поверх которого расположена штатная смазка. Результаты оценки приведены в таблице.

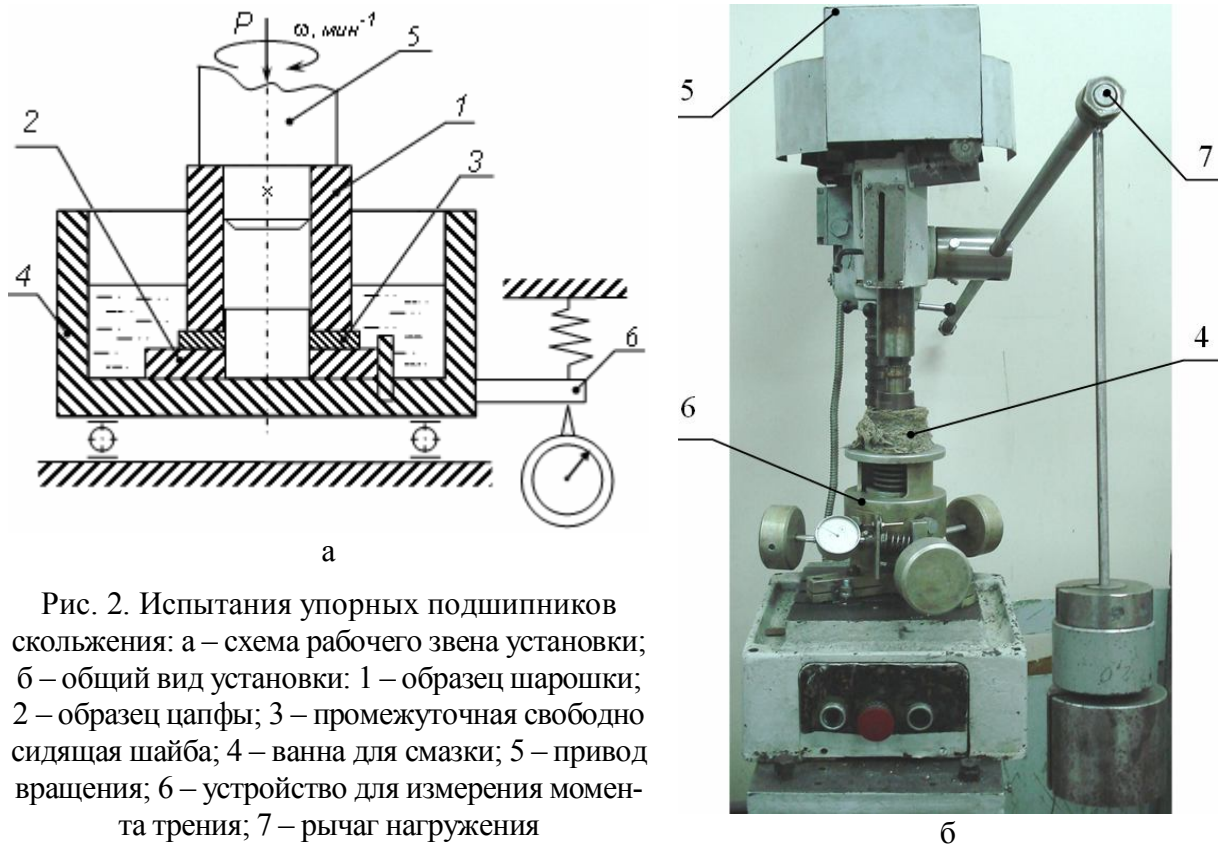


Рис. 2. Испытания упорных подшипников скольжения: а – схема рабочего звена установки; б – общий вид установки: 1 – образец шарошки; 2 – образец цапфы; 3 – промежуточная свободно сидящая шайба; 4 – ванна для смазки; 5 – привод вращения; 6 – устройство для измерения момента трения; 7 – рычаг нагружения

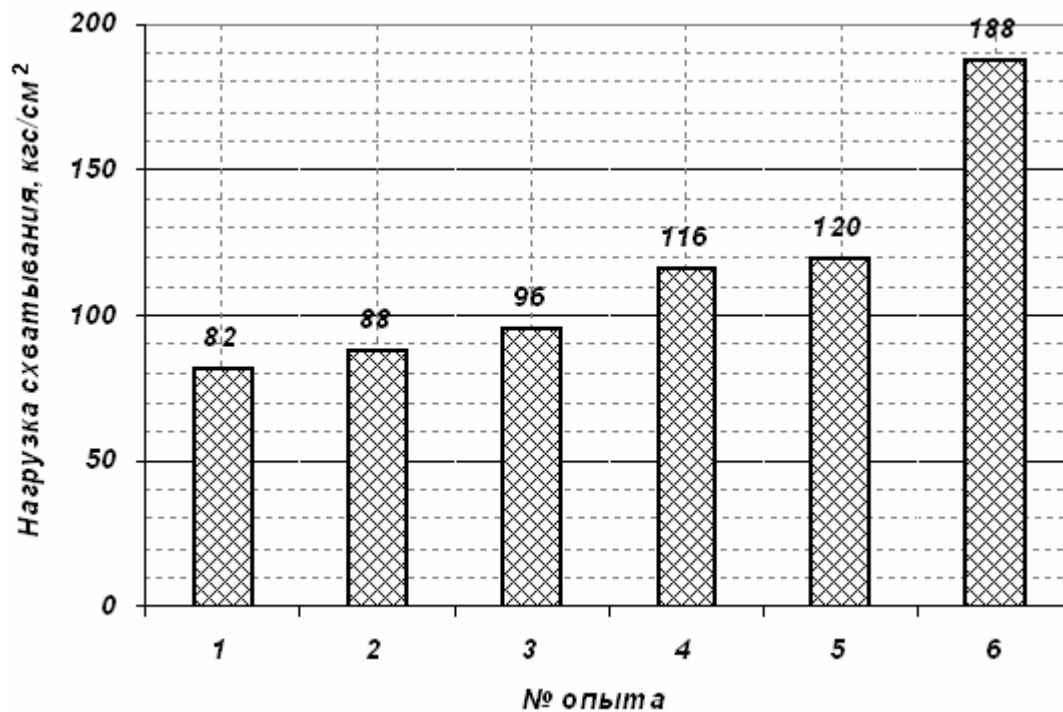


Рис. 3. Сравнительные результаты оценки влияния смазок на предельную нагрузку упорных подшипников долота R866: 1 – Долотол М-АУ; 2 – JBL-713; 3 – Тофлон СК-250; 4 – Томфлон ЭПЦ-10; 5 – JBL-713 с присадками кластеров наноалмазов ИХХТ СО РАН; 6 – смазка ИХХТ СО РАН с присадками кластеров наноалмазов



Сводные результаты оценки толщины  
невыдавливаемого слоя смазки

№ п/п	Наименование смазки	Толщина невыдавли- ваемого слоя, мкм	
		без подслоя	с подслоем МС60000
1	JBL-713	6,2	7,1
2	Visco FLO <sub>2</sub>	1	2,5
3	Долотол М-АУ	6	5
4	Ресурс СТ	0,3	1,6
5	Томфлон СБГ-230	6,8	6,6
6	Томфлон СБН-200	11	8,1
7	Томфлон СБС-240	4,35	6,5
8	Томфлон СК-250	11,5	14,9
9	Томфлон ССВ250	13,2	29,9

Проведена оценка эффективности регулярного рельефа, образуемого по авторским свидетельствам и патентам 670426, 645824, 1058765, 187784, 1497269 (рис. 4, 5). Как видно из рис. 5, регулярный рельеф, полученный как выдавливанием, так и нарезкой канавок, повысил нагрузочную способность с 97 до 134 кгс/см<sup>2</sup>.

Более высокие показатели были установлены при использовании прокладок, изготовленных из неметаллических материалов.

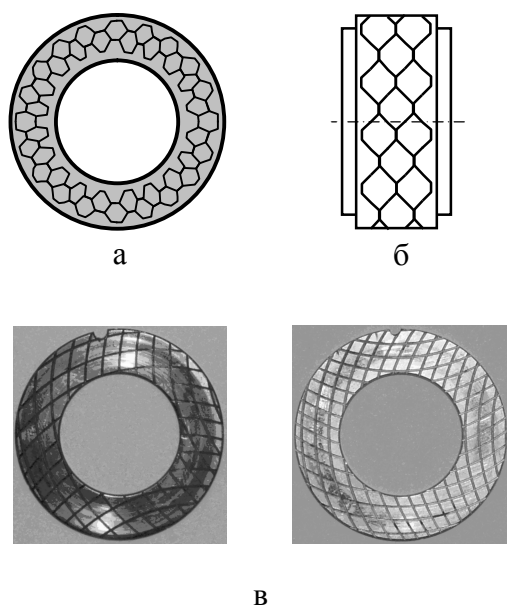


Рис. 4. Варианты рельефа на поверхностях шайб: а – гексагональный рельеф; б – ролик для образования гексагонального рельефа; в – нарезка сетки перекрещивающихся канавок на промежуточных шайбах

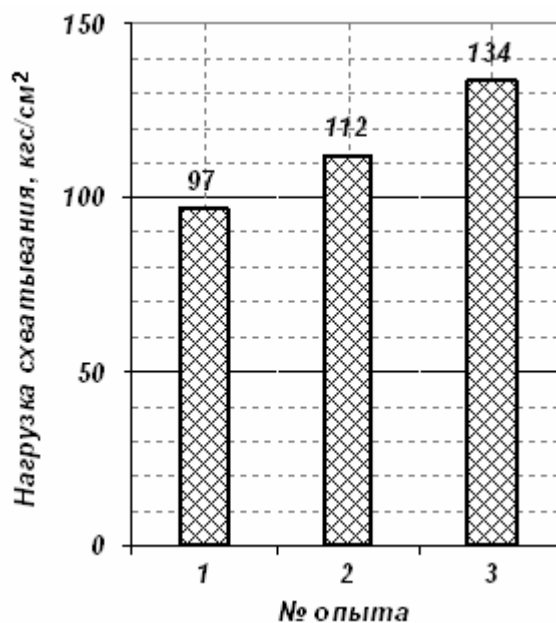


Рис. 5. Оценка влияния регулярных рельефов на предельно допустимую нагрузку: 1 – на гладкой шайбе из БрБ2 с серебряным покрытием; 2 – накатанный регулярный рельеф (гексагональная ячейка,  $s = 3$  мм); 3 – регулярный рельеф, при нарезке (размер площадок 3x3 мм)

В этом случае прекращается перенос металла и схватывание, а трехслойный пакет из неметаллических материалов создает высокий демпфирующий эффект, снижающий динамичность нагрузки (рис. 6).

Для формирования промежуточных неметаллических прокладок использовали промышленную намоточную установку СНТ-8. Испытания

проведены для бумажной кальки, марли, нитей льна, хлопка, лент из фторопласта Ф4 (ФУМ, ПТФЭ и др.), а также шайб из композиционного металлофторопласта (политетрафторэтилена, наполненного медными частицами). Результаты испытаний представлены на рис. 7.

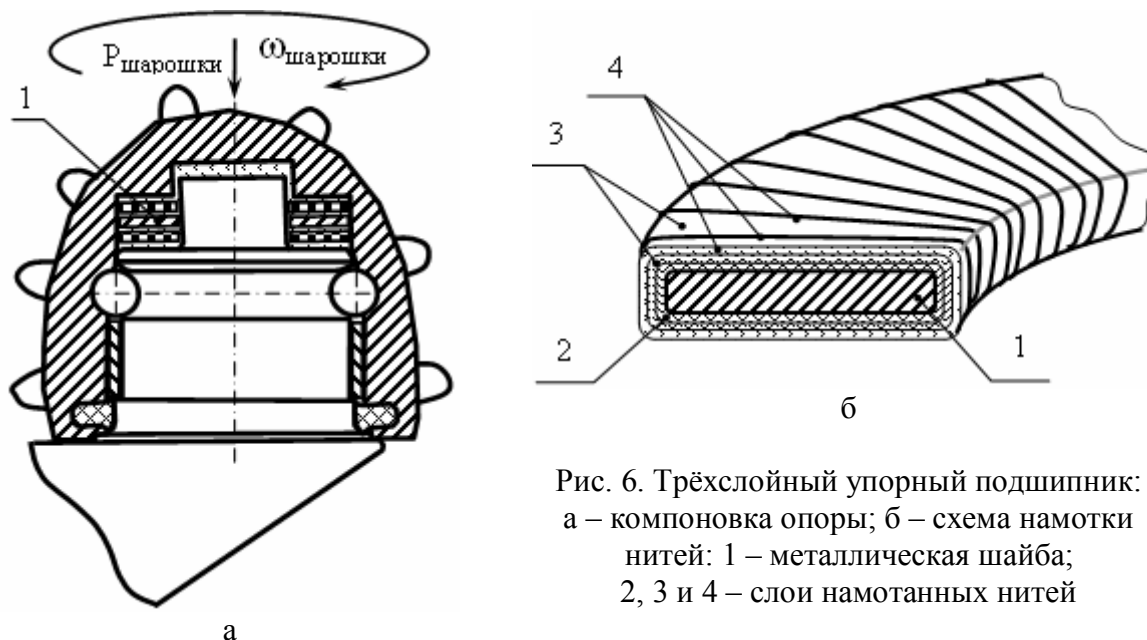


Рис. 6. Трёхслойный упорный подшипник:  
а – компоновка опоры; б – схема намотки нитей: 1 – металлическая шайба; 2, 3 и 4 – слои намотанных нитей

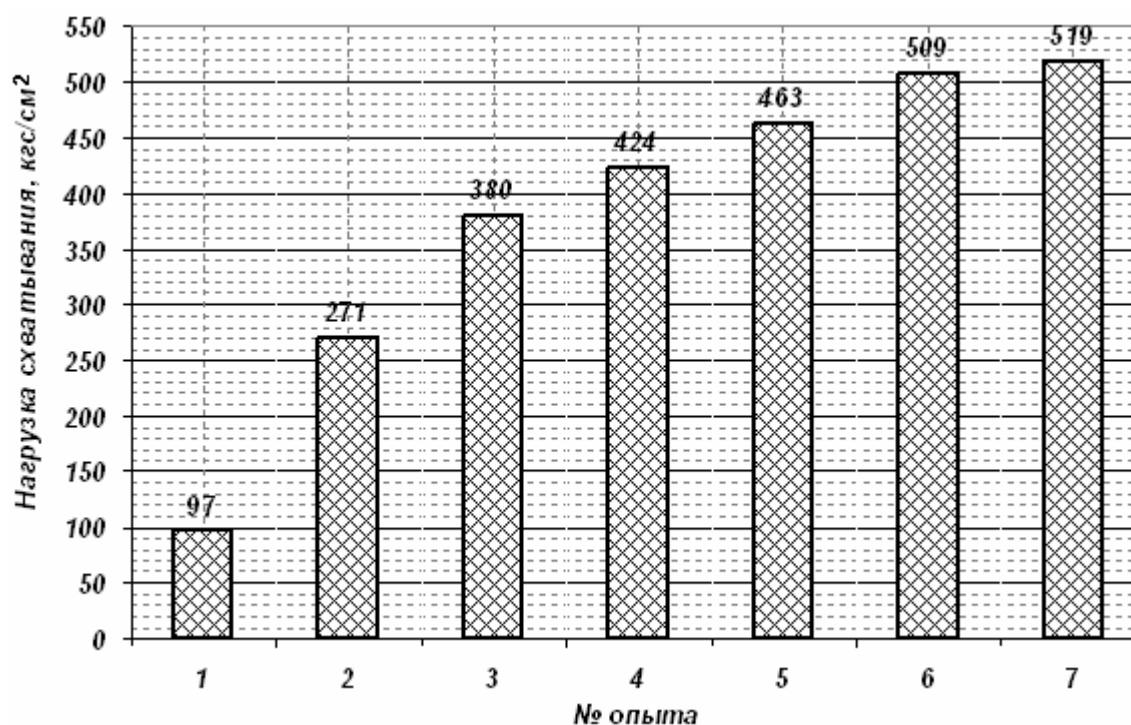


Рис. 7. Результаты экспериментальной оценки нагрузочной способности промежуточных шайб долота R866 с защитными слоями из неметаллических материалов: 1 – шайба из БрБ2 с серебряным покрытием; 2 – лён полотенечный; 3 – намотка льна сантехнического и ленты ФУМ; 4 – намотка льна сантехнического и ленты Ф4; 5 – калька (4 слоя); 6 – марля (8 слоёв); 7 – композиция калька – фторопласт – калька

Повышение нагрузочной способности показало применение прокладок из бумажной калки и марли, а наибольший демпфирующий эффект – лён сантехнический и лента из фторопласта Ф4.

Наиболее высокие результаты были получены при выполнении промежуточных шайб из металлофторопластовой пластины по ТУ 1231-001-48671979-02 от 21.05.2002 г. (рис. 8).

Для аналитического исследования была разработана модель, в которой частицы жидкости входят в малые отверстия на одной стороне пористой среды и, пройдя по извилистым каналам через все поры, выходят из малых отверстий с другой стороны (рис. 9).

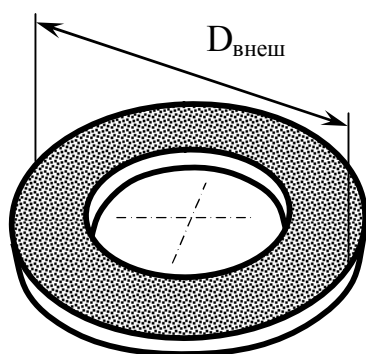


Рис. 8. Металлополимерные промежуточные пластины

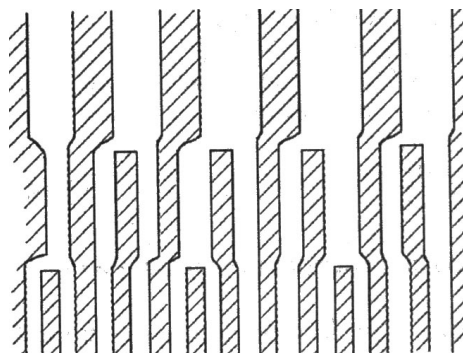


Рис. 9. Модель пористого тела

Описание процесса течения смазки сквозь пористое тело проводили с использованием закона Дарси (1), выражающего зависимость скорости течения жидкости в тонких каналах от давления [9]:

$$v_x = -\frac{k_x}{\mu} \left( \frac{\partial p}{\partial x} + G_x \right), \quad v_y = -\frac{k_y}{\mu} \left( \frac{\partial p}{\partial y} + G_y \right), \quad v_z = -\frac{k_z}{\mu} \left( \frac{\partial p}{\partial z} + G_z \right), \quad (1)$$

где  $v_x, v_y, v_z$  – скорости течения жидкости;  $k_x, k_y, k_z$  – коэффициенты проницаемости соответственно по направлениям  $x, y, z$ ;  $G$  – массовые силы;  $\mu$  – вязкость смазки.

Анализ показал, что при внешнем давлении обеспечивается проницаемость прокладок и устойчивость трения, а испытания подтвердили прогнозы поведения металлополимерных шайб (смазка JBL-713 и подслои ПМС-60000). При 100-часовой наработке нагрузка схватывания составила  $307 \text{ кгс/см}^2$ , а при добавке присадки ИХХТ СО РАН –  $362 \text{ кгс/см}^2$  (рис. 10).

Применение трёхслойного блока промежуточных шайб, выполняемых из композиционных материалов (спечённые смеси порошков бронзы и политетрафторэтилена по ГОСТ 10007-72), более чем в 2 раза повышает нагрузочную способность упорного подшипника упомянутых выше малогабаритных буровых долот.

Полученные результаты переданы для использования в производстве.

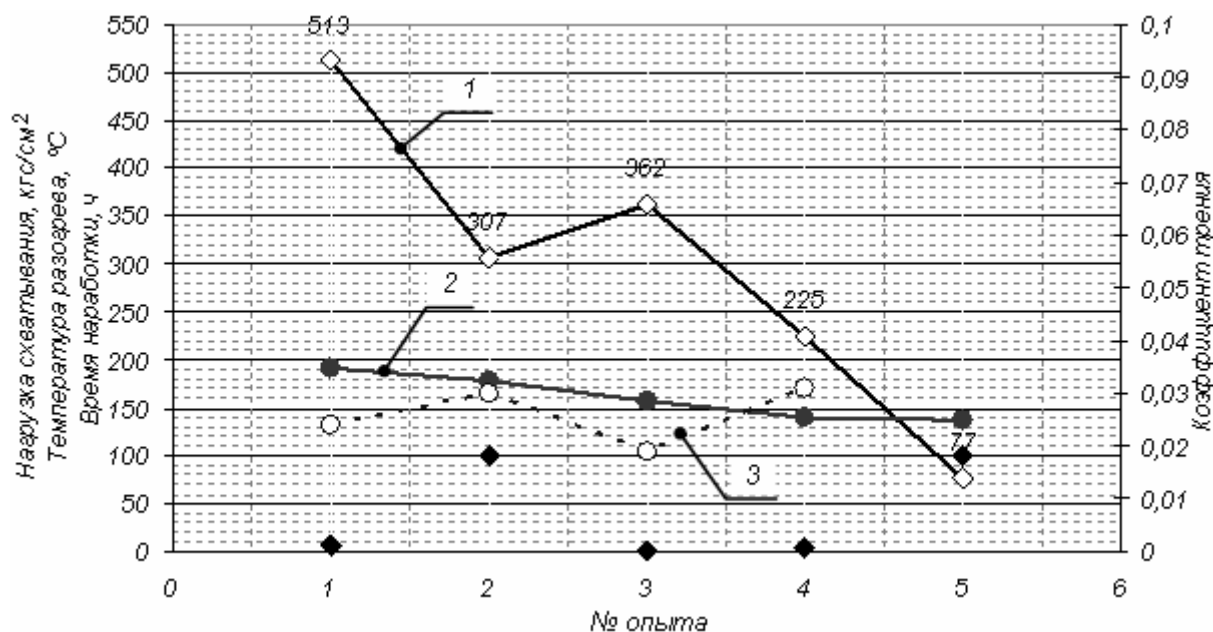


Рис. 10. Результаты испытания нагрузочной способности упорных подшипников скольжения (долото R866) с металлополимерными прокладками на смазке JBL-713: 1 – нагрузка схватывания; 2 – температура разогрева; 3 – коэффициент трения

### Библиографический список

1. Богомолов, Р.М. Методы повышения эффективности разрушения горных пород при бурении скважин шарошечными долотами: дис. ... докт. техн. наук / Р.М. Богомолов. Самара: СамГТУ, 2001. 297 с.
2. Семёнов, А.П. Металлофторопластовые подшипники / А.П. Семёнов, Ю.Э. Савицкий. М.: Машиностроение, 1976. 192 с.
3. Харламов, В.В. Смешанная смазка в тяжело нагруженных трибосопряжениях скольжения / В.В. Харламов, С.В. Павлышко. Екатеринбург: УрО РАН, 2003. 363 с.
4. Богомолов, Р.М. Исследование мультислойной композиции, содержащей частицы фторированного графита / Р.М. Богомолов, Д.Г. Громаковский, С.М. Крылов, С.В. Шигин, И.Д. Ибатуллин // Материалы V Междунар. симпозиума «Фуллерены и фуллереноподобные структуры в конденсированных средах» (ФФС-2008). Минск: Изд-во Института экономики НАН Беларуси, 2008. С. 47.
5. Машков, Ю.К. Композиционные материалы на основе политетрафторэтилена. Структурная модификация / Ю.К. Машков, З.Н. Овчар, В.И. Суриков, Л.Ф. Калистратова. М.: Машиностроение, 2005. 240 с.
6. Рядченко, Г.В. Триботехнические свойства эластомеров, модифицированных антифрикционными волокнами: автореф. дис. ... канд. техн. наук / Г.В. Рядченко. Ростов-на-Дону: Изд. центр ДГТУ, 2003. 21 с.
7. Селютин, Г.Е. Применение модифицированных наноалмазов в смазочной композиции / Г.Е. Селютин, А.П. Пузырь, В.С. Бондарь, В.А. Ворошилов, Ю.Л. Михлин, И.В. Королькова, Д.Г. Громаковский // Сб. IV Междунар. симпозиума по триботехнике, ТРАНСТРИБО. 2010. С. 278-285.
8. Пузырь, А.П. Перспективы использования детонационных наноалмазов с повышенной коллоидной устойчивостью в технических областях / А.П. Пузырь, Г.Е. Селютин, В.Б. Воробьёв, Е.Н. Фёдорова, К.В. Пуртов, В.А. Ворошилов, В.С. Бондарь // Нанотехника. 2006. № 4 (8). С. 95-96.
9. Регирер, С.А. Об учёте зависимости вязкости от температуры в гидродинамической теории смазки / С.А. Регирер // Механика и машиностроение. 1959. № 2. С. 198-199.

**ВЛИЯНИЯ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ  
С УЛЬТРАДИСПЕРСНЫМИ ДОБАВКАМИ  
НА КОНТАКТНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ПОДШИПНИКАХ КАЧЕНИЯ**

Усталостное изнашивание является типичной причиной потери работоспособности подшипников качения при нормальных условиях их эксплуатации. Зарождение усталостных трещин обычно происходит в подповерхностном слое, тем не менее, при действии в зоне контакта значительных касательных нагрузок усталостное разрушение деталей подшипника начинается на поверхности [1]. Действующие в этот момент на площадке контакта касательные нагрузки оказывают значительное влияние на напряженное состояние поверхностных слоев. При снижении сил трения зона образования усталостных трещин будет перемещаться в глубь материала. Это приводит к увеличению времени до начала выкрашивания материала на контактирующих поверхностях колец и тел качения, что повышает срок службы подшипника качения. В этом случае смазочным материалам, применяемым в подшипниках качения, отводится немаловажная роль.

В представленной работе рассматривается возможность использования в подшипниках качения пластичных смазочных материалов с твердыми добавками ультрадисперсного порошка алмазографита (УДПАГ). Цель проводимых исследований заключается в получении на основе широко используемых пластичных смазочных материалов смазочных композиций с высокими антифрикционными и противоизносными свойствами, оценки влияния УДПАГ на контактные напряжения в подшипниках качения, а также разработке рекомендаций по применению подобных смазочных материалов в подшипниковых узлах при различных условиях эксплуатации. В работе приведены отдельные результаты комплексного исследования, проводимого для определения трибологических свойств пластичных смазочных материалов с добавками УДПАГ.

Основная цель введения подобных добавок в пластичные смазочные материалы – снижение коэффициента трения и износа деталей подшипников качения, улучшение смазочной способности, увеличение прочности смазочного слоя на контакте. Добавка представляет собой углеродную смесь с размером частиц до 40 нм, в которой доля графита составляет около 80%, другая часть находится в виде высокодисперсной алмазоподобной фазы. Концентрация добавки в смазочной композиции составила 1 масс. % как наиболее оптимальная при ее использовании в пластичных смазочных материалах [2].

Влияние УДПАГ на противоизносные и антифрикционные свойства рассматривалось на примере взятого в качестве базового многоцелевого

пластичного смазочного материала Литол-24, который продолжает широко применяться для смазки подшипников качения различных типов.

Изображенные на графиках зависимости износа (рис. 1, 2) были получены при использовании базового и модифицированного смазочных материалов в роликоподшипнике типа 7206А с коническими роликами. Подшипник нагружался радиальной и осевой нагрузками в диапазоне от 1 до 2,5 кН, вращение внутреннего кольца однонаправленное с частотой 960 об/мин. Значение износа определялось по изменению массы подшипника.

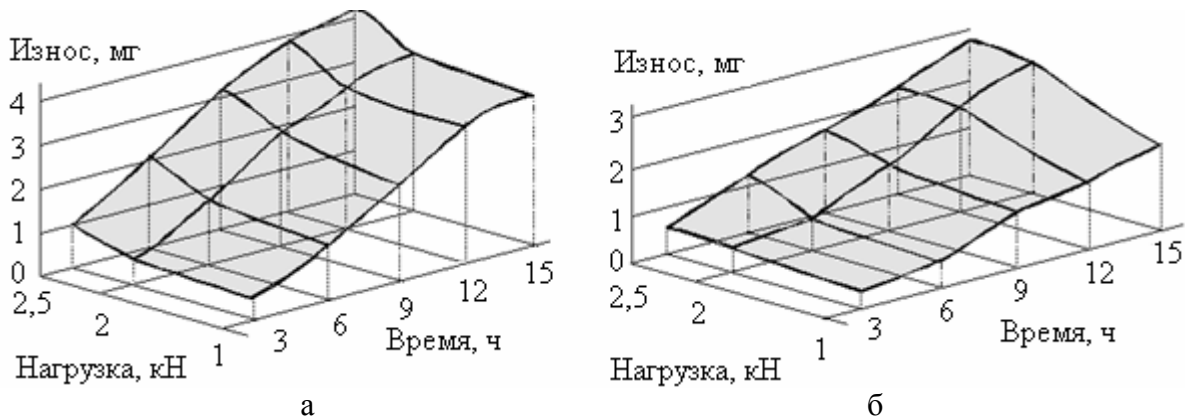


Рис. 1. Зависимость износа от наработки для радиальной нагрузки:  
а – без добавки; б – с добавкой УДПАГ

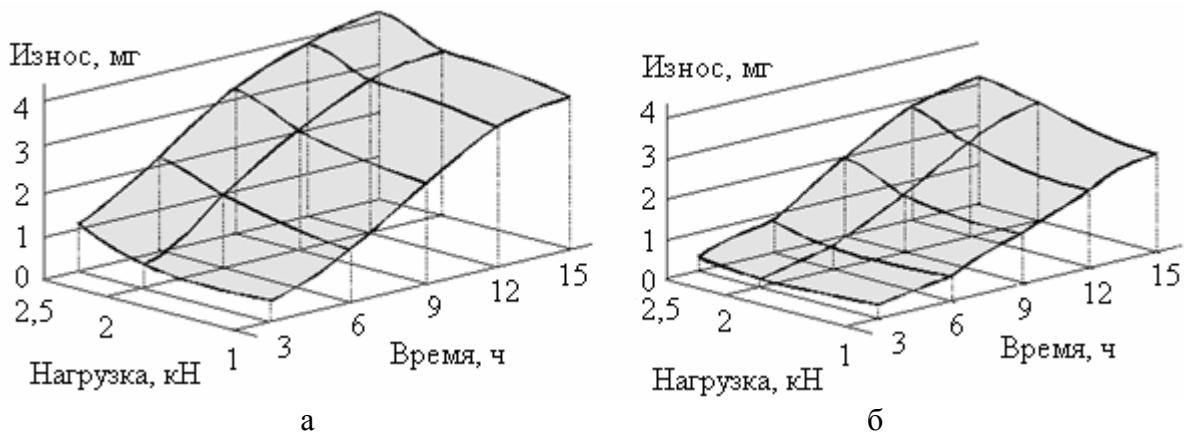


Рис. 2. Зависимость износа от наработки для осевой нагрузки:  
а – без добавки; б – с добавкой УДПАГ

Как видно из представленных результатов испытаний, введение алмазографита в смазочный материал уменьшает величину износа подшипников качения в 1,6–1,8 раза. Можно заметить, что добавка положительно влияет и на антифрикционные свойства смазок. После введения УДПАГ в Литол-24 было отмечено снижение величины момента трения до 23–25%, температура подшипникового узла уменьшалась на 16–20% по сравнению с базовым смазочным материалом.

Результаты моделирования контакта ролика с дорожкой внутреннего кольца подшипника при качении с проскальзыванием с помощью программного пакета ELCUT показывают, что после введения в смазочный

материал УДПАГ и снижения коэффициента трения в зоне контакта происходит понижение нормальных и касательных напряжений на поверхности дорожки качения.

В частности, на рис. 3 и 4 представлены зависимости изменения нормальных и касательных напряжений для заданной радиальной нагрузки 2,5 кН. Сравнительный анализ результатов контактных напряжений, определенных с помощью компьютерного моделирования как для радиальной, так и для осевой нагрузок, показал, что при введении в пластичный смазочный материал Литол-24 добавки УДПАГ происходит снижение величины контактных напряжений на 18–20%.

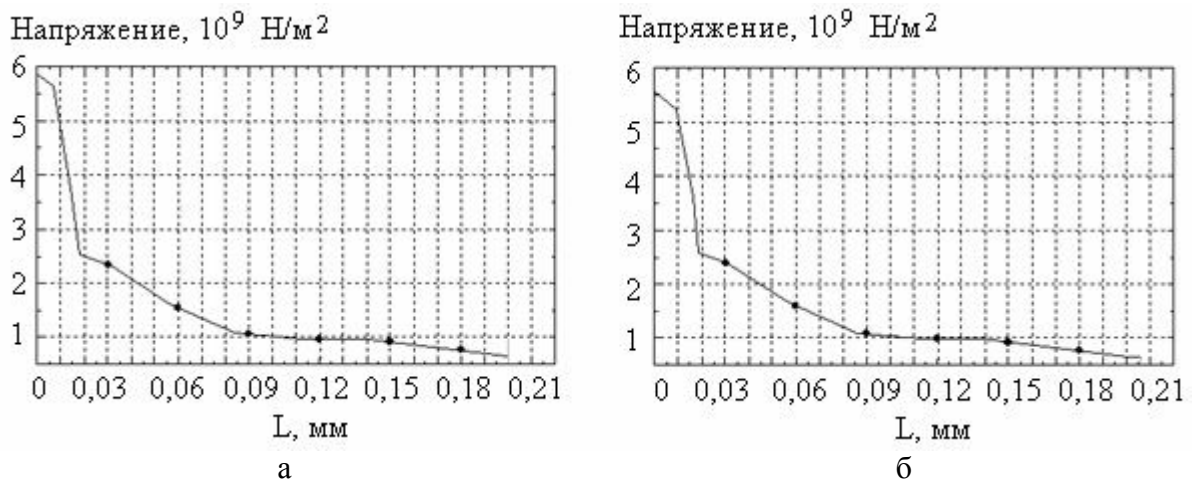


Рис. 3. Распределение нормального напряжения по глубине внутреннего кольца:  
а – без добавки; б – с добавкой УДПАГ

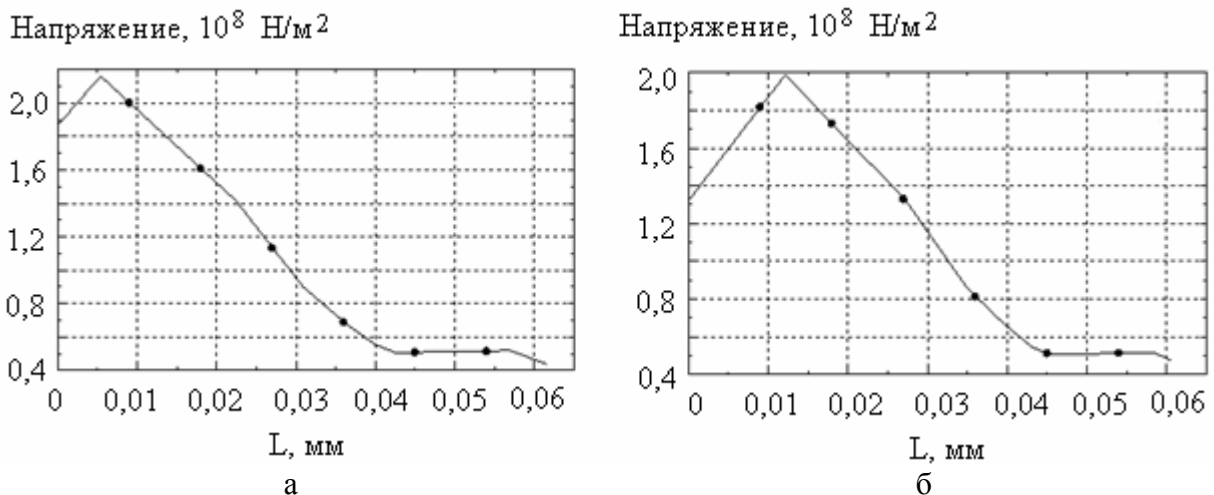


Рис. 4. Распределение касательного напряжения по глубине внутреннего кольца:  
а – без добавки; б – с добавкой УДПАГ

Результаты проведенных исследований позволили предположить причины проявления хороших триботехнических характеристик смазочных материалов с добавкой ультрадисперсного порошка алмазографита. В отличие от широко применяемых порошковых добавок, для УДПАГ характерна высокая адгезионная способность к металлическим поверхностям за счет по-

вышенной поверхностной энергии. Наличие собственного заряда и взаимодействие с поверхностью металла приводят к образованию ориентированного слоя на контактирующих поверхностях, что способствует прочному удержанию граничного слоя смазочного материала на поверхности трения. Введенные в смазочный материал частицы ультрадисперсного алмазографита способны локализовать участки трущихся поверхностей, образовав на них прочную пленку, снижающую коэффициент трения, препятствующую схватыванию и способную выдержать значительные нагрузки без разрушения.

Выполненные исследования подтверждают теоретические положения о влиянии ультрадисперсного порошка алмазографита на повышение антифрикционных и противоизносных свойств пластичных смазочных материалов [3]. Результаты лабораторных исследований, а также эксплуатационного применения в подшипниковых узлах станочного оборудования показали, что использование пластичного смазочного материала с твердыми добавками ультрадисперсного порошка алмазографита позволяет увеличить срок службы подшипников качения в 1,5–2 раза.

#### Библиографический список

1. Морозов, Е.М. Контактные задачи механики разрушения / Е.М. Морозов, М.В. Зернин. М.: Машиностроение, 1999. 544 с.
2. Терентьев, В.Ф. Трибонадежность подшипниковых узлов в присутствии модифицированных смазочных композиций / В.Ф. Терентьев, Н.В. Еркаев, С.Г. Докшанин. Новосибирск: Изд-во «Наука», 2003. 142 с.
3. Люты, М. Методология создания смазочных материалов с наномодификаторами / М. Люты, Г.А. Костюкович, А.А. Скаскевич [и др.] // Трение и износ. 2002(25). № 4. С. 411-424.

УДК 621.9 / 539.61

М.Ш. Мигранов

Уфимский государственный авиационный технический университет

### ИЗНОСОСТОЙКИЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Современное машиностроительное производство ввиду все большего применения материалов с уникальными прочностными и физико-механическими свойствами, в большинстве случаев с низкой обрабатываемостью резанием и использования их в новых конструкциях деталей, а также необходимости повышения эффективности мехатронных систем, оснащенных высокопроизводительным металлорежущим оборудованием с дорогостоящим микропроцессорным управлением, требует снижения интенсивности износа и расхода режущего инструмента. Повышение износостойкости режущих инструментов, а также ресурса трущихся деталей узлов машин за счет сложного легирования материала в настоящее время в значительной степени ограничено из-за дефицитности ряда элементов.

Отмечается увеличение расхода инструмента на единицу выпускаемой продукции и затрат на инструмент [1, 4], составляющих до 4–7 % всех за-



трат на изготовление изделий. Таким образом, повышение работоспособности режущих инструментов за счет увеличения их стойкости, надежности и производительности является одним из главных факторов повышения эффективности в целом всего производства. В связи с этим актуальной задачей является создание принципиально новых инструментальных материалов, так называемых композиционных, которые обладают повышенной поверхностной износостойкостью и относительно высокой прочностью.

Режущие инструменты работают в условиях воздействия сложного комплекса факторов: высоких контактных напряжений и температур, а также в условиях активного протекания физико-химических процессов. При этом контактные площадки инструмента интенсивно изнашиваются от абразивного воздействия на инструментальный материал, адгезионно-усталостных, коррозионно-окислительных и диффузионных явлений [3, 4]. Работоспособность инструмента может быть повышена за счет такого изменения поверхностных свойств, при котором контактные площадки режущего клина будут наиболее эффективно сопротивляться различным видам изнашивания как при комнатной, так и при повышенной температурах. При этом инструментальный материал должен одновременно обладать достаточным запасом прочности при сжатии и изгибе, приложении ударных импульсов и знакопеременных напряжений. Перечисленные свойства обычно являются взаимоисключающими, и создание режущего инструмента с идеальным комплексом указанных свойств в объеме однородного тела практически не представляется возможным, поэтому в настоящее время большое внимание уделяется многокомпонентным и многослойным покрытиям.

Известно [2–4], что химический состав, физико-механические и теплофизические свойства покрытий могут значительно отличаться от соответствующих свойств инструментального и обрабатываемого материалов, поэтому покрытие следует рассматривать как своеобразную «третью среду». Причем эта среда, с одной стороны, может заметно изменять поверхностные свойства инструментального материала, с другой – влиять на контактные процессы, деформацию, температуру и силы резания, направленность тепловых потоков, термодинамическое напряженное состояние режущей части инструмента.

В данной работе приведены результаты триботехнических исследований и натурных испытаний износостойких покрытий, нанесенных ионно-плазменным способом (ИПП) на инструментальный твердый сплав ТТ8К6 (ГОСТ 3882-74).

Триботехнические характеристики (тангенциальную прочность адгезионных связей – в условиях пластического контакта –  $\tau_{mn}$ , предельное нормальное давление  $p_{rn}$  и их отношение) при различных температурах контакта определяли на адгезиомере [3] при использовании сферических инденторов ( $r_{сф} = 2,5$  мм) из твердосплавного материала ТТ8К6 с ИПП (TiCr)N, (TiAl)N и (AlTi)N; материал образцов – сталь 40X (20 HRC). При натурных испытаниях продольное точение заготовок из стали 40X выполняли на то-

карно-винторезном станке 16К20 резцами с неперетачиваемыми твердосплавными пластинами ТТ8К6 ( $\gamma = 0^\circ$ ;  $\alpha = 10^\circ$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ ;  $r = 0,5$ ) с вышеперечисленными покрытиями. Испытания охватили широкий диапазон скоростей (температур) резания  $V = 120\text{--}450$  м/мин при подаче  $S = 0,11$  мм/об и глубине  $t = 0,5$  мм. Резание осуществляли без применения СОЖ.

В натуральных экспериментах при тчении исследовали интенсивность  $J_h$  изнашивания резцов, температуру и силы резания, а также шероховатость обработанной поверхности. Некоторые полученные результаты представлены на рис. 1–3.

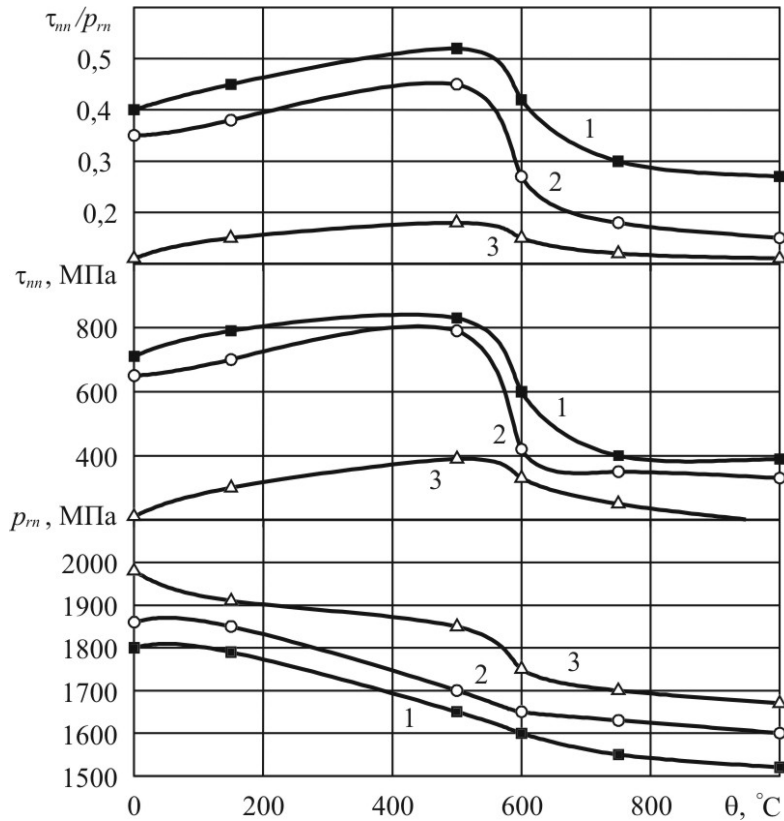


Рис. 1. Влияние температуры на характеристики адгезионного взаимодействия пары сталь 40X – индентор ТТ8К6 с ИПП: 1 – (TiCr)N; 2 – (AlTi)N; 3 – (TiAl)N

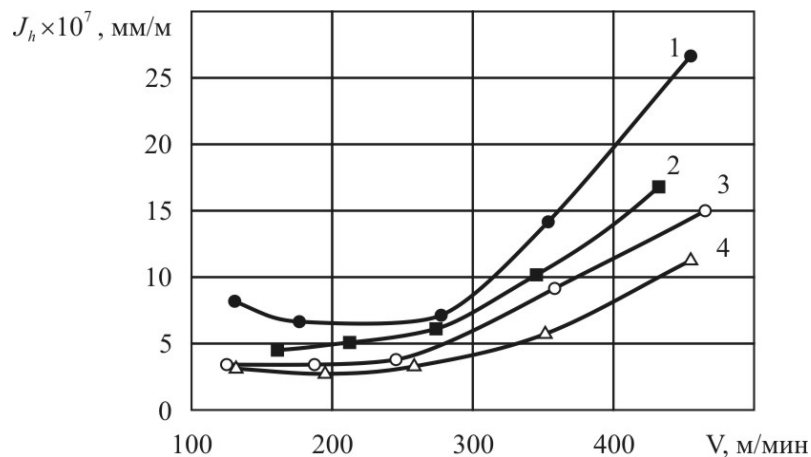


Рис. 2. Влияние скорости резания на линейную интенсивность изнашивания резцов с различными покрытиями: 1 – без покрытия; 2 – (TiCr)N; 3 – (AlTi)N; 4 – (TiAl)N

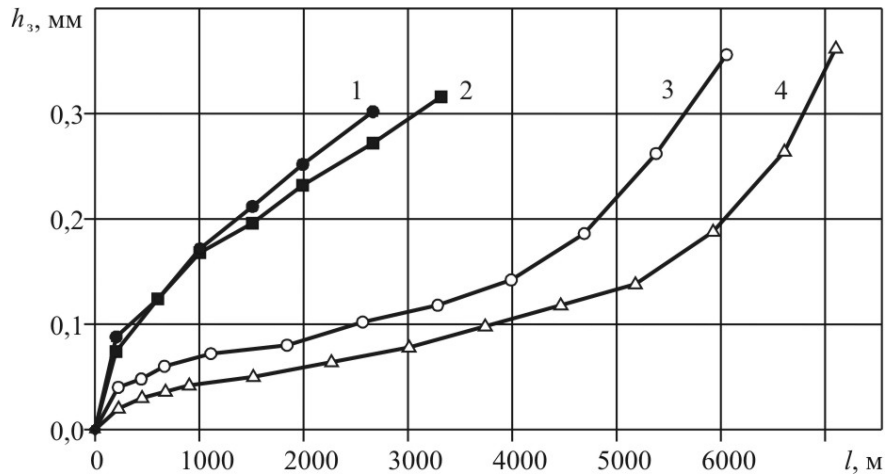


Рис. 3. Графики изнашивания при продольном точении стали 40Х резцами из ТТ8К6 различными покрытиями ( $V = 450$  м/мин;  $S = 0,11$  мм/об;  $t = 0,5$  мм):  
1 – без покрытия; 2 – (TiCr)N; 3 – (AlTi)N; 4 – (TiAl)N

По полученным результатам можно сделать основные выводы:

– все исследуемые ИПП обеспечивают практически одинаковый характер зависимости триботехнических параметров от температуры контакта (рис. 1) с точкой перегиба при температуре около  $600^{\circ}\text{C}$ . Можно предположить, что при этой температуре на фрикционном контакте начинают происходить несамопроизвольные химические реакции с образованием вторичных структур [4];

– интенсивность изнашивания резцов с различными ИПП (рис. 2) коррелирует с соответствующими величинами ( $\tau_{nn}$  и  $\tau_{nn}/p_{rn}$ ) триботехнических характеристик ИПП (рис. 1). Это свидетельствует о возможности использования недорогих и нетрудоемких триботехнических исследований для качественной экспресс-оценки износостойкости покрытий;

– нанесение ИПП (TiAl)N и (AlTi)N приводит к существенному снижению величины приработочного износа и интенсивности нормального изнашивания (рис. 3), что позволяет увеличить износостойкость резцов и период их стойкости в 2–2,5 раза;

– наибольшее снижение уровня температурно-силовой нагруженности зоны резания и уменьшения шероховатости обработанной поверхности достигается при использовании в качестве ИПП (TiAl)N, нанесенного на резцы из ТТ8К6.

#### Библиографический список

1. Андреев, А.А. Прогрессивные технологические процессы в инструментальном производстве / А.А. Андреев, А.Г. Гаврилов, В.Г. Падалко. М.: Машиностроение, 1981. 214 с.
2. Верещака, А.С. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака, И.П. Третьяков. М.: Машиностроение, 1986. 192 с.
3. Лоладзе, Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. М.: Машиностроение, 1982. 320 с.
4. Мигранов, М.Ш. Интенсификация процесса металлообработки на основе использования эффекта самоорганизации при трении / М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер. М.: Машиностроение, 2005. 202 с.

УДК 669.056.9:621

Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Г.В. Сержантова, И.Ю. Канунникова  
Тульский государственный университет

### МИКРОТВЕРДОСТЬ И ТРЕЩИНОСТОЙКОСТЬ КАК ХАРАКТЕРИСТИКИ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПОСЛЕ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ

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

HV, ГПа

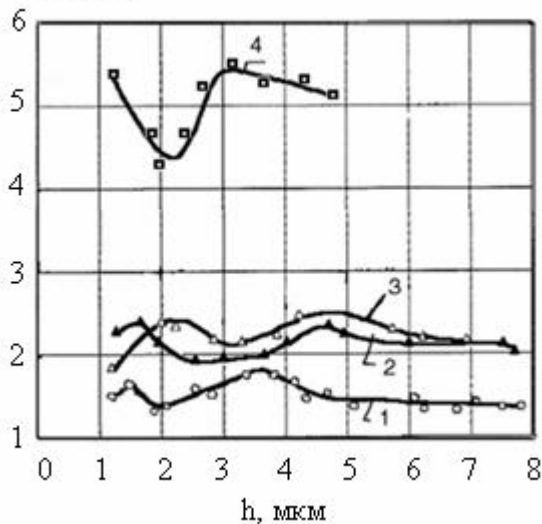


Рис. 1. Зависимость микротвердости  $HV$  от глубины  $h$  внедрения индикатора в термодиффузионные покрытия:

- 1 – карбонитридное  $Fe_m(N, C)_n$ ;
- 2 – нитридосилицидное  $Si_3N_4$ ;
- 3 – боридное  $Fe_mB_n$ ; 4 – композит 10Д

Сложный вид полученной зависимости объясняется параллельным действием целого ряда факторов. Наблюдаемая немонотонность связана, прежде всего, со структурным состоянием тонких поверхностных слоев образцов, подвергшихся абразивной обработке, и возможным существованием в связи с этим градиента механических свойств по глубине, обусловленного как фазовыми и субструктурными изменениями, так и неоднородностью напряженного состояния.

При объяснении хода кривой  $HV(h)$  следует также учитывать особенности микроразрушения данных высокопрочных тугоплавких материалов,

Возможность сопоставления механических свойств сверхтвердых материалов обусловлена наличием в них прочной ковалентной и ионно-ковалентной связи, определяющей высокий уровень их механических свойств, а также однотипный, преимущественно хрупкий и квазихрупкий, характер разрушения при механическом воздействии, обусловленный малой подвижностью дислокации и большими энергиями их активации. Результаты эксперимента показали, что микротвердость  $HV$  исследуемых материалов немонотонно изменяется по глубине поверхностного слоя  $\sim 10$  мкм, причем характер кривых аналогичен для сверхтвердого материала и исследованных керамик (рис. 1).

закрывающиеся в их повышенной хрупкости в результате отсутствия запаса микропластичности из-за низкой мобильности дислокации. В результате при сосредоточенном нагружении, то есть при наложении внешнего напряжения, происходит частичная релаксация внутреннего напряжения, созданного как в результате синтеза, так и шлифования, в виде микрорастрескивания. При этом качественным показателем склонности к охрупчиванию может служить степень снижения твердости при увеличении нагрузки.

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

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

Вид материала покрытия	Карбонитридное $Fe_m(N, C)_n$	Нитросилицидное $Si_3N_4$	Боридное	Композит 10Д
Микротвердость $HV$ , ГПа	18,3	20,6	21,6	27,5
Трещиностойкость $K_C$ , МПа·м <sup>1/2</sup>	5,6	4,4	4,0	3,3
Нагрузка начала формирования микротрещин $P_{кр}$ , Н	6,3	4,8	2,0	4,0
Критерий инициирования микротрещин $P_{кр/c}$ , Н/м	62	23	50	44
Индекс хрупкости $HV/K_C \cdot 10^3$ м <sup>1/2</sup>	10,2	4,7	5,4	8,3
Глубина зоны интенсивного трещинообразования $h_{mp}$ , мкм	5,0	3,1	3,3	6,2

Согласно теории Эванса, стойкость хрупкого материала против абразивного износа определяется не только твердостью. Она оказалась зависящей от обрабатываемости  $Q$ , обратно пропорциональной произведению  $K_C^{3/4} \times HV^{1/2}$ . Проверка данного соотношения показала соответствие экспериментально полученных величин: обрабатываемости  $Q$  и  $K_C^{3/4} \times HV^{1/2}$  (рис. 2), что свидетельствует о возможности использования данного произведения для оценки обрабатываемости исследуемого круга материалов. Полученные результаты позволяют говорить об одинаковом механизме разрушения данных материалов в процессе алмазного разрушения и микроидентирования, а также о необходимости учета обоих параметров – и микротвердости, и трещиностойкости для характеристики интенсивности износа.

Параллельно с трещиностойкостью исследовались также другие параметры, количественно характеризующие сопротивление хрупкому разрушению: критерий инициирования трещин, определяющий начальные ус-

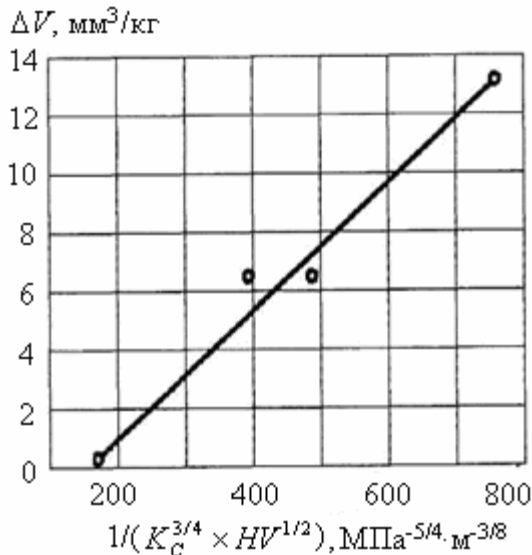


Рис. 2. Зависимость интенсивности объемного износа  $\Delta V$  от микромеханических параметров карбонитридного слоя никотрированной стали 30ХН2МФА

Диапазон структурных изменений, изученных с помощью комплекса методов, достаточно широк, и роль их неоднозначна. При этом особый интерес представляет анализ зависимости данных процессов от режимов обработки с целью возможного управления ими.

Исследования проводились в большом интервале режимов шлифования с последовательным, а также параллельным изменением одной или нескольких характеристик: скорости круга  $U$ , поперечной подачи  $S_{non}$ , продольной подачи  $S_{np}$ , зернистости алмазных кругов  $Z$ , силы тока в цепи управления  $J$  при шлифовании кругами на металлической связке с одновременным электрохимическим управлением режущим рельефом. Результаты показали существование в ряде случаев зависимости интенсивности структурных и физических процессов, оцениваемой с помощью определенных количественных и качественных критериев, от режимов обработки (табл. 2).

Таблица 2. Влияние режимов абразивной алмазной обработки на параметры структуры поверхностного слоя никотрированной стали 30ХН2МФА

Режимы алмазного шлифования	Исходное состояние	Режим 1	Режим 2
		$U = 15 \text{ м/с}$ $S_{non} = 0,005 \text{ мм/ход}$ $S_{np} = 1 \text{ м/мин}$	$U = 30 \text{ м/с}$ $S_{non} = 0,010 \text{ мм/ход}$ $S_{np} = 2 \text{ м/мин}$
Уширение рентгеновской линии $\beta_{200}$ , рад	6,3	5,9	4,0
Глубина зоны интенсивного трещинообразования $h_{mp}$ , мкм	5,0	4,5	3,6

Как видно из табл. 2, обработка пластины в режиме 1 не вызывает существенных изменений фазового состава поверхностного слоя. В образцах, обработанных на более жестких режимах 2, наблюдали присутствие прочных фаз.

ловия для трещинообразования, равный отношению нагрузки к длине трещины, а также индекс хрупкости  $HV/K_C$ . Был введен также параметр  $h_{mp}$  – глубина зоны интенсивного трещинообразования, характеризующая глубину поверхностного слоя с повышенной хрупкостью, численно равная глубине, на которой более 50% отпечатков имели микротрещины.

Установлено, что высокоэнергетический процесс алмазного шлифования вызывает нестабильность структуры и физико-механических свойств поверхностного слоя.

Видно, что шлифование предопределяет нестабильность субструктурных характеристик (интенсивность линии  $\beta_{200}$  уменьшается) и особенно на более жестком режиме 2 динамического воздействия абразивного зерна. Влияние режимов обработки сказывается также на микромеханических характеристиках, приводя к увеличению глубины зоны интенсивного трещинообразования в покрытии при одновременном изменении ряда параметров алмазного шлифования.

#### Библиографический список

1. Власов, В.М. Работоспособность высокопрочных термодиффузионных покрытий в узлах трения машин / В.М. Власов, Л.М. Нечаев. Тула: Приокс. книжн. изд-во, 1994. 237 с.
2. Нечаев, Л.М. Определение параметров трещиностойкости никотрированных сталей / Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, И.С. Иванькин // Современные наукоемкие технологии. 2007. № 5.

УДК 621.891

А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, М.В. Васильев  
Тверской государственный технический университет

#### МАГНИТНОЕ МАСЛО ДЛЯ РАБОТЫ ПРИ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

После создания магнитных жидкостей, одним из перспективных направлений стало создание по аналогии магнитных смазочных масел. Наиболее часто магнитное масло получали тривиальным добавлением в магнитную жидкость антифрикционных и (или) противоизносных наполнителей или присадок. При таком подходе зачастую не представлялось возможным сохранить исходную коллоидную стабильность масла, исключить негативную роль ПАВ-стабилизатора дисперсных частиц, причем негативные эффекты имеют синергетический характер проявления.

Цель работы – создание магнитного масла с малой испаряемостью, способного функционировать в диапазоне температур  $-60 \dots 200^\circ\text{C}$  и имеющее хорошие смазочные свойства при граничном режиме трения. Новизна подхода заключается в том, что для стабилизации дисперсной фазы использовались олигомеры. Процесс разработки технологии получения масел состоял из следующих основных этапов:

- подбор жидкости носителя по вязкостно-температурным характеристикам, испаряемости и смазочной способности;
- синтез ПАВ-стабилизатора, образующего с магнетитом устойчивые магнитные коллоиды, стабильные при температуре более  $100^\circ\text{C}$ ;
- получение магнитного масла и испытание его на машинах трения.

Высокие требования по вязкостно-температурным характеристикам и испаряемости существенно ограничивают выбор дисперсионной среды для магнитного масла. Так, например, высокая температура застывания ис-

ключает возможность применения углеводородных масел, традиционно используемых в качестве смазочного материала.

Существенными преимуществами обладают масла на синтетической основе. Хорошие фрикционные свойства показывают  $\alpha$ -олефины, имеющие пологую вязкостно-температурную характеристику. Однако их применение также ограничивается температурой застывания  $-40... -50^{\circ}\text{C}$  [1].

По физическим свойствам наиболее полно отвечают указанным требованиям некоторые марки кремнийорганических жидкостей и синтетических масел на основе эфиров дикарбоновых кислот. В ходе исследований были изучены фрикционные характеристики двух классов синтетических масел: олигоорганосилоксанов и диэфиров. Смазочная способность олигоорганосилоксанов определялась для олигомеров различной структуры, представляющих основные группы кремнийорганических жидкостей: олигодиметилсилоксаны (ПМС-100), олигодиметилсилоксаны (ПЭС-5), олигометилтиенилсилоксаны (ФМ-6), олигометил(хлорфенил)силоксаны (ХС-2-ІВВ), олигометилтиенилсилоксаны (ПМТС-5), олигометилфторорганосилоксаны (ФС-56). Класс диэфиров представлен на примере диоктилового эфира себаценовой кислоты (ДОС). Представленные марки олигосилоксанов и диэфиров работоспособны в широком интервале температур, имеют низкую испаряемость и коррозионно инертны к конструкционным материалам или к большинству из них.

Смазочное действие масел определяется их свойствами: механическими (реологическими), химическими и поверхностными [2]. Так, например, известно, что при малых скоростях скольжения и низких температурах влияние вязкости на предел работоспособности наиболее ярко выражено. Поскольку от вязкости масла зависит возможность работы контактирующих поверхностей трения в режиме гидродинамической смазки, а при низких температурах масло легко стеклует на контакте, то преобладающим становится граничный режим смазки. Хорошими вязкостными свойствами при низких температурах обладают все кремнийорганические жидкости. Другой важной характеристикой является давление затвердевания (квазитвердое состояние), связанное также со смазочной способностью при высоких контактных нагрузках [3]. Поверхностно-активные свойства определяются способностью образовывать адсорбционный слой на поверхности металлов. В этом отношении олигосилоксаны, вследствие особенности структуры молекулярных цепей, характера силоксановой связи и низкого межмолекулярного взаимодействия, уступают эфирам дикарбоновых кислот, содержащих активный кислород сложноэфирных групп и способных к прочной физической адсорбции.

Химические свойства смазок определяются наличием реакционно-способных групп типа  $-\text{Cl}$ ;  $-\text{S}-\text{S}$ ;  $-\text{P} \ll \frac{\sigma}{\rho e}$  и др., их способностью к триботехническим реакциям и образованию устойчивых к износу слоев или сплавов, снижающих силу трения и предотвращающих заедание. Особенно



сильно проявляют такие свойства олигометил(хлорфенил)силоксаны (ХС-2-1ВВ) и олигометилтиенилсилоксаны (ПМТС-5) [4, 5].

Выбранные из всех рассматриваемых групп синтетические жидкости были испытаны на пальчиковой и шариковой машинах трения, соответственно при низких и высоких нагрузках. Результаты испытаний сведены в таблице. Полученные данные позволяют сравнить фрикционные свойства масел, а также несущую способность слоя смазки при различных значениях контактного давления.

Фрикционные характеристики дисперсионных сред магнитных масел

Марка смазочной жидкости	Контактное давление $4,2 \cdot 10^6$ Па (пальчиковая машина трения ФХФ)		Контактное давление $1,25 \cdot 10^9$ Па (шариковая машина трения МТШ)	
	Коэффициент трения $f$	Интенсивность линейного износа $I_h$	Коэффициент трения $f$	Диаметр пятна контакта $d$ , мм
1. ПМС-100р	-	-	0,25	$0,89 \pm 0,07$
2. ПЭС-5	0,12	$9 \cdot 10^{-9}$	0,21	$0,47 \pm 0,04$
3. ФМ-6	0,15	$5,9 \cdot 10^{-9}$	0,30	$1,20 \pm 0,10$
4. ХС-2-1ВВ	0,03	$0,5 \cdot 10^{-9}$	0,21	$0,68 \pm 0,03$
5. ПМТС-5	0,18	$25 \cdot 10^{-9}$	0,22	$0,65 \pm 0,01$
6. ФС-56	-	-	0,13	$0,42 \pm 0,02$
7. ДОС	0,15	$0,6 \cdot 10^{-9}$	0,18	$0,40 \pm 0,02$
8. ВМ-4	0,16	$15,4 \cdot 10^{-9}$	0,13	$0,42 \pm 0,01$

Как видно из таблицы, смазочные характеристики некоторых жидкостей неоднозначны для различных значений контактного давления. Низкий износ и коэффициент трения ( $\sim 0,03$ ) на пальчиковой машине трения при 4,2 МПа показывает масло ХС-2-1ВВ. Такие высокие фрикционные свойства могут быть объяснены способностью вступать в химическую реакцию с металлом активного хлора фенильного ядра и образованием при этом хлоридов железа предотвращающих задир [6].

Низкий износ происходит, возможно, вследствие смягчения режима трения. Однако при ярко выраженном граничном трении на паре сталь – сталь противоизносные свойства ХС-2-1ВВ значительно хуже других жидкостей. В то же время хорошие противоизносные свойства имеют при высоких контактных нагрузках масла ПЭС-5 и ДОС. Если высокая смазочная способность ХС-2-1ВВ основана, прежде всего, на химическом взаимодействии, то низкий износ у ДОС при различных режимах трения вызван образованием прочных адсорбционных слоев, защищающих поверхность за счет физической адсорбции.

Одним из факторов, также влияющих на снижение износа при граничном трении, является давление затвердевания. Наиболее высокое давление у ДОС и ПЭС-5 – около 2000 МПа. Корреляция между этим физическим свойством и смазочной способностью обнаружена в работе [7].

Низкий коэффициент трения (примерно 0,11) устанавливается в ходе испытания на машине МТШ при смазке жидкостью ПМТС-5. Резкое снижение его в процессе трения отражает химические процессы в зоне трибоконтакта, связанные с вступлением в реакцию с металлом на поверхности серы олигосилоксана и образованием сульфидных слоев, обладающих противозадирными свойствами.

Высокое смазочное действие характерно для фторсодержащих соединений, имеющих хорошие противоизносные и фрикционные характеристики (ФС-56), что обусловлено спецификой адсорбции олигометилфторсилоксанов на поверхности металлов и образованием прочных фторсодержащих соединений.

В таблице приведены также результаты испытаний углеводородного масла ВМ-4, которые позволяют сравнить его смазочную способность с трибосвойствами синтетических жидкостей. Почти все олигосилоксаны, кроме ФС-56, уступают по фрикционным показателям углеводородному маслу при высоких давлениях нагрузки, в то время как при умеренных давлениях их свойства не хуже или даже значительно превосходят трибохарактеристики ВМ-4.

Как видно из таблицы, при создании магнитных смазок, работающих в трибосопрежении в режиме граничной смазки при высоких контактных давлениях на паре сталь – сталь в качестве дисперсионных сред, целесообразно использовать синтетические жидкости ПЭС-5, ФС-55. Недостатком жидкости ФС-56 является ограниченная растворимость углеводородных ПАВ. Диоктилсебацинат (ДОС) является универсальной смазочной жидкостью при различных контактных давлениях: ДОС превосходит олигоорганосилоксаны в противоизносных свойствах, но уступает им в низкотемпературных характеристиках, а также имеет достаточно высокую испаряемость. Поэтому использование этого носителя для узлов трения, работающих в вакууме, возможно лишь при низких температурах.

На основании анализа физико-химических свойств, а также фрикционных испытаний в качестве основы была выбрана синтетическая жидкость ХС-2-1ВВ, обладающая малой испаряемостью, хорошей реологией при низких температурах и высокими смазочными свойствами при умеренных нагрузках (машина трения ФХФ).

Трудность второго этапа создания магнитных масел заключалась в том, что выбранная дисперсионная среда ХС-2-1ВВ обладает плохой совместимостью с большинством традиционных углеводородных ПАВ. Поэтому исследовалась возможность синтеза ПАВ непосредственно для использования его в качестве стабилизатора коллоидных частиц магнитного масла, работающего в режиме граничной смазки при температуре  $-60...+200^{\circ}\text{C}$ . Это обуславливает наличие следующего комплекса необходимых свойств стабилизатора: ПАВ должен обладать хорошей совместимостью с маслом-носителем и высокой диспергирующей способностью; хорошо удерживаться на поверхности магнетита в условиях термомеханических воздейст-

вий при трении и не иметь легко окисляемых, полимеризующихся групп; не должен ухудшать смазочных свойств дисперсионной среды.

Синтез ПАВ проводился методом прививки на полисилоксановый скелет поверхностно-активных фрагментов углеводородных полимеров [8].

В качестве основы для прививки был взят непосредственно олигохлорсилоксан ХС-2-ІВВ, что обеспечивает максимальное средство сольватной оболочки и дисперсионной среды. В качестве модифицирующего агента – акриловая кислота, т.к. кислотные группы обладают наибольшим диспергирующим действием и образуют с магнетитом хемосорбционную связь.

Для синтеза ПАВ использовался лабораторный реактор с обратным холодильником и термонагревом при интенсивном перемешивании реакционной смеси, состоящей из олигохлорсилоксана, акриловой кислоты, перекиси бензоила (инициатора полимеризации) и бензола (растворителя). После окончания процесса модификации реакционная смесь расслаивалась на гомополимер акриловой кислоты и раствор ПАВ в бензоле и разделялась в делительной воронке. Анализ степени прививки проводился по кислотному числу титрованием полученного сополимера [9].

Оптимальная концентрация акриловой кислоты составляет 25–30% масс. от веса силоксана. При концентрации менее 25% снижается степень прививки, при содержании более 30% увеличивается выход побочного продукта (гомополимера акриловой кислоты).

Исследование влияния модифицированного олигохлорсилоксана на смазочные свойства дисперсионной среды на машине трения ФХФ показало, что значительное ухудшение противоизносных свойств происходит при концентрации ~6% масс., в то время как у традиционной композиции ПЭС-5 + олеиновая кислота резкое увеличение износа уже при содержании ПАВ ~1% масс. Это объясняется, в частности, низкой растворимостью жирных кислот в олигоэтилсилоксанах и спецификой адсорбции из таких сред на поверхности трения, что приводит к адсорбционному понижению прочности и повышению износа. Лучшая растворимость сополимерного ПАВ снижает адсорбцию кислот и допускает большее содержание стабилизатора в свободном состоянии, в то время как у магнитных масел на основе магнитной жидкости С1-20 этот параметр необходимо строго контролировать.

Получение магнитного масла проводили путем обработки магнетита, отмытого от воды ацетоном, раствором 20% ПАВ с КЧ~60 в олигохлорсилоксане. Содержание ПАВ составляло 35% масс. от веса магнетита. Пептизация велась при 80°C в вакууме. После сепарации в центрифуге получается магнитное масло с намагниченностью насыщения 25 кА/м и вязкостью 0,45 Па·с.

Полученная композиция испытывалась на машине трения ФХФ при температуре в узле трения 180°C. Длительные испытания показали, что ресурс разработанного масла превышает 1000 часов. В начале испытаний коэффициент трения и износ составляют соответственно 0,15 и  $0,6 \cdot 10^{-9}$ . К

концу испытаний (1100 часов) коэффициент трения увеличился до 0,28, износ – до  $10,5 \cdot 10^{-9}$ .

На основании проведенных исследований можно сделать вывод, что метод модификации олигосилоксанов позволяет получить ПАВ, пригодные в качестве стабилизатора для ММ работающих в граничном режиме смазки при умеренных нагрузках с температурой эксплуатации до 200 °С. Кроме того, по этой схеме можно синтезировать ПАВ на всех типах олигосилоксанов содержащие метальные, этильные радикалы с длиной силоксановой цепи не менее 2 нм, что дает возможность варьирования состава дисперсионной среды в зависимости от условий эксплуатации масел.

### Библиографический список

1. Christkudis, D. Synthetische Shmierole und ihne Bedeutung fur die Herstellung von Motorenolen / D. Christkudis // Schmierungstechnik. 1986. № 8. S. 234-237.
2. Фукс, Г.С. Адсорбция и смазочная способность масел / Г.С. Фукс // Трение и износ. 1983. Т. 4. № 3. С. 398-414.
3. Виленкин, Н.В. Масла для шестеренчатых передач / Н.В. Виленкин. М.: Химия, 1982. 216 с.
4. Хаттон, Р.Е. Жидкости для гидравлических систем / Р.Е. Хаттон. Л.: Химия, 1965. 362 с.
5. Соболевский, М.В. Олигоорганосилоксаны / М.В. Соболевский. М.: Химия, 1985. 310 с.
6. Кулиев, А.М. Химия и технология присадок к маслам и топливам / А.М. Кулиев. Л.: Химия, 1985. 312 с.
7. Кобзова, Р.И. Смазочные свойства масел / Р.И. Кобзова [и др.] // Химия и технология топлив и масел. 1969. № 3. С. 57-58.
8. Неорганические полимеры / под ред. Ф. Стоуна, В. Грахема. М.: Мир, 1965. 433 с.
9. Григорьев, А.П. Лабораторный практикум по технологии пластических масс / А.П. Григорьев, О.Я. Федотова. М.: Высшая школа, 1977. Т. 2. 115 с.

УДК 629.113.002.3.004(075.8)

А.С. Щербаков

Тверской государственной технической университет

### СОВРЕМЕННЫЕ СМАЗОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ АВТОТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ

Основное назначение смазочного материала заключается в снижении интенсивности изнашивания элементов машин. Слой смазочного материала устраняет непосредственный контакт рабочих поверхностей деталей, поэтому уменьшается механическое и адгезионное взаимодействие поверхностей.

Кроме этой основной функции, смазочные материалы служат для уменьшения сил трения, более равномерного распределения давления и температуры, отвода теплоты из зоны трения, для защиты рабочих поверхностей деталей от коррозии, для формирования на рабочих поверхностях

деталей пленок оксидов, обладающих повышенной износостойкостью. От правильного выбора смазочного материала во многом зависит долговечность машины. Поэтому при решении задачи обеспечения надежности машин на стадиях проектирования и эксплуатации смазочные материалы необходимо рассматривать как очень важные самостоятельные конструктивные элементы.

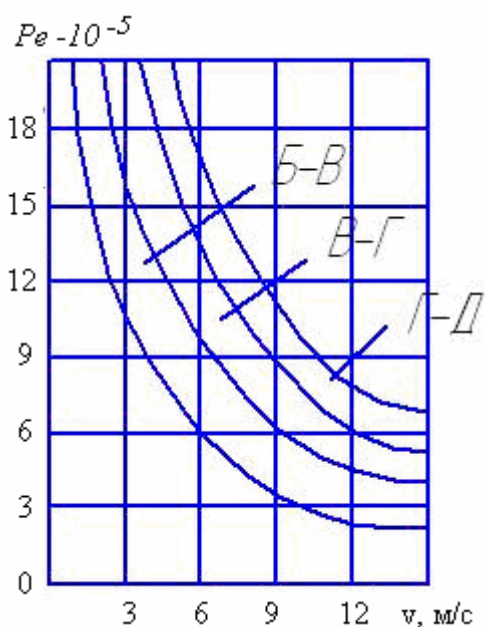
Активные смазки повышают пластическое течение тонкого поверхностного слоя металла при трении деталей в условиях значительных давлений, что приводит к разрушению металла в слоях толщиной до 0,1 мкм.

Это облегчает приработку и снижает интенсивность изнашивания поверхностей.

При взаимодействии смазочных материалов с металлами деталей в процессе трения может возникать так называемый эффект трибополимеризации, заключающийся в образовании аморфных высокомолекулярных продуктов – полимеров трения.

Продукты трибополимеризации (полимерные пленки) обеспечивают противозадирные и противоизносные свойства материалов, резко снижают интенсивность изнашивания деталей сопряжения.

В качестве смазочных материалов, создающих условия возникновения эффекта трибополимеризации, применяют масла и отдельные фракции, индивидуальные углеводороды (цетан) и другие органические соединения. Для активизации процесса адсорбционной пластификации к маслам добавляют специальные полярно-активные присадки.



Зависимости для определения группы моторных масел по степени форсирования двигателя

В соответствии с современными требованиями моторные масла для двигателей внутреннего сгорания должны обладать следующими эксплуатационными свойствами: противоизносными и противозадирными, вязкостными, противокоррозионными, антиокислительными и другими. Моторные масла выбирают, учитывая вид двигателя и степень его форсирования из 6 групп (А, Б, В, Г, Д, Е).

Для выбора масла можно воспользоваться графиком (рисунок). За критерий форсирования двигателя здесь принято произведение средней скорости поршня на среднее эффективное давление. Показанные на графике кривые равных значений критерия форсирования разграничивают пять основных областей применения масел для различных по степени форсирования двигателей.

Однако действующий ГОСТ 17479.1-85 на моторные масла был утвержден еще в 1985 году. За прошедшее время изменились конструкции двигателей, их мощность, степень форсирования и другие показатели. Ужесточились экологические требования к транспортно-эксплуатационным материалам. Все это требует применения новых марок моторных масел.

В настоящее время разработаны и рекомендуются к применению современные моторные масла с присадками, улучшающими их качество и свойства, позволяющие повысить пробег автотранспортных средств без замены масла. К ним относятся как отечественные, так и зарубежные масла.

В качестве отечественных рекомендуются к применению следующие марки моторных масел:

- М-8В (для грузовых автомобилей с бензиновым двигателем, а в качестве зимнего для дизельных автомобилей и дорожно-строительных машин);

- М-5з/12Г1 и М-6з/12Г1 (для легковых автомобилей);

- М-8Г2к и М-10Г2к (для дизелей без наддува или с невысоким наддувом);

- М-8Г2(и), М-10Г2(и), М-8Г2(н) и М-10Г2(н) (для дизелей с импортными пакетами присадок);

- М-8Г2(у) и М-10Г2(у) (долгорботающие, для дизелей как грузовых, так и легковых автомобилей);

- М-8ДМ, М-10ДМ, М14ДМ и М-6з/14ДМ (для дизелей с высоким наддувом, эксплуатируемых в тяжелых условиях).

В качестве зарубежных широкое применение нашли моторные масла следующих известных фирм:

- фирмы «Mobil» (Mobil 1, OW-40, Mobil 1 Rally Formula, Mobil Synt S, Mobil Super Formula 10W-40, Mobil Super 15W-40);

- фирмы «British Petroleum» (VISCO 5000, VISCO 3000, VISCO 2000, VISCO BP MOTOR OIL);

- фирмы «Shell» (Shell Helix, Shell Helix Ultra, Shell Helix Plus, Shell Helix Super, Shell X100 Super).

Таким образом, сегодня существует широкий спектр современных высококачественных моторных масел для двигателей автомобилей и дорожно-строительных машин.

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА АБРАЗИВНОГО ИЗНАШИВАНИЯ  
ПОВЕРХНОСТИ ШЕЙКИ КОЛЕНЧАТОГО ВАЛА  
ПРИ ПРОНИКНОВЕНИИ АБРАЗИВНОГО ЗЕРНА  
В ОБЛАСТЬ ШЕЙКА – ВКЛАДЫШ**

Целью работы является моделирование процесса абразивного изнашивания поверхности шейки коленчатого вала и выявление на этой основе зависимости интенсивности изнашивания от ряда факторов изнашивания.

Считается, что связь между коэффициентом трения и интенсивностью изнашивания не является существенной или просто отсутствует. Тем не менее попытки установить подобную связь продолжают. Так, для тонких смазочных покрытий, когда коэффициент трения оценивается сотыми долями единицы, можно в первом приближении использовать следующую простую зависимость [1]

$$I_h \cong f^4, \quad (1)$$

где  $I_h$  – линейная интенсивность изнашивания;  $f$  – коэффициент трения.

При изнашивании металлов предлагается использовать другую зависимость [2]

$$I_h \cong HB^{-1}, \quad (2)$$

здесь  $HB$  – твердость по Бринеллю.

Приведенные простые зависимости могут применяться для определенных случаев. Они не учитывают влияния других важных факторов на интенсивность изнашивания, например предыстории нагружения и способности материала накапливать повреждения, что не позволяет использовать эти зависимости при расчете величины износа деталей для конкретных практических случаев. Анализ множества видов изнашивания и соответственно подходов к аналитическому описанию изнашивания (усталостного по И.В. Крагельскому; термофлуктуационного по С.Н. Журкову; окислительного по Б.И. Костецкому и др.) показывает отсутствие единого универсального подхода, позволяющего учесть все (или большинство) факторы, влияющие на протекание процесса изнашивания.

Присутствие абразивных частиц в смазочной среде приводит к тому, что они попадают в зазор между поверхностью шейки коленчатого вала и вкладышем под действием перепада давления. С увеличением зазора (вследствие изнашивания поверхности шейки коленчатого вала) возрастает число частиц, которые вследствие коагуляции усиливают износ поверхностей шейки и вкладыша. Поэтому основной задачей является оценка интенсивности изнашиваемой поверхности шейки коленчатого вала как отношение износа к пути трения

$$I_h = \frac{h}{L}, \quad (3)$$

где  $h$  – величина износа;  $L$  – путь трения.

При разработке модели изнашивания отметим некоторые особенности, присущие абразивному изнашиванию:

1. Исходная шероховатость рабочих поверхностей трения не оказывает значительного влияния на величину их износа, так как она сравнительно быстро трансформируется вследствие взаимодействия абразивных частиц с изнашиваемой поверхностью.

2. Износ рабочих поверхностей трения зависит от размеров абразивных частиц и интенсивности их подачи в зону трения, а также от соотношения твердостей сопряженных поверхностей и твердости абразива.

Анализ экспериментальных кривых износа поверхностей шеек коленчатого вала позволяет сделать некоторые предварительные выводы относительно кинетики процесса изнашивания. В частном случае при взаимодействии абразивной частицы и поверхности шейки линейно зависит от времени работы. В этом случае процесс изнашивания можно описать в рамках модели изнашивания, предложенной Р. Хольмом и Дж. Арчардом [3]:

$$I_v = \frac{k_v NL}{HB}, \quad (4)$$

где  $I_v$  – объем изношенного материала;  $N$  – нагрузка;  $L$  – путь трения;  $HB$  – твердость по Бринеллю;  $k_v$  – коэффициент износа.

При абразивном изнашивании коэффициент износа зависит от многих факторов, в том числе от твердости и размеров абразивных частиц. В расчетах он определяется из эксперимента и принимается постоянным. Рассмотрим следующий подход к аналитическому описанию изнашивания, который базируется на обширном экспериментальном материале и физических основах теории изнашивания.

Механическая форма абразивного изнашивания, как известно, предполагает следующий механизм отделения частиц с поверхности твердого тела (собственно износ): абразивные частицы деформируют (упруго и пластически) изнашиваемую поверхность, затем происходит передеформирование и наклеп поверхностного слоя и в конечном счете отделение частиц от поверхности. Важную роль при этом играет образование дефектной структуры приповерхностного слоя, которое наблюдается при углублении канавки, пропахиваемой абразивной частицей. В этом дефектном слое образуется сеть микротрещин, которая является основной причиной образования частиц износа. В этой связи сопротивление изнашиванию напрямую связано с трещиностойкостью материала пары трения.

Интенсивность изнашивания запишем в виде следующего критериального уравнения

$$I_h = \pi_1^{\alpha_1} \pi_2^{\alpha_2} \pi_3^{\alpha_3}, \quad (5)$$

где  $\pi_{1,2,3}$  – критерий подобия;  $\alpha_{1,2,3}$  – показатели степени.



Критерий подобия  $\pi_1$  определяется следующим выражением

$$\pi_1 = \frac{p\sqrt{h}}{K_c}, \quad (6)$$

где  $p$  – среднее контактное давление (при пластическом контакте  $p = HB$ );  $h$  – глубина канавки;  $K_c$  – коэффициент интенсивности напряжений.

Критерий подобия

$$\pi_2 = f, \quad (7)$$

где  $f$  – коэффициент трения.

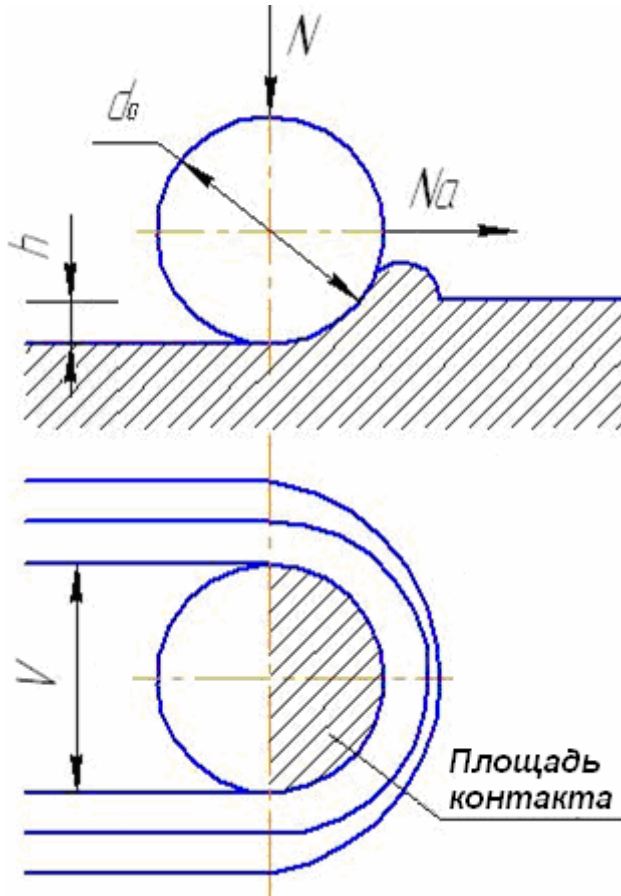
Критерий подобия, введенный М.М. Тенненбаумом:

$$\pi_3 = \frac{H_1}{H_a}, \quad (8)$$

$H_1$  – твердость поверхности шеек коленчатого вала;  $H_a$  – твердость абразивной частицы.

На рисунке показана схема взаимодействия абразивной частицы диаметром  $d_a$  с пропахиваемой ею поверхностью ( $h$  – глубина и ширина канавки;  $N$  – нагрузка;  $V$  – объем изношенного материала).

При моделировании процессов трения и изнашивания необходимо обеспечить одно и то же значение критериев подобия, то есть  $\Pi_{1,2,3} = \text{idem}$ . Таким образом, если известны глубина канавки  $h$ , твердость  $p = HB$  и параметр  $K_c$ , то можно определить значение



Взаимодействие абразивной частицы с пропахиваемой ею поверхностью

первого критерия подобия, который по физическому смыслу определяет «тяжесть» условий контактирования [4].

Экспериментальным образом определяются степени и соответствующие критерии подобия.

В результате получено уравнение с числовыми значениями:

$$I_h = \pi_1^{0,925} \pi_2^{-0,123} \pi_3^{0,235}. \quad (9)$$

Проверку адекватности модели осуществляли по критерию Фишера.

**Выводы.** 1. Данная модель абразивного изнашивания учитывает образование дефектов кристаллической структуры приповерхностного слоя канавки разрушаемой абразивными частицами.

2. Полученное критериальное уравнение интенсивности изнашивания трущихся поверхностей шейки вала и вкладыша показывает нелинейный

характер зависимости от коэффициента трения, размера абразивных частиц и твердости материала.

### Библиографический список

1. Боуден, Ф.П. Трение и смазка твердых тел / Ф.П. Боуден, Д. Тейбор. М.: Машиностроение, 1968. 544 с.
2. Кашеев, В.Н. Абразивное разрушение твердых тел / В.Н. Кашеев. М.: Наука, 1970. 248 с.
3. Лим, Х. Статический анализ данных о скорости износа / Х. Лим // Проблемы трения и смазки. 1988. № 3. С. 32-34.
4. Браун, Э.Д. Моделирование трения изнашивания в машинах / Э.Д. Браун, Ю.А. Евдокимов, А.В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 1981. 191 с.

УДК 621.891

В.А. Погоньшев, М.В. Панов

Брянская государственная сельскохозяйственная академия

## ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ОСНОВЫ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Современные экономические условия ремонта и эксплуатации машинно-тракторного парка требуют использования при ремонте и восстановлении изношенных деталей простых, технологичных и доступных методов восстановления их.


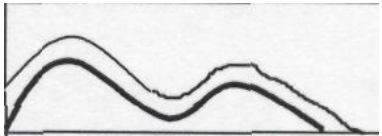


Целью работы является внедрение технологии получения покрытий методом финишной антифрикционной безабразивной обработки (ФАБО) деталей машин и сельскохозяйственной техники.

Научная новизна состоит в разработке теоретических основ повышения износо- и фреттингостойкости деталей машин [1], подверженных циклическим и знакопеременным нагрузкам в критических условиях работы, включающей в себя анализ влияния демпфирующей способности мягких нанопокровов на износостойкость деталей машин. При этом, учитывая данный анализ, разработана методика модифицирования поверхностей с помощью нанопокровов, которая в свою очередь решает задачу гашения колебаний (демпфирование).

Исследование качества наносимой плёнки [1] в зависимости от шероховатости обрабатываемой поверхности показало (табл. 1), что при  $Ra = 5$  мкм ( $R_{max} = 25-30$  мкм) хотя и идёт процесс микрорезания, качественного покрытия не получается, впадины микропрофиля не перекрываются даже при максимально допустимых нагрузках на фрикционный стержень (для меди  $P = 78,4$  МПа, для латуни  $P = 98,0$  МПа). Следовательно, для нанесения мягкой прирабочной плёнки по всему микропрофилю необходимо выполнение условия  $R_{max} \leq h_{теор}$ . Величина внедрения  $h$  зависит от модуля упругости материала наносимой плёнки, геометрии микронеровностей поверхности. Для указанных параметров расчётом была получена зависимость внедрения

$h$  от величины вдавливания микронеровности в материал фрикционного стержня  $R_{\max}$  (табл. 1). Видно, что глубина микропрофиля стальной поверхности, имеющая контакт с фрикционным стержнем, а следовательно, и устойчивое мягкое покрытие, асимптотически стремится к  $h = 35$  мкм. Условие  $h = R_{\max}$  соблюдается до значений  $R_{\max} = 1,5...1,6$  мкм. Таким образом, чтобы обеспечить качественное получение медной плёнки по всей высоте микропрофиля, необходимо, чтобы его максимальная высота  $R_{\max}$  после предварительной обработки была не больше 15 мкм. Было установлено, что при  $R_{\max} = 40$  мкм,  $p = 25$  мкм,  $\alpha = 135^\circ$  максимальная величина составила  $h = 16$  мкм. Сравнение этого значения с расчётным ( $h = 20$  мкм) показывает, что ошибка расчёта глубины формирования покрытия по высоте предложенным способом составила 11%, что вполне удовлетворяет требованиям практики.

Таблица 1. Шкала оценки качества покрытия по параметру шероховатости

$Ra$ , мкм	Условия формирования плёнки	Схема формирования плёнки
0,01...0,02	Плёнка не формируется $\frac{h}{\rho} < 0,5(1 - 2\frac{\tau_i}{\sigma_\delta})$ – нет процесса микро-резания	
0,02...0,08	Зона неустойчивого формирования плёнки $\frac{h}{\rho} = 0,5(1 - 2\frac{\tau_i}{\sigma_\delta})$ – процесс микро-резания идёт неустойчиво	
0,08...1,5	Зона устойчивого формирования плёнки $\frac{h}{\rho} = 0,5(1 - 2\frac{\tau_i}{\sigma_\delta})$ $h = R_{\max}$	
1.5...6.0	Зона неустойчивого формирования плёнки $h \cong R_{\max}$	
6,0...48	Плёнка формируется только по вершинам неровностей	

Результаты экспериментальных исследований процесса фрикционного нанесения наноплёнок пластичных металлов [5] показали, что получение качественных покрытий связано с выполнением условия полной свариваемости (по классификации Мак-Лина) материала покрытия с материалом основы [6], наличием поверхностно-активного вещества в зоне контакта. Для переноса легкоплавкого материала стержня на вращающийся цилиндр

равномерным слоем необходимо выполнение следующих предпосылок: 1) условия микрорезания; 2) условия пластического контакта; 3) критерия заедания; 4) оптимальные параметры нанесения плёнок. Разработана расчётная модель, определённая зависимостью  $Pv = bH^{0,4}$ , позволяющая прогнозировать оптимальные режимы фрикционного нанесения плёнок пластичных металлов. Активатором для обычных сталей служил глицерин, а для легированных – состав: 2,6 г  $\text{SiCl}_2$ ; 2 г винной кислоты, 100 мл глицерина. Толщина плёнки составляла 0,4...8,0 мкм. Оптимальная шероховатость  $Ra = 0,08...1,5$  мкм. Рациональные параметры нанесения плёнок приведены в табл. 2, установка для ФАБО изображена на рис. 1, 2.

Таблица 2. Параметры ФАБО

Материал	Медь	Цинк	Олово
Скорость $v$ , м/с	0,48	0,43	0,35
Давление $P$ , МПа	76	60	35
Продольная подача, $10^{-6}$ м/об	5,4	5,4	4,8
Толщина покрытия $r$ , мкм	0,4...0,5	7,0...8,0	0,4...0,5

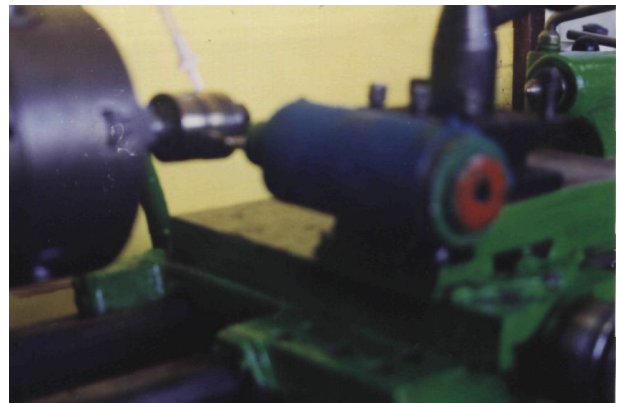


Рис. 1. Устройство для ФАБО



Рис. 2. Общий вид установки по изучению фреттингостойкости покрытий

Для восстановления размеров указанных деталей целесообразно использовать наиболее перспективные технологические способы нанесения покрытий, которые позволяют снизить до минимума последующую механическую обработку и допускают автоматизацию процессов. К ним отно-

сятся, прежде всего, электролитическое и плазменное нанесение покрытий. По ряду технико-экономических показателей наиболее целесообразным способом является электролитический [1].

Для ремонтного производства перспективным является способ механического перемешивания раствора, особенно необходимого при осаждении композиционных электрохимических покрытий (КЭП). Устройство для осаждения композиционных электрохимических покрытий защищено авторским свидетельством [7]. Усовершенствовано устройство для получения электролитических покрытий с целью повышения производительности и упрощения конструкции подвески деталей, которое также защищено авторским свидетельством [8] (А.с. №1310457, 1987 г.) и в настоящее время используется в качестве устройства для нанесения гальванических покрытий на головки стержневых деталей в Иркутском ПО «Восток».

Даже гальванический процесс, активированный трением, – процесс электролитического натирания – сохраняет низкую адгезию покрытия к стальной основе. Поэтому для получения наноплёнок толщиной в несколько микрометров было отдано предпочтение фрикционному нанесению их методом ФАБО [5]. Этот метод лишён указанных недостатков, имеет экономические и экологические преимущества при мелкосерийном производстве. На стальные пористые покрытия были нанесены латунные плёнки толщиной 0,6...0,9 мкм и двухслойные латунно-оловянные плёнки толщиной 1,0...1,4 мкм. Плёнки латуни, нанесённые фрикционным натиранием на металлизированные слои, способствуют снижению износа на 20...25%. Однако проведённые сравнительные испытания комплексных электролитических покрытий, содержащих медь, олово, цинк, свинец, показали лучшие антифрикционные и антиизносные свойства, чем плёнки полученные методом ФАБО. Поэтому актуальна задача получения комплексных плёнок, содержащих олово, цинк, свинец, фрикционным методом.

Приведём теоретическое и экспериментальное обоснование технологии получения многослойных плёнок пластичных металлов. Пусть имеем вал радиуса  $R$ , который вращается вокруг своей оси с угловой скоростью  $\omega$ . Если обозначить  $h_0$  высоту столбика прутка, истираемого за единицу времени, то высота столбика прутка, равномерно стираемого со стержня за время  $t$  будет иметь значение:  $h = h_0 t$  ( $0 \leq t \leq T$ ). За время полного оборота вокруг своей оси имеем высоту истираемого прутка  $H = h_0 T$ . Толщина  $r$  получаемого покрытия в зависимости от коэффициента  $\chi$ , показывающего долю объёма материала прутка, переходящего в покрытие, будет найдётся по формуле

$$r = \frac{V_0}{S_0} = \frac{(1/4)\chi\pi d^2 H}{2\pi R d} = \frac{\chi d H}{8R} = \frac{\chi d h_0 2\pi}{8R\omega} = \frac{\chi d h_0 \pi}{4v} = \frac{\chi\pi h_0 d}{4v}.$$

Высота стержня прутка  $h_0$ , истираемая за единицу времени, меняется скачкообразно с началом каждого нового оборота цилиндра вокруг своей оси, так как:

а) при первом обороте цилиндра материал наносится непосредственно на основную поверхность цилиндра;

б) при повторном проходе условия нанесения существенно меняются, причём скачкообразно. В результате получена зависимость толщины слоя  $r$ , наносимого на цилиндр при каждом его обороте

$$r = \frac{1}{4} \chi \pi \sigma \cdot f(T) \cdot k(T),$$

где важнейшие величины, от которых зависит толщина покрытия: температура  $T$  в данный момент времени, коэффициент трения  $k(T)$ , а также коэффициент износостойкости, зависящий от температуры стержня и материала его;  $\sigma$  – приведённое напряжение, возникающее между трущимися поверхностями.

В работе предлагается теоретически разработанный и экспериментально проверенный способ получения антифрикционных плёночных покрытий большей толщины за счёт охлаждения образца, например, жидким азотом [10].

Длительность испытания износостойкости нанопокровий для каждого образца составляла от 60 до 360 с, нагрузка изменялась ступенчато от 78 до 174 Н. Установка для испытания приведена на рис. 2. Исследование проводилось в лабораторных условиях, в режиме сухого трения, при постоянной частоте колебаний на стандартной машине трения 77МТ-1, модернизированной с помощью тензоусилителя «Топаз-3» и триботехнические характеристики фиксировались с помощью осциллографа Н-117/1 (рис. 2).

По результатам исследований построены трёхфакторные графики зависимостей: интенсивности изнашивания от числа циклов, амплитуды колебаний, нагрузки и частоты. Максимальная интенсивность изнашивания происходит в начальный период, так как контакт индентора с образцом вызывает высокие контактные давления. С течением времени происходит приработка поверхностей, упрочнение зоны трения, образование частиц износа. Процесс изнашивания происходит по схеме упрочнение – разупрочнение – разрушение.

Увеличение нагрузки приводит к увеличению интенсивности изнашивания (рис. 3). С увеличением амплитуды колебаний интенсивность изнашивания возрастает, что согласуется с теорией об ограничении доступа кислорода в зону контакта при фреттинге. С уменьшением частоты интенсивность изнашивания увеличивается, что также объясняется увеличением времени для образования окислов.

Уменьшение амплитуды колебаний (рис. 4) многослойных покрытий можно объяснить их демпфирующей способностью, что ведёт к снижению фреттинг-износа [11-14].

На основании этого можно сделать следующие выводы: наибольшую износостойкость показали образцы, имеющие двухслойное покрытие латунь – олово и эти покрытия снижают коэффициент трения в 1,4–1,7 раза по сравнению со стальными образцами.



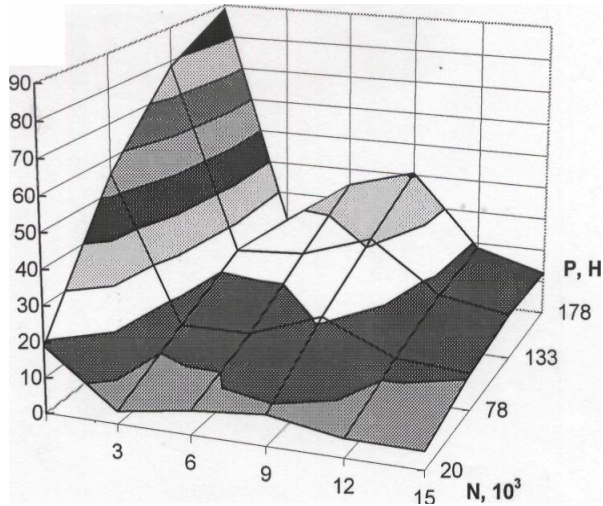


Рис. 3. Зависимость интенсивности изнашивания от числа циклов и нагрузки при  $A = 250$  мкм

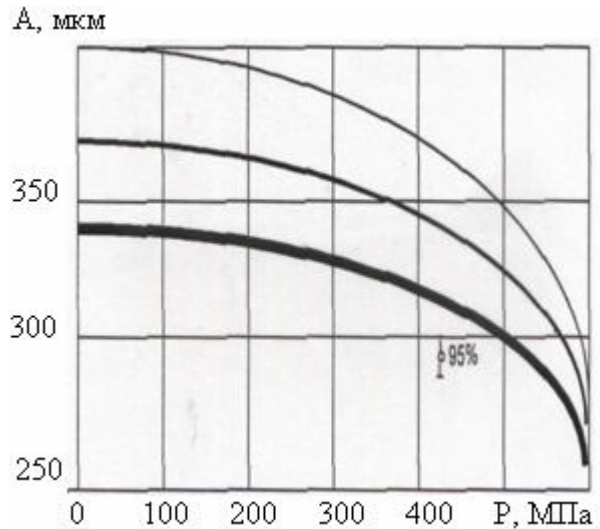


Рис. 4. Зависимость амплитуды колебаний от удельной нагрузки

Результаты проведённых исследований могут быть использованы при создании антифрикционных покрытий для узлов трения машин, в которых совершается возвратно-поступательное или возвратно-вращательное движение.

Наиболее целесообразно использовать такие нанопокрyтия для тяжёлонагруженных пар трения.

#### Библиографический список

1. Погоньшев, В.А. Триботехника в сельском хозяйстве: монография / В.А. Погоньшев, Н.А. Романев, М.В. Панов. Брянск: Изд-во Брянской ГСХА. 2010. 480 с.
2. ГОСТ 27.002-83. Надёжность в технике. Термины и определения.
3. Качество машин: Справочник: в 2 т. Т. 1 / А.Г. Суслов, Э.Д. Браун, В.А. Виткевич и др. М.: Машиностроение, 1995. 256 с.
4. Качество машин: Справочник: в 2 т. Т. 2/ А.Г. Суслов, Ю.В. Гуляев, А.М. Дальский и др. М.: Машиностроение, 1995. 430 с.
5. Гаркунов, Д.Н. Триботехника. Краткий курс / Д.Н. Гаркунов, Э.Л. Мельников, В.С. Гаврилюк. М.: Машиностроение, 2008. 308 с.
6. Мак-Лин, Д. Механические свойства металлов / Д. Мак-Лин. М: Металлургия, 1965. 431 с.
7. А.с. 1194913 СССР. Устройство для осаждения композиционных электрохимических покрытий / П.Д. Нетягов, Н.Н. Сафронов, В.А. Погоньшев. БИ. № 44. 1985.
8. А.с. 1310457 СССР. Подвеска для локальной гальванической обработки стержневых деталей с головкой типа болтов / П.Д. Нетягов, В.А. Гришин, В.А. Погоньшев. БИ. № 16. 1987.
9. Нетягов, П.Д. О фрикционном нанесении плёнок мягких металлов на поверхности трения / П.Д. Нетягов, В.А. Погоньшев // Контактное взаимодействие твёрдых тел: сб. науч. трудов. Калинин: КГУ, 1986. С. 40-45.
10. А.с. 1786190 СССР. Способ нанесения покрытия на деталь / Г.Н. Гусенков, В.А. Погоньшев. БИ. № 1. 1992.
11. Ермичев, В.А. Технологическое обеспечение фреттингостойкости деталей грузовых автомобилей / В.А. Ермичев, В.С. Харченков, В.А. Погоньшев [и др.] // Трение и износ. 1998. Т.19. №3. С. 398-401.

12. Патент № 2126916. Способ гашения колебаний / В.С. Харченков, В.А. Погонышев, В.А. Матанцева, Н.А. Романеев, А.Г. Хохлов; заявл. 31.05.96; опубл. 27.02.99.

13. Yermichev, V. Characteristic properties of fretting-wear of the new bearing materials / V. Yermichev, V. Pogonishev, N. Romaneev, V. Kharchenkov, V. Lemecko // 5-Th. International simposium INSYCONT-98 «Energy and environmental aspects of tribology». Poland, Cracow, 1998. С. 201-210.

14. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.

УДК 621.891:678

В.М. Сербин

Северо-Кавказский государственный технический университет

### **ВЛИЯНИЕ ВОДНОЙ СРЕДЫ НА КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ЭЛАСТОМЕРОВ С ЗАКРЕПЛЕННЫМ АБРАЗИВОМ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ**

Известно, что рабочие органы ряда машин в процессе эксплуатации подвергаются абразивному изнашиванию в присутствии водной среды. В таких условиях находятся, например, шины автомобилей при скольжении заблокированных колес по мокрому дорожному покрытию в период экстренного торможения [1]; эластичные скребки снегоочистительных машин; резиновая футеровка спиральных классификаторов [2] (последние аппараты широко применяются в операциях рудоподготовки алмазо- и золотосодержащего сырья, а также руд черных, цветных и редких металлов).

Специфические условия эксплуатации указанных элементов требуют особого подхода к изучению закономерностей их изнашивания. Однако анализ показал, что в настоящее время отсутствуют системные исследования в этой важной области. Так, в [3] основное внимание уделяется трению и смазке эластомеров, а процессы изнашивания рассматриваются отдельно, без учета влияния смазочно-охлаждающей жидкости. В [4] изучено влияние тепла и влаги на физико-механические свойства резин, но только в условиях статического нагружения. Наиболее интересная и конкретная информация о влиянии водной среды на абразивное изнашивание эластомеров содержится в [2, 5, 6]. Однако объем этих исследований был существенно ограничен из-за известных сложностей стендовых и натуральных экспериментов.

Таким образом, в настоящее время имеется явный недостаток экспериментальных данных по затронутому вопросу. В этой связи целью предлагаемой работы является изучение контактного взаимодействия и особенностей абразивного изнашивания эластомеров при трении о закрепленный абразив в присутствии водной среды.

**Методика экспериментальных исследований.** На первом этапе в качестве объекта исследования была выбрана эластомерная композиция ИРП-10214 (100% БСК), которая по результатам предыдущих сравнитель-



ных испытаний [5, 6] показала максимальную износостойкость. В дальнейшем эта резина использовалась как контрольная и эталонная.

Триботехнические испытания проводились на оригинальной многофункциональной лабораторной установке, разработанной авторами. Конструкция этой установки и методика испытаний подробно рассмотрены в работе [7]. В качестве смазочной среды использовалась водопроводная вода. Трение резиновых образцов осуществлялось о шлифовальный круг типа ПП450×50×350 24А, выполненный из белого электрокорунда (твердостью по Моосу 9...10, зернистость шлифзерна 0,33 мм, содержание основной фракции 55%). Удельная нагрузка в трибосопряжении изменялась от 0,05 до 0,5 МПа, скорость скольжения – от 0,2 до 1,0 м/с, температура жидкой среды – от 5 до 80°C. В процессе эксперимента фиксировалась сила трения и температура в зоне трения. Износ эластомеров оценивался взвешиванием на аналитических весах с последующим пересчетом массового износа в линейную интенсивность изнашивания.

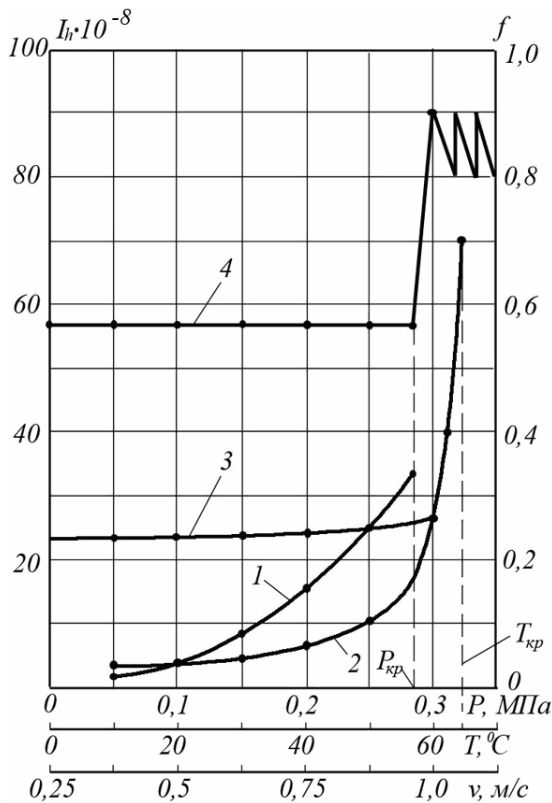


Рис. 1. Влияние удельной нагрузки при  $v = 0,5$  м/с и  $T = 20^\circ\text{C}$  (1), температуры жидкой среды при  $p = 0,1$  МПа и  $v = 0,5$  м/с (2), скорости скольжения при  $p = 0,25$  МПа и  $T = 20^\circ\text{C}$  (3) на интенсивность изнашивания эталонной резины и зависимость коэффициента трения от удельной нагрузки (4) при  $v = 0,5$  м/с,  $T = 20^\circ\text{C}$

**Результаты исследований и их обсуждение.** Предыдущие сравнительные испытания показали [7], что введение в зону трения водной среды приводит к резкому снижению интенсивности изнашивания эталонной резины, вследствие стабилизации температуры в трибосопряжении, смазочного действия жидкости и сглаживания микрошероховатостей абразивных частиц (последний эффект был подтвержден результатами профилометрования изношенных поверхностей резиновых образцов [8]). Однако эти испытания были предварительными и предназначались для обнаружения общих тенденций в изучаемом процессе и установления механизма изнашивания. В настоящем сообщении рассматриваются результаты более детальных испытаний эталонной резины (рис. 1).

Эксперимент показал, что в диапазоне нагрузок от 0,05 до 0,28 МПа интенсивность изнашивания эталонной резины изменяется по «классическому» степенному закону, характерному для усталостного механизма из-

нашивания (кривая 1). Однако при дальнейшем увеличении нагрузки стационарный процесс изнашивания нарушается и его заменяет прерывистое скольжение, сопровождаемое релаксационными колебаниями силы трения (кривая 4).

Следует отметить, что это явление известно в технике под названием "стик-слип-колебания" [9] и в настоящее время существуют различные теории, объясняющие его природу. Во всех случаях для реализации данного эффекта необходимо, чтобы система обладала определенной эластичностью и чтобы избыток энергии (зависящий от разности коэффициентов трения покоя и скольжения) мог вызвать самовозбуждающиеся колебания. В целом прерывистое скольжение сказывается отрицательно на работоспособности всех систем и развивается при сухом или граничном трении, то есть при отсутствии стабильной смазочной пленки. В этой связи наблюдаемые в наших опытах явления могут быть объяснены с позиции существующих в настоящее время представлений о смазке эластомеров [3].

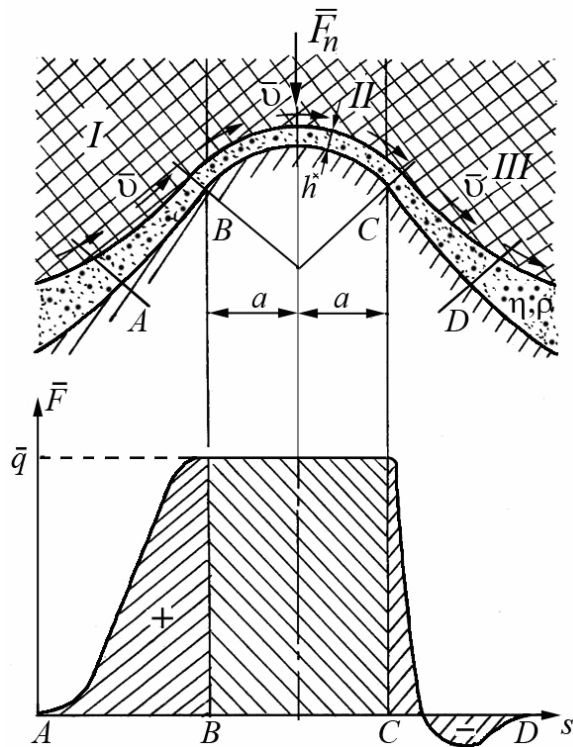


Рис. 2. Развитие макроэластогидродинамического эффекта при взаимодействии эластичного полупространства с отдельным микровыступом [3]

Согласно [3] толщина пленки жидкости в центральной части микровыступов может быть определена по выражению

$$h^{*2} = \frac{\alpha \cdot \mu \cdot v}{q},$$

где  $\alpha$  – коэффициент;  $\mu$  – абсолютная вязкость жидкости;  $v$  – скорость скольжения;  $q$  – среднее давление в зоне контакта.

Известно, что подобный процесс реализуется при скольжении эластичного полупространства по смазанной поверхности твердого недеформируемого тела, снабженного регулярным микрорельефом в виде отдельных микровыступов со скругленными вершинами, в центральной части которых образуется так называемый пленочный подшипник, разделяющий элементы трибосопряжения (рис. 2). В наших опытах существование подобных подшипников подтверждалось отсутствием "засаливания" продуктами износа рабочей поверхности шлифовального круга даже в самых тяжелых режимах испытания, и, кроме того, в случае использования смазочного материала на 30...40% снижался коэффициент трения.

Из этого выражения следует, что по мере повышения нагрузки толщина пленки постепенно уменьшается и при некотором критическом давлении должна возникнуть прямая адгезионная связь между вершинами отдельных микровыступов и эластомером. Как следует из нашего эксперимента, подобная экстремальная ситуация наступает при давлении порядка  $\approx 0,3$  МПа и внешне проявляется в виде резких колебаний коэффициента трения, а также наличия многочисленных следов микровырывов фрагментов резины из глубинных слоев полимера, что характерно для адгезионного взаимодействия. При этом проявлению прерывистого скольжения способствуют свойства самого изнашиваемого материала – резины, которая обладает высокой эластичностью по своей природе. Однако подобный нестационарный процесс не наблюдался в условиях сухого трения и при повышенных значениях температуры воды. Отсюда следует, что для проявления прерывистого скольжения необходимо сохранение первоначальных физико-механических свойств и структуры полимера, что возможно только при стабилизации температуры в трибосопряжении.

Влияние температурного фактора на износостойкость эталонной резины на рис. 1 отражает кривая 2. Следует отметить, что этот параметр является наиболее значимым для полимеров и в то же время наиболее трудно контролируемым в процессе испытаний. Особенность рассматриваемой ситуации заключается в том, что за счет постоянно обновляемой жидкой среды, подаваемой из термостата на вращающуюся поверхность шлифовального круга, удается создать стабильные температурные условия в трибосопряжении. Этому также способствуют высокая удельная теплоемкость воды (в 5 раз выше, чем у воздуха) и наличие эффективных дренажных каналов, расположенных на макрошероховатой поверхности контртела. Измерения, выполненные при помощи хромель-копелевой термопары, показали, что температура в трибосопряжении с точностью  $\pm 0,5^\circ\text{C}$  соответствует температуре жидкой среды и поэтому кривая 2 на рис. 1 по сути дела отражает зависимость интенсивности изнашивания вулканизата от этого фактора.

Анализ характера кривой показывает, что на участке  $5...40^\circ\text{C}$  эта зависимость близка к линейной и интенсивность изнашивания эластомера на данном участке изменяется незначительно. При дальнейшем повышении температуры износ постепенно увеличивается и при некоторой критической температуре (около  $62^\circ\text{C}$ ) начинается катастрофическое разрушение образца, что выражалось в периодическом отделении с поверхности трения продуктов износа в виде крупных скаток при одновременном резком повышении коэффициента трения.

Для того чтобы установить причины этого явления, был изучен микрорельеф изношенных поверхностей резиновых образцов. Анализ показал, что при температуре жидкой среды ниже критической эта поверхность является относительно гладкой со следами небольших продольных борозд и углублений (рис. 3а), что характерно для смешенного механизма изнаши-

вания с преобладанием усталостного. Повышение температуры воды до критических значений приводит к образованию так называемого рисунка Шалламаха в виде ряда параллельных гребней (рис. 3б), что свидетельствует о развитии одного из наиболее интенсивных механизмов изнашивания посредством "скатывания" [10]. Поскольку этот механизм реализуется только в условиях непосредственного контакта элементов пары трения, то отсюда можно сделать вывод, что во втором случае были нарушены условия смазки в трибосопряжении.

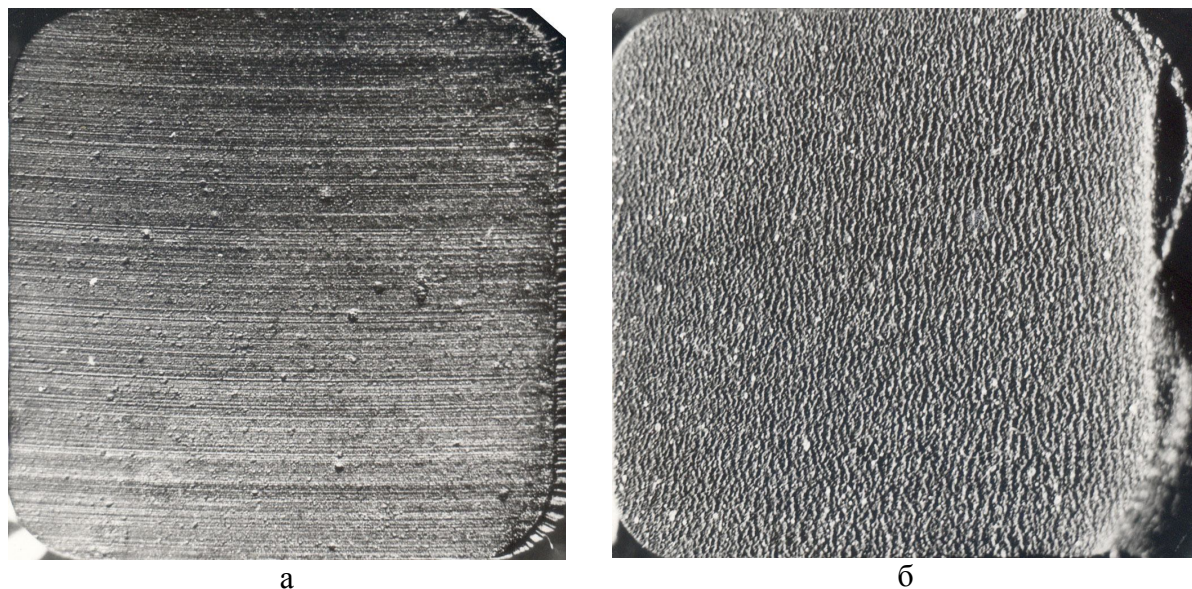


Рис. 3. Морфология поверхности трения резины ИРП-10214 ( $p = 0,1$  МПа;  $v = 0,5$  м/с): а – при температуре жидкой среды  $20^{\circ}\text{C}$ ; б –  $62^{\circ}\text{C}$

Для установления причин этого негативного явления была изучена структура продуктов износа. Анализ показал, что у первого образца эти продукты имеют вид сухой и упругой крошки, а у второго – маслянистых липких скаток. Кроме того, поверхность трения самого образца также оказалась липкой, что позволяет однозначно констатировать, что во втором случае имела место механо-химическая деструкция полимера, инициированная термическим влиянием воды. Данный вывод был также подтвержден результатами экстракции продуктов износа в ацетоне и хлороформе, при помощи которых, как известно, извлекают, соответственно, окисленные продукты деструкции и продукты разрушения структурной сетки. Сравнительные испытания показали, что содержание ацетонового экстракта в продуктах износа по сравнению с исходной резиной увеличилось на 67%, а хлороформенного – на 53%, то есть при изнашивании протекали оба механо-химических процесса.

Таким образом, развитие термодеструкционных процессов привело к размягчению поверхностных слоев резины и понижению ее упруго-прочностных показателей. В этих условиях, как следует из [3], реализация макроэластогидродинамического эффекта невозможна. Поэтому в резуль-



тате комплексного влияния этих негативных факторов развивается высокоинтенсивный механизм изнашивания посредством "скатывания".

Таким образом, водная среда играет роль смазки и эффективного термостабилизатора только в области температур, не оказывающих значительного влияния на внутреннюю структуру полимера.

Известно, что скорость скольжения влияет на износ эластомеров косвенно – через изменение их упруго-прочностных характеристик и коэффициент трения [11]. Однако значение этих параметров зависит, прежде всего, от температуры в трибосопряжении [12]. Следовательно, при поддержании стабильной температуры в зоне трения этот фактор не должен оказывать существенного влияния на износ эталонной резины, что подтверждается характером кривой 3 на рис. 1.

Одним из наиболее значимых факторов, определяющих износостойкость полимеров в условиях сухого трения, является твердость абразива. Проверка влияния этого параметра на изнашивание резины ИРП-10214 в присутствии водной среды показало, что твердость абразива влияет, главным образом, на период приработки (сглаживания) микрошероховатостей на вершинах отдельных выступов, что необходимо для реализации эффекта макроэластогидродинамики. Однако объем этих испытаний был существенно ограничен из-за отсутствия нужного набора контртел, и изучение влияния данного фактора на контактное взаимодействия эластомеров и абразива будет продолжено.

Достоверность проведенных исследований была подтверждена результатами испытаний ряда резинотехнических изделий в промышленных условиях, в частности, футеровки спиральных классификаторов [5]. Предварительный анализ показал, что рабочие органы этих машин эксплуатируются при нормальном нагрузочном, температурном и скоростном режиме, установленном выше. Поэтому ресурс работы резиновой футеровки, выполненной из резины ИРП-10241, в 5...6 раз превысил срок службы футеровки, выполненной из отбеленного чугуна и в 2...3 раза – из сплава ИЧХ28Н2.

**Заключение.** На основании проведенных исследований установлено, что в условиях смазки водой, с одной стороны, значительно повышается износостойкость резины и расширяется область ее использования, а с другой – возникают определенные ограничения, связанные с реализацией нестационарных процессов. Показано комплексное влияние внешних факторов и характеристик жидкой среды на процессы, протекающие в трибосопряжении, в том числе на трибохимические превращения и смазку эластомеров.

#### Библиографический список

1. Немчинов, М.В. Сцепные качества дорожных покрытий и безопасность автомобиля / М.В. Немчинов. М.: Транспорт, 1985. 229 с.
2. Пенкин, Н.С. Гуммированные детали машин / Н.С. Пенкин. М.: Машиностроение, 1977. 200 с.
3. Мур, Д. Трение и смазка полимеров / Д. Мур. М.: Химия, 1977. 262 с.

4. Щерба, В.П. Исследование путей повышения долговечности резин, эксплуатирующихся в условиях воздействия тепла и влаги: автореф. дис. ... канд. тех. наук / В.П. Щерба. Ярославль: Издательство ЯГТУ, 1980. 21 с.
5. Пенкин, Н.С. Повышение износостойкости горнообогачительного оборудования / Н.С. Пенкин, Е.П. Капралов, П.В. Маляров и др. М.: Недра, 1992. 264 с.
6. Каплаухов, К.Н. Футеровка спирального классификатора резиновыми секторами / К.Н. Каплаухов // Горный журнал. 1977. № 8. С. 55-56.
7. Сербин, В.М. Многофункциональная лабораторная установка для испытаний эластомеров на абразивное изнашивание / В.М. Сербин // Каучук и резина. 1999. № 2. С. 25-28.
8. Сербин, В.М. Абразивное изнашивание эластомеров при наличии водной среды / В.М. Сербин // Сб. научных трудов. Вып. 5. Ростов н/Д: Донской гос. тех. ун-т. 1998. С. 70-79.
9. Исследования по триботехнике: сб. статей / под ред. А.В. Чичинадзе. М.: НИИМАШ. 1975. 308 с.
10. Евстратов, В.Ф. Современное состояние проблемы истирания резин / В.Ф. Евстратов, Г.И. Бродский, Н.Л. Сахновский // Каучук и резина. 1969. № 11. С. 17-22.
11. Крагельский, И.В. Трение и износ / И.В. Крагельский. М.: Машиностроение, 1968. 438 с.
12. Бартенев, Г.М. Трение и износ полимеров / Г.М. Бартенев, В.В. Лаврентьев. М.: Химия, 1972. 240 с.

УДК 621.891

И.И. Беркович, Ю.И. Морозова

Тверской государственный технический университет

## **ФРИКЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОНТАКТА ВОЛОКОН С ТВЕРДОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ**

Рассмотрим фрикционный контакт волокнистых структур в виде простых и сложных волокон с твердой поверхностью. Считая поверхности элементарного волокна и контртела достаточно гладкими, можно при расчете фактической площади контакта пренебречь влиянием шероховатости.

Рассмотрим упругий контакт элемента волокна 1-го порядка сложности (моноволокна) с плоской поверхностью. По формуле Герца [1] фактическая площадь контакта

$$A_{r1} = 2k (Q D_1 \Delta L_1 j_1)^{1/2},$$

где  $k$  – константа,  $j$  – упругая составляющая,  $D_1$ ,  $\Delta L_1$  – диаметр и длина волокна,  $Q$  – нормальное усилие.

Перейдем к фактической площади контакта волокна 2-го порядка. Площадки контакта наклонены по отношению к направлению перпендикулярному оси волокна на угол подъема внешних моноволокон (угол скручивания). Если все площадки контакта вытянуть в линию, то протяженность этой линии

$$\Delta L_1^* = 2b_2 \Delta L_2 D_1^{-1}.$$

Теперь фактическую площадь контакта волокна 2-го порядка сложности можно представить как площадь контакта 1-го порядка протяженностью  $\Delta L_1^*$ , прижатой к плоскости нормальной нагрузкой, действующей на волокно 2-го порядка сложности:

$$A_{r2} = 2k (Q D_1 \Delta L_1^* j_1)^{1/2} = A_{r1} = 2k (2Q b_2 \Delta L_2 j_1)^{1/2}.$$

Будем считать сложное волокно как упругое цилиндрическое тело, обладающее собственным модулем упругости и коэффициентом Пуассона. Исходя из этого, можно выразить контурную площадь волокна 2-го порядка сложности, представляя ее в форме прямоугольника с помощью формулы Герца:

$$2b_2 \Delta L_2 = 2k (Q D_2 \Delta L_2 j_2)^{1/2}.$$

Рассматривая совместно последние две формулы, выражаем фактическую площадь контакта для волокна 2-го порядка сложности:

$$A_{r2} = (2k)^{3/2} Q^{3/4} (D_2 \Delta L_2 j_2)^{1/4} j_1^{1/2}.$$

Рассуждая аналогичным образом, можно получить формулы для расчета фактической площади контакта волокон 3-го и 4-го порядка сложности:

$$A_{r3} = (2k)^{7/4} Q^{7/8} (D_3 \Delta L_3 j_3)^{1/8} j_2^{1/4} j_1^{1/2}.$$

$$A_{r4} = (2k)^{7/8} Q^{15/16} (D_4 \Delta L_4 j_4)^{1/16} j_3^{1/8} j_2^{1/4} j_1^{1/2}.$$

Обобщая изложенное на произвольный порядок сложности волокна, получаем формулу для расчета фактической площади контакта волокон в общем виде:

$$a_r = (2k)^{2-0,5^{i-1}} q_n^{1-0,5^i} D^{0,5^i} \prod_1^i j_z^{0,5^z} = G q_n^{1-0,5^i}, \quad (1)$$

где  $a_r$  – площадь контакта на единице длины волокна,  $q_n$  – погонная нагрузка.

В таблице показано влияние степени сложности волокна на показатели степени у величин, входящих в формулу (1).

Влияние степени сложности волокна на показатели степени в формуле (1)

$i$	1	2	3	4	5	6	7	8
$1 - 0,5^i$	0,5	0,75	0,875	0,9375	0,9687	0,9844	0,9922	0,9961
$0,5^i$	0,5	0,25	0,125	0,0625	0,0312	0,0156	0,0078	0,0039

Как показывают данные таблицы, с ростом степени сложности волокна показатель степени у нагрузки стремится к единице, и, начиная с 5-й степени сложности, можно считать, что фактическая площадь контакта прямо пропорциональна нагрузке. Одновременно снижается влияние диаметра волокна и упругих постоянных сложных нитей, составляющих волокно. Наибольшее влияние оказывают упругие постоянные составляющих элементов 1, 2, 3 и 4-го порядков сложности. Перечисленные особен-

ности формирования контакта сложных волокон определяют закономерности их трения.

Поскольку трение нитей имеет преимущественно адгезионную природу, то сила трения выражается как произведение адгезионной составляющей удельной силы трения на фактическую площадь контакта:

$$F = \tau A_r.$$

При этом удельная сила трения [2]

$$\tau = \tau_0 + \beta \sigma_r,$$

где  $\tau_0, \beta$  – молекулярные константы трения.

Сила трения выражается в виде

$$F = \tau_0 A_r + \beta Q. \quad (2)$$

Коэффициент трения

$$\mu = F/Q = \tau_0 A_r/Q + \beta = \tau_0/\sigma_r + \beta. \quad (3)$$

При скольжении волокна по плоской поверхности, если известна нормальная нагрузка, действующая в расчете на единицу длины (погонная нагрузка), то зависимость погонной силы трения и коэффициента трения от погонной нагрузки выражается с учетом (1)–(3) в виде:

$$f_n = \tau_0 G q_n^{1-0,5^i} + \beta q_n,$$

$$\mu = \tau_0 G q_n^{-0,5^i} + \beta.$$

Эти соотношения определяют закономерности трения волокон в условиях упругого контакта.

#### Библиографический список

1. Справочник по триботехнике. М.: Машиностроение, 1989. Т. 1. 397 с.
2. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.



УДК 621.9.06

А.П. Архаров

Тверской государственной технической университет

**АВТОМАТИЗАЦИЯ ВТОРИЧНОЙ ОРИЕНТАЦИИ  
СТУПЕНЧАТЫХ СТЕРЖНЕЙ**

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

Для ориентации ступенчатых стержней известен способ, включающий подачу детали в паз наклонного кольца, транспортирование ее путем вращения кольца, передачу правильно ориентированной детали в отводящий лоток, фиксацию в кольце неправильно ориентированной детали и ее переориентацию в требуемое положение вращением кольца до совмещения его паза с отводящим лотком, освобождение от фиксации и передачу в отводящий лоток, причем перед подачей детали в паз наклонного кольца уменьшают размер поперечного сечения выходной части паза для обеспечения захода в нее правильно ориентированной детали, а перед подачей детали в отводящий лоток размер поперечного сечения выходной части паза увеличивают до размеров его входной части [1].

Операции, связанные с фиксацией и освобождением от фиксации неправильно ориентированной детали, с уменьшением и увеличением размеров поперечного сечения выходной части паза, усложняют способ.

Известен также способ ориентации ступенчатых стержней, включающий подачу детали в паз наклонного кольца с вводом малой ступени неправильно ориентированной детали в гнездо кольца, транспортирование детали путем вращения кольца, опускание правильно ориентированной детали по глубине паза до совмещения с выемкой центральной пробки и передачу ее в отводящий лоток, переориентацию неправильно ориентированной детали в требуемое положение вращением кольца до совмещения его паза с отводящим лотком и удаление ее в упомянутый лоток [2].

Известный способ имеет ограниченные технологические возможности, поскольку не позволяет переориентировать ступенчатые стержни, имеющие на своих концах ступени, равные по диаметру, но разные по длине. Наличие таких конструктивных элементов позволяет как правильно ориентированным, так и неправильно ориентированным деталям заходить в гнездо кольца и опускаться в выемку центральной пробки, что делает невозможным использование этого способа для ориентации подобных деталей.

Отмеченных недостатков лишен разработанный способ ориентации ступенчатых стержней (рисунок) [3].

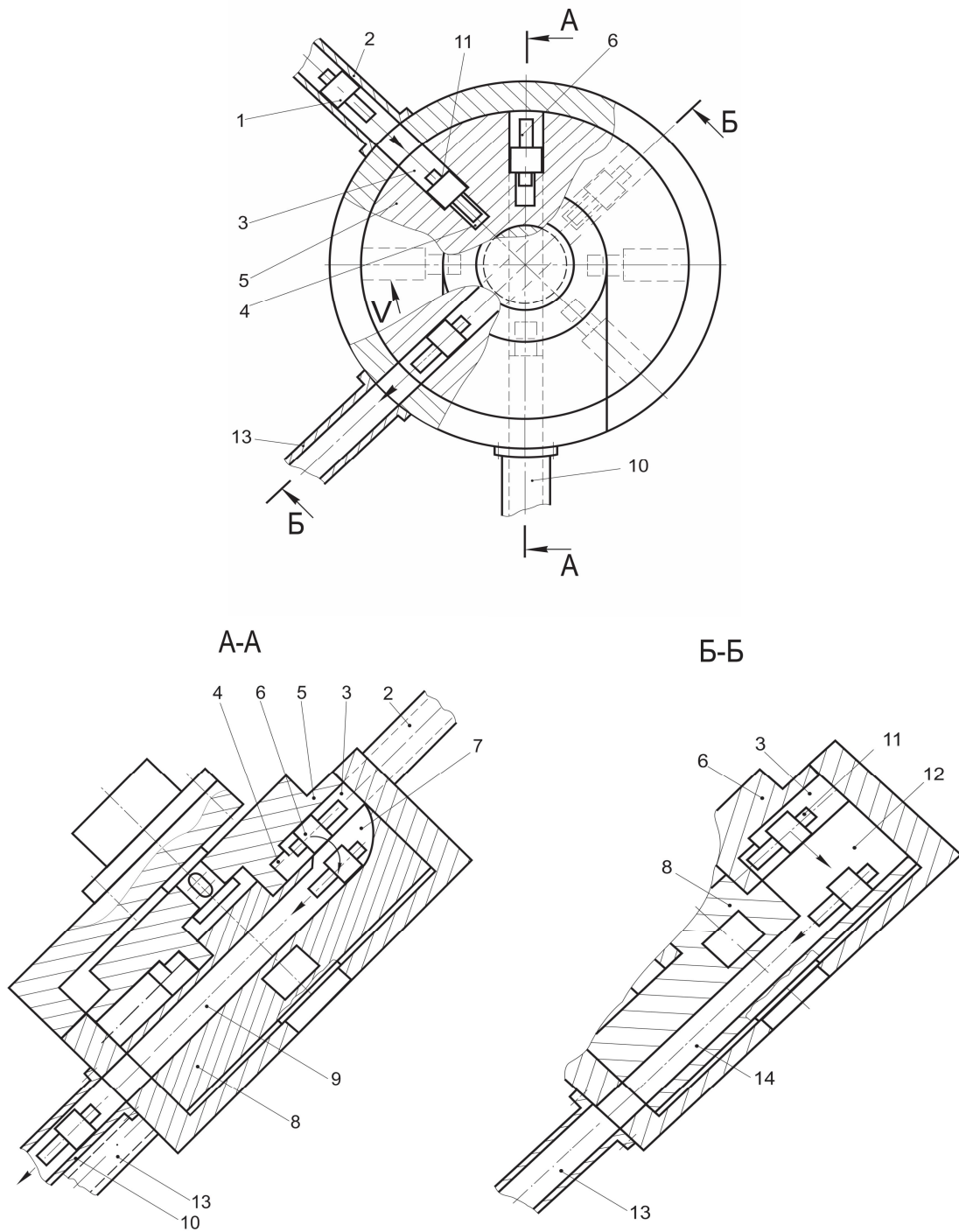


Схема осуществления способа ориентации ступенчатых стержней

Способ включает в себя следующие операции: подачу детали 1 из подводящего лотка 2 в паз 3 с вводом малой по диаметру ступени одного из её концов в гнездо 4 наклонного кольца 5, транспортирование детали путем вращения со скоростью  $V$  упомянутого кольца, переориентацию неправильно ориентированной детали 6 в требуемое положение путем опрокидывания в проём 7 центральной пробки 8 при его совмещении с пазом 3 и удаление ее по тоннелю 9 в отводящий жёлоб 10, опускание правильно ориентированной детали 11 по глубине паза 3 в выемку 12 при её совме-

щении с пазом 3 и передачу правильно ориентированной детали 11 в отводящий лоток 13 по сквозному наклонному каналу 14.

Таким образом, за счет того, что при совмещении паза с проемом не удерживают гнездом деталь, введенную в гнездо короткой ступенью (неправильно ориентированная деталь), и опрокидывают её в этот проём, а удерживают деталь, введенную длинной ступенью (правильно ориентированная деталь), достигается возможность ориентации деталей, имеющих на своих концах равные по диаметру, но разные по длине ступени. Это дает расширение технологических возможностей.

Способ может быть использован на машиностроительных предприятиях для ориентации деталей в виде стержней, имеющих на концах одинаковые по диаметру, но разные по длине цилиндрические и другие ступени, между которыми имеется перепад не по всему периметру буртика, при автоматизации операций механической обработки, наплавки, сборки и измерения.

#### **Библиографический список**

1. Патент № 2171736. Способ ориентации ступенчатых стержней / А.П. Архаров, А.В. Цыгвинцев; заявл. 30.12.1998; опубл. 10.08.2001. Бюл. №22.

2. Патент № 2271916. Способ ориентации ступенчатых стержней / А.П. Архаров, Н.С. Архарова; заявл. 12.07.2004; опубл. 20.03.2006. Бюл. №8.

3. Патент № 2366555. Способ ориентации ступенчатых стержней / А.П. Архаров; заявл. 09.01.2008; опубл. 10.09.2009.

УДК 621.311:658.26

Г.Б. Бурдо

Тверской государственный технический университет

#### **ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ ПОДРАЗДЕЛЕНИЯМИ В ГЕОФИЗИЧЕСКОМ ПРИБОРОСТРОЕНИИ**

В настоящее время в машиностроении произошли существенные структурные перестройки, связанные прежде всего с тем, что доля предприятий единичного (ЕДП) и мелкосерийного производства (МСП) возросла до 40÷50%. К данному типу производств, как правило, относятся фирмы, занятые производством высокотехнологичных и наукоёмких изделий. Существующие автоматизированные системы управления производством (АСУТП) оказались неэффективными, так как не учитывают специфику ЕДП и МСП, связанную с позаказной системой планирования, отсутствием долговременных планов выпуска изделий (на 0,5–1 год), необходимостью оперативных корректировок объемных планов и их увязки с календарным планированием [1, 2]. Указанные причины определяют значительно худшие технико-экономические показатели технологических подразделений (ТП) предприятий ЕДП и МСП по сравнению с серийным и крупносерийным производством (срывы сроков поставок, малая загрузка оборудования, высокая себе-

стоимость и т.д.). Поэтому решение задачи интеллектуальной организации ЕДП и МСП востребовано промышленностью.

**1. Постановка задачи.** Использование АСУТП в ЕДП и МСП предполагает пересмотр принятых принципов организации и управления производством, выдвигая на первый план такие, как многоуровневость, комплексность (организационно-технологические задачи), учет динамики состояния в ТП, высокая формальность и оперативность принятия решений за счёт наличия элементов искусственного интеллекта (ИИ). Для решения задачи интеллектуальной организации Т<sub>х</sub>П разработано математическое описание их состояний.

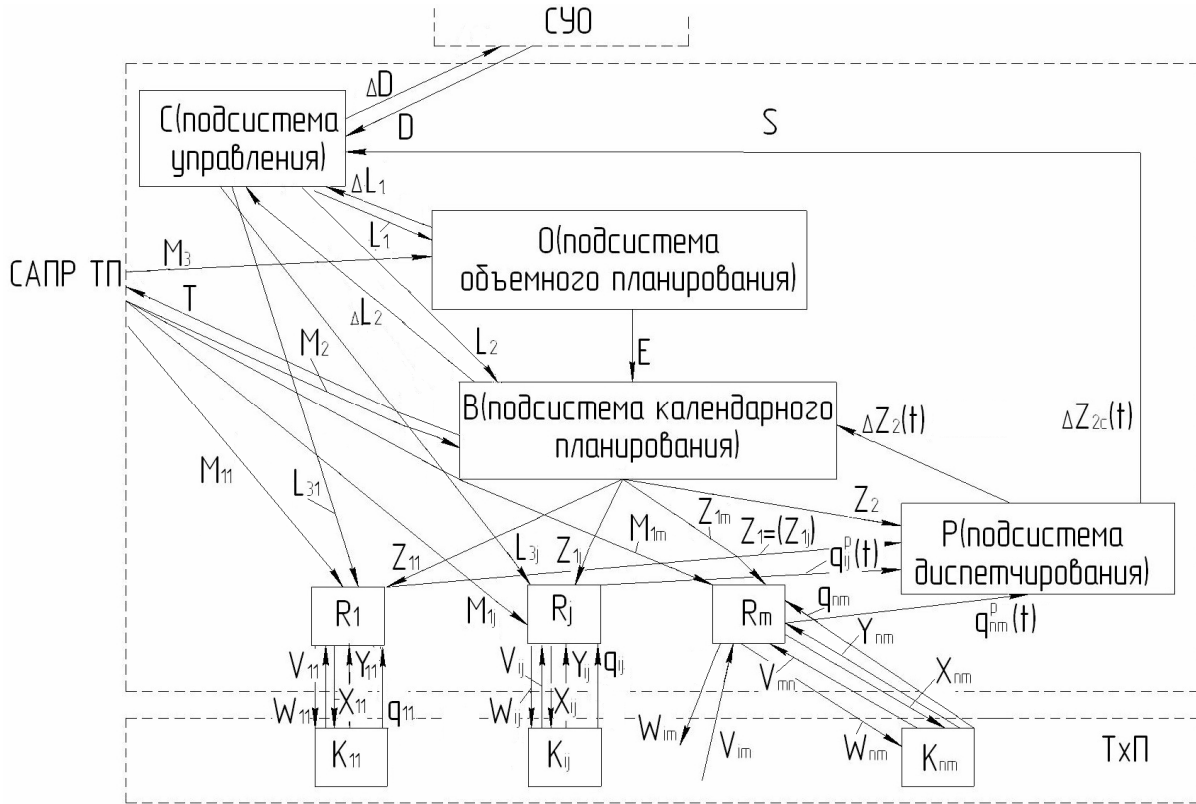
Все подсистемы – оперативного планирования (ОП), календарного планирования (КП), диспетчирования (Д), управления работой на рабочих местах (мастера  $\{R_j\}$ ) – связаны между собой, поэтому неэффективная работа любой из них приводит к сбою работы в Т<sub>х</sub>П в целом. Состояние Т<sub>х</sub>П характеризуется множеством показателей  $\{ПК_j\}_i$  на каждом  $i$ -м уровне управления, на каждый из которых  $ПК_j$  накладываются ограничения, и устанавливается в области их допустимых значений ( $ПК_{jmin}$  и  $ПК_{jmax}$ ), характеризующие устойчивую работу Т<sub>х</sub>П. В процессе работы Т<sub>х</sub>П определяют фактические значения показателей  $\{ПК_{jф}\}$  и по их различиям  $\{\Delta ПК_{ji}\}$  с  $\{ПК_{jmin}\}$  или  $\{ПК_{jmax}\}$  определяют тенденции их стремления к нулю, по которым формируют множества управляющих воздействий  $\{УВ_{ji}\}$ , позволяющих ввести Т<sub>х</sub>П в нормальное состояние функционирования, обеспечивающее выполнение объемного плана.

**2. Иерархическая модель интеллектуальной системы управления технологическими подразделениями.** На первом этапе была разработана модель, в которой рассматриваются Т<sub>х</sub>П =  $\{K_{ij}\}$ , где  $\{K_{ij}\}$  – элементы (участки Т<sub>х</sub>П), управляемые АСУТП, представляемой в виде операторов  $\{R_j\}$ ,  $P, B, O, C$  (рисунок).

АСУТП в силу системного принципа (подчиненность целей функционирования подсистем низшего уровня целям подсистем высшего) имеет связи с системой управления организации (СУО), а в связи с необходимостью учета параметров состояния технологических подразделений при проектировании технологических процессов – с системой их автоматизированного проектирования (САПР ТП).

Операторы  $\{R_j\}$  – управляют непосредственно  $\{K_{ij}\}$  – контроль над технологической дисциплиной (ТД), распределение работ по рабочим местам (РМ), сбор информации о ходе выполнения работ и занятости рабочих мест и используют информацию:  $\{Z_{lj}\}$  – множество параметров календарного плана графика (КПГ) выпуска деталей;  $\{M_{lj}\}$  – множество параметров технологии;  $\{Y_{lj}\}$  – множество параметров, характеризующих загрузку и число рабочих мест в  $\{K_{ij}\}$ ;  $\{V_{ij}\}$  – множество параметров, характеризующих соблюдение ТД;  $\{L_{3j}\}$  – управляющее воздействие от подсистемы  $C$  с целью корректировки КПГ;  $\{W_{ij}\}$  – управляющие воздействия по соблюдению ТД;  $\{X_{ij}\}$  – управ-

ляющие воздействия с целью соблюдения КПП;  $\{q_{ij}\} \leftarrow (t)$  – множество параметров, описывающих фактическое состояние РМ и КПП.



Структурная схема АСУТП

Подсистема  $P$  определяет разницу  $\Delta Z_2(t)$  и  $(\Delta Z_2^c(t))$  фактических КПП и числа РМ от границ, задаваемых в  $Z_2$  для каждого  $K_{ji}$  участка  $T_x\Pi$ .

Подсистема  $B$  рассчитывает: 1) множество параметров КПП ( $\{Z_{1j}\}$  для  $\{R_j\}$  и  $Z_2$  для  $P$ ) на основании информации  $E$  (множество параметров ОП) и  $M$  (множество параметров маршрутной технологии);  $L_2$  (множество параметров, характеризующих указания оператора  $C$ ; предельные сроки реализации КПП, плановое число РМ); 2) отличие КПП от предельных значений расчетного ( $\Delta L_2$ ) и фактическую загрузку РМ ( $T$ ) для САПР ТП.

Оператор  $O$  рассчитывает множество параметров, содержащихся в объемном плане ( $E$ ), на основании  $L_1$  (множество параметров, характеризующих планы выпуска изделий и число РМ) и  $M_3$  (множество параметров, характеризующих трудоемкости); множество параметров  $\Delta L_1$ , характеризующих отклонения рассчитанного ОП от заданного.

Подсистема  $C$  задает ОП ( $L_1$ ) при его первоначальном формировании, при итерационном уточнении, при анализе КПП и корректировке по результатам его выполнения в  $T_x\Pi$ ; разрабатывает множества параметров КПП ( $L_2$ ) при его первоначальном формировании, при итерационных процедурах его уточнения и при корректировке на основе фактического его выполнения в  $T_x\Pi$ . Второй вид функций оператора  $C$  определяет множество параметров отклонения (прогноз)  $\Delta D$  от планового задания  $D$  для сис-

темы управления организацией (СУО) на основе сформированного ОП на основе рассчитанных отклонений  $\Delta L_2$  и на основе анализа его выполнения в Т<sub>х</sub>П ( $\Delta Z_2(t)$ ); третий – определяет организационную сторону управления ( $L_3$ ) и служит для непосредственного управления  $\{R_j\}$ .

В рамках модели дано теоретико-множественное описание функций (всего 29) операторов, которые в связи с ограниченностью объема не приведены.

Функции операторов реализуются в человеко-машинном способе организации АСУТП, при этом оператором осуществляются функции распределения работ по подразделениям, составление прогноза для СУО, определение времени окончания итерационных процедур при составлении и корректировке объемных планов.

В САПР ТП используется информация от АСУТП, что создает предпосылки эффективного управления уже на этапе технологической подготовки производства, что можно так же трактовать как принцип создания АСУТП.

Уточним постановку задачи на основе рассмотренной модели. Первая задача управления состоит в том, чтобы привести работу Т<sub>х</sub>П (то есть отличие  $\Delta Z_2(t)$ ) в состояние, которое обеспечивает выполнение ОП (то есть сроков выполнения контрактов). Вторая задача – на основе имитации работы Т<sub>х</sub>П путем разработки КПП определить сроки выполнения новых контрактов.

**3. Имитационная модель расчета календарных планов-графиков с элементами искусственного интеллекта.** При расчете КПП имитируется работа Т<sub>х</sub>П и определяются сроки прохождения деталей по рабочим местам. На первом этапе всем работам присваиваются приоритеты (всего 6) в данном интервале оперативного планирования (ИОП) длительностью 5 дней, с помощью продукционных моделей [3]. Высший критерий (вне очереди) может присваиваться СУО. Остальные работы разбиваются на типы и получают паритеты с помощью утверждений вида: ЕСЛИ {тип работы <указание тип>} ТО {она имеет приоритет <номер приоритета>}.

Типы работ устанавливаются исходя из их назначения и сроков выполнения работ. (Работы по срочному заданию СУО; плановые работы текущего ИОП; работы по изготовлению средств технологического оснащения для изделий планового периода; плановые работы следующего ИОП; исправление брака по работам текущего ИОП; работы из оперативных резервов мастеров; заказы с длительными сроками выполнения и т.д.). По мере перехода в следующий интервал оперативного планирования приоритеты меняются. К примеру, работы по изготовлению средств технологического оснащения для изготовления изделия приоритетнее изготовления самого изделия, внеплановые работы из последующих ИОП менее приоритетны, чем текущие и т.д., но по мере перехода в следующие ИОП работы из низкопаритетных переходят в разряд высокопаритетных и т.д. Детали с более высоким приоритетом обрабатываются первыми, а если оборудование свободно, то обслуживается первая поступившая деталь.

Для деталей в пределах одного приоритета предложено несколько схем (всего 10) прохождения деталей по операциям на основе анализа состояния  $T_x\Pi$ , выбираемых с помощью продукций вида:

ЕСЛИ {<параметры  $T_x\Pi$  >} ТО {схема<номера схем>}.

Например: Если {<загрузка оборудования по деталепотоку снижается>} ТО {<первой обслуживается деталь с меньшей длительностью  $I$  части технологического процесса (схема 1) или с меньшей длительностью первой операции (схема 2)>}. Строится расписание прохождения деталей по операциям по выбранным схемам, из них выбирают ту, для которой общий цикл  $T$  по  $l$  партиям деталей минимален:

$$T = \max_{lqi} \{t_{lqi}^k\} \dot{E}min,$$

где  $t_{lqi}^k$  – время окончания обработки  $e$ -й партии деталей на  $q$ -й операции на  $i$ -й группе станков от начала соответствующего ИОП. Расписание строится пошагово методом ветвей и граней.

Следует отметить, что в контексте принципа создания предпосылок для управления необходимо до начала реализации (или параллельно) проекта АСУТП сбалансировать типы и группы оборудования  $T_x\Pi$  по мощностям путем анализа номенклатуры выпускаемой продукции, что позволит в последующем избегать появления «узких» мест в производстве.

**4. Модель диспетчирования технологических подразделений.** В связи с высокой сложностью модели управления  $T_x\Pi$ , разработан способ управления на основе нечетных множеств по информации, содержащейся в  $\Delta Z_2(t)$ .

В качестве рассогласований введены переменные:  $X_1$  – объемное отставание (опережение) от КПП по технологическому подразделению;  $\{X_{2i}\}$  – отставание (опережение) от КПП по  $i$ -м типам станков;  $\{X_{3ji}\}$  – отставание (опережение) от КПП по  $j$ -м группам  $i$ -х типов станков;  $X_4$  – скорость изменения объемных отставаний (опережений) за 1 день ИОП.

Каждая переменная задана термами  $NB$ ,  $ZR$ ,  $PB$ , первые три переменные определяются отношением рассогласования (часы) за ИОП (5 дней) к соответствующему однодневному фонду работы оборудования, последняя – отношением отставания за последние 2 дня к двухдневному фонду работы оборудования.

Управляющее воздействие  $Y$  – скорость объемной разгрузки (догрузки)  $T_x\Pi$  работами – имеет 5 термов:  $NB$ ,  $NM$ ,  $ZR$ ,  $PM$ ,  $PB$  и размерность аналогичную  $X_4$ . Функции принадлежности переменных и управляющего воздействия определялись методом экспертных оценок, имеют треугольные и трапецеидальные виды.

Управляющее воздействие находится по алгоритму нечетного вывода Мамдани по разработанной базе правил. База имеет 15 правил вида:

ЕСЛИ  $\{X_1$  - <терм  $X_1$ > и  $X_{2ji}$  <терм  $X_{2ji}$ > и  $X_{3ji}$  <терм  $X_{3ji}$ > и  $X_4$  <терм  $X_4$ >} ТО  $\{Y$  {терм  $Y$ }}.

На втором этапе  $Y$  доводится до участков (групп и типов станков)  $T_{x\Pi}$ , допустивших существенные отставания по параметрам  $\{X_{3ji}\}$  и определяются причины отставания (опережения) с помощью продукционных моделей вида:

ЕСЛИ {<соотношение плановых и выполненных работ> и (больше, меньше) <соотношение планового и фактического фонда времени>} ТО {<возможные причины>}. К примеру: ЕСЛИ {<отношение отставания к плановому фонду времени> больше <отношения уменьшения фактического фонда времени к плановому>} ТО {<причины: 1. организационные; 2. ошибки нормирования>}. Затем причины анализируются операторами с целью их ликвидации.

**Заключение.** Указанные принципы и реализация на их основе моделей интеллектуальной организации АСУТП позволят адекватно отразить процессы планирования и управления  $T_{x\Pi}$  и существенно повысить эффективность их работы. В настоящее время методика реализуется на одном из предприятий г. Твери [4].

#### Библиографический список

1. Вумек, Д. Бережливое производство. Как избавиться от потерь и добиться процветания вашей компании / Д. Вумек, Д. Джонс. М.: Альпина Бизнес Букс, 2008.
2. Палюх, Б.В. Повышение эффективности управления технологическими подразделениями единичного и мелкосерийного производства / Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо // Вестник Донского ГТУ. 2009. № 4.
3. Рыбина, Г.В. Основы построения интеллектуальных систем / Г.В. Рыбина. Инфра-М, 2010.
4. Хаматдинов, Р.Т. Управление производственными системами геофизического приборостроения / Р.Т. Хаматдинов, Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо // Каротажник. 2009. № 11(188).

УДК 621.311:658.26

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

### ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МНОГОАГЕНТНОЙ ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ ПРОИЗВОДСТВЕННОЙ СИСТЕМЫ В ЕДИНИЧНОМ И МЕЛКОСЕРИЙНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

В настоящее время машиностроительный комплекс отличается структурными перестройками, в первую очередь связанными с тем, что весьма значительная (40–50%) часть изделий машиностроения выпускается в условиях мелкосерийного (МСП) и единичного (ЕДП) типов производств. Тенденция продиктована требованиями потребителей продукции иметь то, что надо им в нужное время и в нужном объеме. Попытки перенести по отдельности САПР ТП и АСУТП, разработанные для условий крупносерийного и массового производств, не привели к успеху [1, 2].



АСУТП оказались непригодными в связи с необходимостью перебора большого числа вариантов распределения технологических операций по рабочим местам (по причине широкой номенклатуры выпускаемых изделий и различием в сроках их изготовления), учета дополнительных параметров и агентов, динамики ситуации, складывающейся в производственных подразделениях; планирования на глубину до 2 – 3 дней, а иногда и практически в режиме реального времени, а не на достаточно большие периоды времени (до 2–3 месяцев). Опыт переноса САПР ТП показал, что в связи с малой степенью формализации принимаемых технологических решений, сокращение трудоемкости разработки новых технологических процессов составляет до 20–30% по сравнению с обычными «ручными» методами проектирования, к тому же качество разработок целиком определяется квалификацией пользователя [3, 4], и отсутствуют связи с АСУТП. Следовательно, разработка концепций интеллектуальных систем проектирования технологических процессов и управления ими в организациях указанных типов машиностроительных производств является актуальной задачей.

Основой для разработки САПР ТП и АСУТП явился анализ связей, осуществляемых агентами-подразделениями производственной системы (ПС) предприятий на этапах технологической подготовки и выпуска изделий.

Управляемыми объектами в ПС являются технологические подразделения (ТП). Разработка моделей и алгоритмов функционирования отдельных подсистем ПС требует выявления их функций, входных и выходных параметров.

Все процессы, происходящие в технологических подразделениях, находятся в теснейшей взаимосвязи, к примеру: увеличение загрузки только одного типа оборудования повлечёт за собой появление необоснованных заделов полуфабрикатов на станках, находящихся ранее по технологической цепочке, а уменьшение – к его простоям.

Для гарантированного управления работой ТП в условиях неопределенности был использован аппарат интервального анализа [5]. Работа ТП в рамках интервалов параметров позволяет планомерно изготавливать продукцию в соответствии с календарными планами выпуска, обеспечивать пропорциональную загрузку оборудования и исключать появление в производстве узких мест, своевременно выполнять мероприятия, связанные с надёжностью протекания технологических процессов механической обработки, при этом исключая завышение параметров качества детали сверх оговариваемых чертежами и т.п.

При работе ТП случаи выхода параметров его работы за пределы допустимых областей могут быть следующие.

1. Несоответствие параметров качества изготавливаемых изделий требованиям чертежа. Анализ ситуаций позволяет обобщать опыт технологического проектирования, то есть выполнять обучение.

2. Выход из строя металлорежущего оборудования.

3. Изменение фактической численности работающих по сравнению с расчётной, уменьшение (болезни, отпуска, увольнения) или превышение (преждевременный выход из отпуска, приём на работу и т.п.). Ситуации 2 и 3 приводят к одному результату: изменению фактического фонда времени по конкретным рабочим местам (операциям) по сравнению с расчётным, что приводит к изменению спрогнозированной ранее приблизительной пропорциональной загрузки рабочих мест и появлению узких участков или увеличению незавершенного производства.

4. Изменение загрузки разного типа оборудования сверх допустимого в пределах одного и того же календарного срока (3, 5, 7 дней). В этом случае анализируется суммарная трудоёмкость (или станкоёмкость) изделий (деталей), находящихся в очереди на данную группу рабочих мест, отнесённая к фактическому суточному фонду времени работы рабочего (оборудования).

5. Несоответствие фактических сроков выпуска изделий календарным планам, разработанным ранее в АСУТП.

Рассмотрим управление технологическими процессами (ТПр), осуществляемыми в ТП, как сложную систему, представляемую подсистемами  $\{U_i\}$ :  $ТП = \{U_0, U_1, U_2, U_3, U_4\}$ . Подсистема  $U_0$  обозначает календарные планы выпуска изделий;  $U_1$  – оборудование, на котором выполняются технологические операции;  $U_2$  – рабочих, выполняющих технологические операции на оборудовании;  $U_3$  – загрузку оборудования во времени;  $U_4$  – качество изготавливаемых изделий.

Представим управляющую систему  $S$  как совокупность операторов, осуществляющих информационные преобразования, и в совокупности выполняющих функцию управления ТПр (рисунок).

Оператор  $R_0$  предназначен для управления календарными планами. Им реализуются две функции управления. Первая из них выявляет отклонения фактического календарного плана от спрогнозированного:

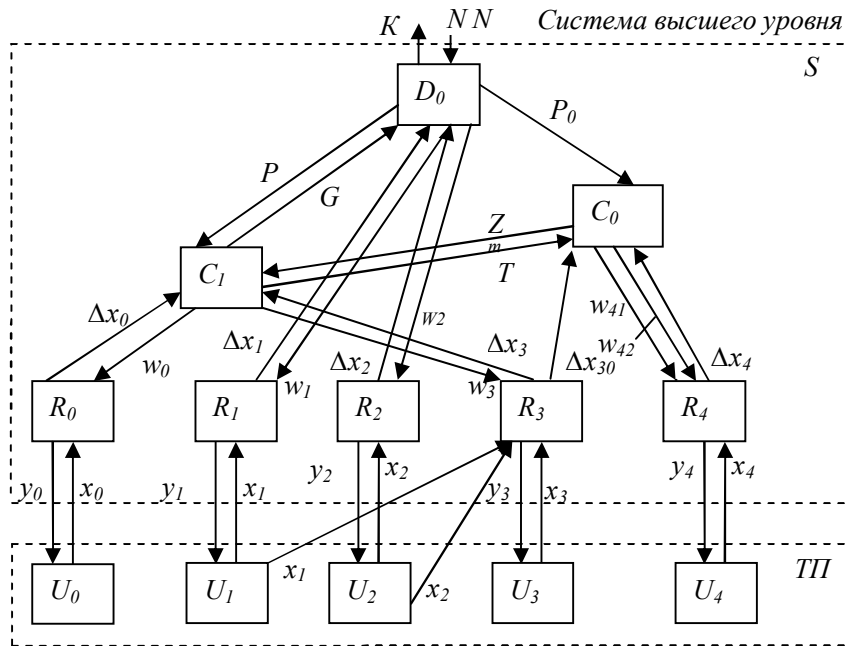
$$R_{01} : x_0 \times w_0 \rightarrow \Delta x_0,$$

где  $x_0$  – множество значений информационных параметров, определяющих фактический календарный план;  $\Delta x_0$  – множество отклонений от параметров ранее спрогнозированного (рассчитанного) календарного плана,  $\Delta \underline{x}_0 \subset \Delta \bar{x}$ ;  $w_0$  – множество значений параметров, определяющих рассчитанный календарный план.

Вторая функция определяет управляющие воздействия, которые сводят к минимуму расхождения между фактическим и рассчитанными планами:

$$R_{02} : w_0 \rightarrow y_0,$$

где  $y_0$  – множество управляющих воздействий, направленных на реализацию (достижение) параметров рассчитанного календарного плана.



Система проектирования технологических процессов и управления (С) технологическими подразделениями

Оператор  $R_1$  служит для управления состоянием имеющегося парка оборудования, им реализуется две функции. Первая из них заключается в определении отклонения фактического состояния станочного парка от планового:

$$R_{11} : x_1 \times w_1 \rightarrow \Delta x_1,$$

где  $x_1$  – множество значений параметров, определяющих фактическое состояние станочного парка;  $\Delta x_1$  – множество отклонений параметров фактического состояния станочного парка от плановых,  $\Delta x_1 \subset \Delta \bar{X}$ ;  $w_1$  – множество значений параметров, описывающих плановое состояние металлорежущего оборудования.

Вторая функция оператора  $R_1$  определяет управляющие воздействия, которые должны привести в нужное состояние станочную систему:

$$R_{12} : w_1 \rightarrow y_1,$$

где  $y_1$  – множество управляющих воздействий, направленных на достижение плановых показателей состояния металлорежущего оборудования.

Назначение оператора  $R_2$  – управление численностью рабочих, выполняющих операции на металлорежущем оборудовании. Его функция заключается в определении несоответствия между фактической и расчётной численностью работающих. Первая функция  $R_{21}$ :

$$R_{21} : x_2 \times w_2 \rightarrow \Delta x_2,$$

где  $x_2$  – множество параметров, определяющих фактическое состояние численности рабочих, занятых на технологических операциях;  $w_2$  – множество значений параметров, описывающих необходимое для выполнения

плана состояние численности работающих;  $\Delta x_2$  – множество значений отклонений параметров фактического состояния от плановой численности рабочих. Вторая функция  $R_{22}$  определяет управляющие воздействия  $y_2$ , необходимые для приведения множества фактических параметров численности работающих в оптимальный с точки зрения выполнения работ технологическими подразделениями:  $R_{22} : w_2 \rightarrow y_2$ .

Оператор  $R_3$  производит управление загрузкой оборудования, занятого на технологических операциях. Смысл его действия состоит в пропорциональной загрузке по типам оборудования (токарные, фрезерные, сверлильные и т.п. станки), по группам (крупные токарные, средние токарные, малые токарные) и по конкретным рабочим местам. Оператором осуществляются две функции, имеющие схожий смысл. Первая из них заключается в выявлении несоответствия между плановой и фактической загрузкой оборудования по типам и группам:

$$R_{31} : x_1 \times x_3 \times w_3 \rightarrow \Delta x_{30},$$

где  $x_3$  – множество значений параметров, определяющих фактическую загрузку оборудования;  $w_3$  – множество значений параметров, определяющих плановую загрузку оборудования;  $\Delta x_{30}$  – множество значений отклонений параметров фактической загрузки по типам и группам станков.

Вторая функция состоит в определении несоответствия между плановой и фактической загрузкой по рабочим местам (отдельным операциям):

$$R_{32} : x_1 \times x_2 \times x_3 \times w_3 \rightarrow \Delta x_{31},$$

где  $\Delta x_{31}$  – множество значений отклонений параметров фактической загрузки оборудования по операциям от плановой.

Оператор  $R_4$  управляет качеством выпускаемой продукции в рамках технологических подразделений, его две функции следующие. Первая состоит в определении степени несоответствия качества выпускаемой продукции требованиям чертежа:

$$R_{41} : w_{42} \times x_4 \rightarrow \Delta x_4,$$

где  $w_{42}$  – множество значений параметров, отражающих чертежные требования к качеству продукции;  $x_4$  – множество значений параметров, определяющих фактическое состояние качества выпускаемой продукции;  $\Delta x_4$  – множество значений параметров, определяющих отклонение качества продукции.

Вторая функция выявляет управляющие воздействия  $y_4$ , позволяющие ввести технологические подразделения в состояние, обеспечивающее выпуск качественной продукции:

$$R_{42} : w_{41} \rightarrow y_4,$$

где  $w_{41}$  – множество значений параметров состояния технологических подразделений, обеспечивающих выпуск продукции надлежащего качества.

Оператор  $C_0$  выполняет следующие функции. Функция  $C_{01}$  состоит в выделении значений параметров качества продукции, отражённых в технической документации на изделия:

$$C_{01} : P_0 \rightarrow w_{42},$$

где  $P_0$  – множество значений параметров, отражающих технические характеристики, параметры, структуру и свойства изделий, изготавливаемых в технологических подразделениях. Преобразование  $C_{02}$  состоит в определении множества значений параметров состояния технологических подразделений, обеспечивающих изготовление продукции надлежащего качества,  $C_{02} : P_0 \times \Delta x_4 \rightarrow w_{41}$ .

Третья функция состоит в осуществлении преобразования, заключающегося в синтезе информации  $Z^T$ : о технологических процессах изготовления изделий и их структуре (составе операций); структуре операций (установы, переходы, используемый тип и группа оборудования); номенклатуре режущего, мерительного, вспомогательного инструмента и оснастке; управляющих программах для оборудования с числовым программным управлением; данных по режимам резания и нормам времени и т.д. Индекс  $T$  означает, что данная информация синтезируется в соответствии с временным параметром, отражающим необходимые сроки получения этой информации.

$$C_{03} : P_0 \times T \times \Delta x_{30} \times \Delta x_4 \rightarrow Z^T,$$

где  $Z^T$  – множество значений параметров, отражающих необходимые сроки получения информации о технологических процессах изготовления определённых изделий.

Оператор  $C_1$  является ядром комплексной системы и осуществляет следующие преобразования информации.

$$\text{Составление календарного плана: } C_{11} : P_1 \times Z^T \times \Delta x_{31} \times \Delta x_0 \rightarrow w_0,$$

где  $P_1$  – множество данных, содержащих сведения о номенклатуре выпускаемой продукции, её количестве и сроках выпуска.

$$\text{Определение плановой загрузки оборудования: } C_{12} : P_1 \times \Delta x_{31} \rightarrow w_3.$$

Функция  $C_{13}$  состоит в определении множества сроков осуществления технологической подготовки  $T$  для различных видов изделий,  $C_{13} : P_1 \rightarrow T$ , а  $C_{14}$  – в составлении на основе фактического состояния в производстве технологических подразделений и информации прогноза об ожидаемых сроках выпуска различных изделий,  $G: C_{14} : \Delta x_0 \times \Delta x_{31} \times Z^T \rightarrow G$ .

Подсистема верхнего уровня (оператор  $D_0$ ) осуществляет следующие действия. Функция  $D_{01}$  состоит в определении значений параметров, описывающих численность работающих, оптимальную для выполнения плана:

$$D_{01} : G \times N \times \Delta x_2 \rightarrow w_2,$$

где  $N$  – множество сведений из системы высшего уровня, характеризующих номенклатуру, характеристики, состав и количество выпускаемых изделий за определённый календарный период (то есть задание). Решение о

численности рабочих должна принимать подсистема верхнего уровня в рамках  $S$ , поэтому указанная функция выполняется оператором  $D_0$ .

$$D_{02} : N \times G \rightarrow P_1; D_{03} : N \rightarrow P_0.$$

Ещё одна функция оператора состоит в передаче систематизированных сведений в систему высшего уровня:

$$D_{04} : G \times \Delta x_1 \times \Delta x_2 \rightarrow K,$$

где  $K$  – сведения о ситуации, сложившейся с выполнением задания, и предпринимаемые мероприятия ( $P_1, P_0, w_1, w_2$ ).

Последняя функция  $D_{05} : G \times N \times \Delta x_1 \rightarrow w_1$ .

Допустимые значения интервалов  $\Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_{30}, \Delta x_{31}$ , могут быть определены методами имитационного моделирования,  $\Delta x_{31}$  – работниками конструкторских и технологических подразделений организации.

Поскольку речь идёт о ТП единичного и МСП, то не может идти разговора о комплексно-автоматизированных (автоматических) производствах. В связи с этим решен вопрос о распределении функций между субъектами в рамках выполняемых преобразований информации.

Функция  $R_{01}$  должна выполняться автоматизированным способом (АСУТП), информация для неё о фактических сроках выполнения заданий (изготовления изделий и деталей)  $x_0$  вводится в неё мастерами или диспетчерами производственных подразделений. Функция  $R_{02}$  предусматривает распределение (доведение) заданий до конкретных исполнителей с учётом фактора реального времени и должна осуществляться мастерами.

Функция  $R_{11}$  должна выполняться автоматизированно на основе данных о состоянии станочного парка  $x_1$ , вводимого в АСУТП мастерами по ремонту оборудования или мастерами производственных подразделений. Функция  $R_{12}$  отрабатывается мастерами ремонтных и производственных подразделений.

Функция  $R_{21}$  выполняется автоматизированно (АСУТП) на основе информации  $x_2$  о фактической численности работающих и причинах их отсутствия (болезни, отпуска, вакансии и т.д.) по категориям и т.д., вводимой в АСУТП табельщиками. Функция  $R_{22}$  осуществляется руководителем производственного подразделения (отзыв из отпуска, отправка в отпуск, набор или увольнение различных категорий рабочих и т.д.)

Функции  $R_{31}$  и  $R_{32}$  выполняются автоматически в АСУТП. Совокупность операторов  $R_1 \div R_3$  можно назвать автоматизированной подсистемой диспетчирования технологических процессов в рамках интеллектуальной системы САПР ТП – АСУТП.

Функция  $R_{41}$  выполняется контролёрами ОТК, данные вводятся в подсистему САПР ТП комплексной системы, а  $R_{42}$  – работниками технологических подразделений (технологами) и ОТК. Функция  $R_{42}$  заключается в соответствующем технологическом и метрологическом обеспечении рабочего места, организации входного контроля полуфабрикатов, контроле за

технологической дисциплиной, диагностике состояния технологической системы на рабочем месте.

Функция  $C_{01}$  должна выполняться автоматически подсистемой САПР ТП, а функция  $C_{02}$  – ей же в автоматическом или диалоговом режимах. Следовательно, оператор  $C_0$  соответствует по смыслу подсистеме САПР ТП и технологическим подразделениям организации.

Функции  $C_{11}$ ,  $C_{12}$ ,  $C_{13}$  должны осуществляться автоматически или с допущением диалогового режима. Они являются основными функциями АСУТП. Составление прогноза ( $C_{14}$ ) может производиться автоматически или в диалоговом режиме методом имитационного моделирования. Таким образом, оператору  $C_1$  можно поставить в соответствие подсистему календарного планирования АСУТП.

Функции  $D_{02}$  и  $D_{03}$  – укрупнённое планирование, могут быть реализованы в автоматическом или диалоговом режимах, а  $D_{04}$  – в диалоговом режиме (допускается и обычный ручной). Функция  $D_{04}$ , как и  $D_{01}$ , – прерогатива заместителя начальника подразделения по производству. Последнюю функцию ( $D_{05}$ ) осуществляет заместитель начальника подразделения по оборудованию. Таким образом, оператор  $D_0$  соответствует по смыслу подсистеме объёмного (укрупнённого) планирования АСУТП.

Следует отметить, что управление осуществляется путём комплексного воздействия на состояние в ТП со стороны АСУТП и САПР ТП. Комплексность позволяет создавать благоприятные для управления условия (пропорциональность загрузки оборудования) уже на этапе разработки ТПр.

Важным с точки зрения создания методологии проектирования САПР ТП и АСУТП должен явиться учёт ряда принципов, которые должны быть положены в основу при их разработке.

Принципы построения САПР ТП:

1. Сокращение трудоемкости технологической подготовки производства за счет высокой степени формализации процесса принятия решений.
2. Подетальное представление технологических процессов, так как с позиций управления технологический процесс задает способ функционирования (временный) рабочего оборудования.
3. Учет динамики производственной ситуации в ТП.
4. Возможность обучения системы, то есть накопление и обобщение опыта разработок и его использование в последующей деятельности (наличие искусственного интеллекта).

Принципы построения АСУТП:

1. Быстрота расчетов за счет применения интеллектуальных моделей.
2. Гибкая перестройка процесса принятия решения по результатам анализа текущего состояния в производственных подразделениях.
3. Возможность обучения.

**Заключение.** Соблюдение выявленных принципов при разработке систем САПР ТП – АСУТП дало возможность создать эффективное инструментальное средство, позволяющее повысить технико-экономические

показатели и улучшить ритмичность работы ТП в условиях ЕДП и МСП, добиться возможности управления ими практически в режиме реального времени, поднять качество технологических и управленческих решений на принципиально новый уровень.

Указанный подход реализуется в одной из организаций г. Твери, занимающейся выпуском малыми партиями геофизических приборов для исследования нефтяных и газовых скважин.

#### **Библиографический список**

1. Машиностроение. Энциклопедия. Т. III-3. Технология изготовления деталей машин. М.: Машиностроение, 2000. 840 с.
2. Колесов, И.М. Основы технологии машиностроения / И.М. Колесов. М.: Высш. шк., 2001. 591 с.
3. Ракович, А.Г. Автоматизация проектирования технологических процессов и средств оснащения / А.Г. Ракович, Г.К. Горанский, Л.В. Губич, В.И. Махнач [и др.] Минск: ИТК АН Беларусь, 1997. 276 с.
4. Грувер, М. САПР и автоматизация производства / М. Грувер, Э. Зиммерс. М.: Мир, 1989. 479 с.
5. Кафаров, В.В. Решение задачи технологической диагностики непрерывного производства с помощью интервального анализа / В.В. Кафаров, Б.В. Палюх, В.Л. Петров // Доклады АН СССР, 1990. Т. 311. № 3. С. 677-680.

УДК 658.26:621.311

Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо, В.Г. Бурдо, А.А. Исаев  
Тверской государственный технический университет

#### **ИНТЕЛЛЕКТУАЛИЗАЦИЯ ПРОЦЕДУР СИНТЕЗА ТЕХНОЛОГИЙ В САПР ТП И АСУТП**

Одним из принципов, полагаемых в основу при создании систем автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП), является наличие элементов искусственного интеллекта (ИИ) в процедурах поиска решений [1]. Это требование исходит из необходимости высокой формализации процесса технологического проектирования (ПТП) сокращения трудоемкости расчетов в многономенклатурном производстве, учета динамики производственной ситуации.

Для сохранения смыслового содержания ПТП и возможности оценки его хода пользователем САПР процедуры разработки технологических производств (ТП) должны соответствовать логике принятия решений проектировщиками, основанной на подходе “анализ – синтез”. Учитывая, что формальные процедуры ведения ПТП в САПР ТП характеризуются более четкой определенностью и чередованием этапов, то каждый из них целесообразно представить последовательностью “синтез – моделирование – анализ – корректировка” («с-м-а-к»).

Вопросы синтеза ТП достаточно полно освещены в ряде исследований [2, 3], но системного представления предложенных нами или анало-



гичных процедур выполнено не было. Основные недостатки процедур синтеза ТП объясняются исторически сложившимся подходом к рассмотрению по отдельности САПР ТП и АСУТП.

Выходом из ситуации является реализация идеи комплексной САПР ТП – АСУТП системного подхода к ПТП, основанного на его реализации в виде процедур преобразования информации на разных уровнях иерархии. С позиций ИИ это обозначает информационное преобразование проектируемого ТП из одного пространства состояний в другое, соответствующее уровню детализации. Учитывая, что процедуры синтеза решений в пространстве состояний объекта должны соответствовать функциям ТП и его элементам, запишем общую функцию процедуры синтеза:  $F_0: C_n \rightarrow C_k$ , где  $C_k$  – пространство поиска решений (ППР), соответствующее готовой детали;  $C_n$  – ППР, соответствующее заготовке. В этом преобразовании известны  $C_k$  и вид преобразования  $F_0$ . Задача состоит в определении промежуточных состояний  $C_i$  ППР и функции их получения. Такими состояниями могут быть укрупненная схема (УС), маршрутная технология (ТМ), операционная технология (ОП), режимы решения (РР) и управляющие программы (УП) для станков и ЧПУ:  $F_0: C_n \rightarrow C_{yc} \rightarrow C_m \rightarrow C_{on} \rightarrow C_{ЧПУ} \equiv C_k$ .

Декомпозиция общей функции ПТП должна производиться в виде подфункций уровней:  $F_0: \{F_{yc}, F_m, F_{on}, F_{ЧПУ}\}$ .

Каждая подфункция  $F_i$  может быть представлена в виде функций, описывающих подзадачи каждого  $i$ -го уровня иерархии:

$$F^i \rightarrow \{\varphi_1^i, \varphi_2^i, \dots, \varphi_j^i, \dots, \varphi_m^i\},$$

где  $\varphi_j^i$  – функция  $j$  подзадачи  $i$ -го уровня.

Таким образом может быть получен граф функций ПТП  $\Gamma(\varphi, \beta)$ , где вершинам  $\varphi$  соответствуют функции отдельных элементов  $\varphi_j^i$ , а дугам  $\beta$  – отношения принадлежности. Функции  $F^i$   $i$ -го уровня определяют правила преобразования ППР  $(i-1)$ -го уровня ( $C^{i-1}$ ) в ППР  $i$ -го уровня ( $C^i$ ). Каждому  $C^i$  соответствует набор параметров  $Z^i = \{Z_j^i\}: C^i \rightarrow Z^i$ , где  $Z^i = \{Z_j^i\}$  – множество  $j$ -х структурных элементов  $i$ -го уровня иерархии. Отметим и динамичный, зависящий от времени  $t$  характер функции  $F^i = F^i(t)$ . Учитывая необходимость обучения системы:  $F^i(t): Z^{i-1} \times \Delta R(t) \rightarrow Z^i$ , где  $\Delta R(t)$  – накопленный и обобщенный на настоящий момент опыт проектирования.

Каждому ППР помимо параметров соответствуют и структуры ТП. Поэтому еще одно назначение  $F^i$  – построение возможных структур ТП на  $i$ -м уровне (функциональной  $S_\varphi$ , временной  $S_B$  и пространственной  $S_\Pi$ ):

$$F_1^i(t): Z^{i-1} \times \Delta R(t) \times TC \rightarrow S_\varphi(C^i, \varphi), \quad F_2^i(t): Z^{i-1} \times \Delta R(t) \times TC \times S_\varphi \rightarrow S_B(\varphi, \omega),$$

$$F_3^i(t): Z^{i-1} \times \Delta R(t) \times TC \times S_\varphi \times S_B \rightarrow S_\Pi(L, N),$$

где  $ТС$  – текущее состояние в производственных подразделениях (на время  $t$ );  $\varphi = \{\varphi_j^i\}$ ;  $\omega = \{\omega_j^i\}$  – временные связи между множеством функциями множества  $\varphi$ ;  $L$  – множество элементов технологической системы;  $N$  – размерные связи между ними. Состав моделей, используемых в процедуре “с-м-а-к”, должен отражать (имитировать) протекание ТП, что позволяет второй этап назвать “имитационное моделирование” (ИМ). Представляется целесообразным на каждом уровне ПТП выполнять ИМ одного и того же набора характеристик ТП, а этап “анализ” выполнять, руководствуясь критериями, вытекающими из общей целевой функции ТП. Набор имитационных моделей (ИМД), используемых на уровнях ПТП, исходит из задач разработки ТП и позволяет: оценивать ожидаемую точность обработки отдельных поверхностей и детали в целом; рассчитывать ориентировочные времена и себестоимость обработки отдельных поверхностей и детали в целом; определять производительность обработки и циклы изготовления партий деталей. Такой подход уточняет ИМД в соответствии с уточнением структур и параметров ТП при переходе на следующие уровни. Возможность уточнения ИМД обеспечивается их смысловым единством и позволяет оценивать и сравнивать предшествующие решения, более четко прогнозировать достижения желаемого результата уже на первых уровнях ПТП, то есть осуществлять самообучение (рисунок).

ИМД не обязательно должна быть выделена структурно, как и соответствующая процедура, при небольшой сложности они могут быть включены в соответствующую  $F^i$ .

На уровне УС выполняется оценка точности обработки отдельных поверхностей. Для этой цели могут использоваться методики, разработанные на кафедре “Технология машиностроения” ТГТУ [4]. ИМ на этом уровне:

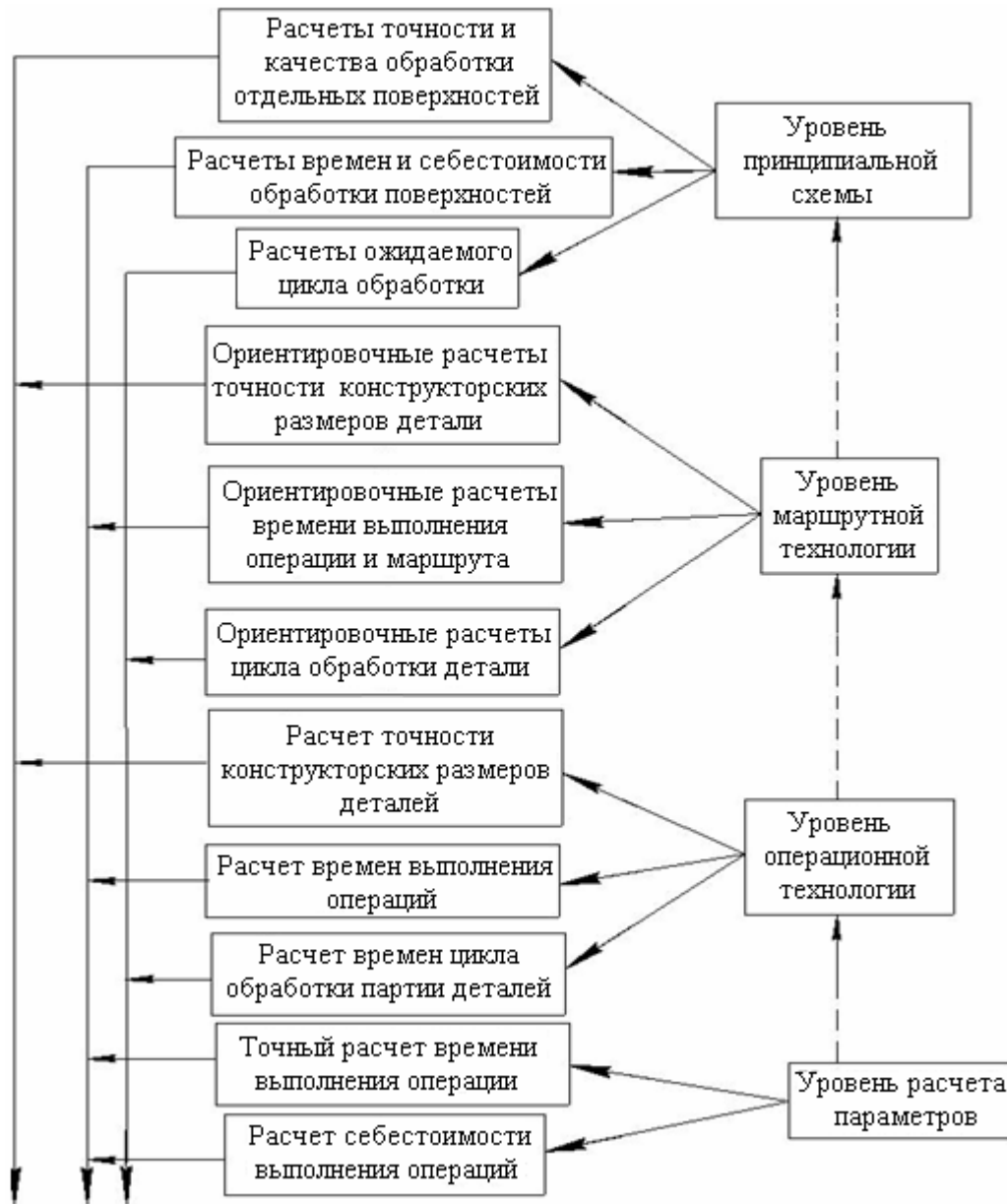
$$\forall (\{МОП_{ji}\} \subset \overline{ПОВ}_i; i = \overline{1, m}) \rightarrow (\{МОП_{ji}\}, j = \overline{1, k}; k \leq m); \\ (\overline{ПР}_{ji} - \overline{ТП}_i \leq \Delta \overline{ТП}) \vee (\overline{ПВ}_{ji} - \overline{ТВР}_i \leq \Delta \overline{ТВР}).$$

где  $\{МОП_{ji}\}$  – множество  $j$ -х маршрутов обработки  $i$ -х поверхностей  $\{\overline{ПОВ}_i\}$ ;  $\overline{ПР}_{ji}, \overline{ПВ}_{ji}$  – погрешность размера и взаимного расположения, обеспечиваемые  $j$ -м маршрутом обработки  $i$ -й поверхности;  $\overline{ТП}_i, \overline{ТВР}_i$  – допуски размера и взаимного расположения поверхности;  $\Delta \overline{ТП}, \Delta \overline{ТВР}$  – допускаемое различие в параметрах.

Здесь объединены процедуры “ИМ” и “анализ”. На уровне УС в алгоритмах, используются некоторые ориентировочно назначенные параметры (глубина и скорость резания, подача), поэтому необходимо установление границ  $\Delta \overline{ТП}, \Delta \overline{ТВР}$ . Удовлетворяющие анализу решения в дальнейшем оцениваются критериально. По укрупненным нормативам производятся расчёты времен на выполнение переходов и их себестоимости, ориентировочного цикла механической обработки:

$$T_u = (N_{ЭТ} - 1) \times t_{ПЭ} + t_{ум.ср} \times N_{ЭТ} \times K + (N_{ЭТ} \times K - N_{ЭТ} - 1) \times t_{ПО},$$

где  $N_{ЭТ}$  – число этапов обработки детали;  $t_{ПЭ}$  – средний перерыв времени между окончанием предыдущего и началом нового этапа;  $t_{ум.ср}$  – среднее штучно-калькуляционное время выполнения операции для определенного типа деталей;  $K$  – среднее число операций в этапе для данного типа деталей;  $t_{ПО}$  – среднее время ожидания следующей операции.



Система имитационных моделей

На уровне ТМ моделью являются графы, описывающие последовательность смены технологических баз и связи между поверхностями, которые подлежат обработке от этих баз, и граф размерных связей операций ТМ:

$$\forall (\{TM_{ij}\} \subset D_i; i = \overline{1, e}; j = \overline{1, m}) \rightarrow (\{TM_{ij}\}, j = \overline{1, k}; k \leq m; \\ (TP_{ic} - TP_{ic} \leq \Delta TP) \vee (ТВП_{icj} - ТВП_{ic} \leq \Delta ТВ), \{P_{ci}\} \subset D_i; c = \overline{1, p},$$

где  $\{TM_{ij}\}$  – множество маршрутов обработки детали  $D_i$ ;  $TBP_{icj}$ ,  $TBP_{ikj}$  – точность  $c$ -го размера и взаимного расположения  $i$ -й поверхностей при  $j$ -м маршруте её обработки;  $TP_{ci}$ ,  $TBP_{ci}$  – допуск размера и взаимного расположения  $c$ -й поверхности  $i$ -й детали,  $P_{ci}$ ;  $\Delta TP$ ,  $\Delta TB$  – допускаемые различие в параметрах. По графу функциональной структуры ТП укрупнено может быть подсчитано штучное и штучно-калькуляционное время выполнения операции  $T_{шт.}$  и  $T_{шт.к.}$  Приближенность времен будет определяться неточностью параметров режима резания, принятых в расчетах, и неопределенностью состава вспомогательных переходов и схемы наладки оборудования, так как не сформирован граф  $S_g$  операции:

$$\{ПЕР_{kl}\} \times \{Z_k\} \times ОБ_l \times CY_e \times \{PP_k\} \times КДХ \rightarrow T_{uml}(T_{ум.к.l}),$$

где  $\{ПЕР_{kl}\}$  – множество переходов операции  $l$ ;  $\{Z_k\}$  – множество параметров  $k$ -го перехода;  $ОБ_l$  – оборудование, применяемое в операции;  $CY_l$  – схема установки детали в операции;  $\{PP_k\}$  – параметры режимов резания для  $k$ -го перехода;  $КДХ$  – множество конструкторских характеристик детали. Зная временные затраты на операции, может быть оценена и их себестоимость, а также время цикла.

На уровне ОП становятся известными  $S_g$  и  $S_n$  графы операций, поэтому в ИМД включены расчеты, связанные с более корректным определением точности ТП, уточнением схем наладок по графу  $S_n$ , затрат времени на операцию и цикла обработки партии деталей.

На последнем уровне имитируется процесс резания на станочном оборудовании в соответствии с технико-экономическими ограничениями, находят параметры режима резания и программируется УП для станков с ЧПУ. Таким образом, становятся известными все системные ТП, что позволяет точно рассчитать временные и стоимостные затраты на его выполнение. При переходе с уровня на уровень повышается точность расчетов, осуществляется переход от эвристических зависимостей, приблизительно характеризующих процесс, к точным аналитическим, что позволяет найти взаимосвязь между ними.

Операция “анализ вариантов” следует из состава имитационных моделей и зачастую не отделяется от моделирования. При анализе полученные при ИМ структуры технологического процесса исследуются на соответствие заданным технико-экономическим ограничениям, точность анализа постепенно увеличивается. Главное достоинство метода ИМ и анализа – отсеечение явно нецелесообразных вариантов на ранних этапах проектирования, что позволит трактовать его как одну из составляющих элемента ИИ. Можно указать [4] на три основные задачи, решаемые при анализе: сравнение полученных результатов с допустимыми и определение отклонений; выявление причин отклонений; установление взаимосвязи отдельных показателей. Этого явно недостаточно, поэтому необходимо указать ещё одну,

наиболее важную с позиций ИИ: нахождение взаимосвязи между критериями и решениями на различных уровнях, родственными по смыслу, накопление и обобщение опыта. К примеру, рассчитанные точность и параметры качества обработки поверхностей в последующем могут использоваться как типовые проектные решения (ТР) при выборе МОП :

$$\begin{aligned} & \left( \text{МОП}_{ik} = \langle \text{ПЕР}_{ji} \rangle_k \right) \times \text{ХП}_i \times \text{ТХ} \rightarrow \text{ТП}_{ik} \wedge \text{КП}_{ik}; \\ & \text{ТХ} \times \{ \text{МОП}_{ik} \} \times \text{ХП}_i \times \{ \{ \text{ТП}_{ik} \} \wedge \{ \text{КП}_{ik} \} \} \times P \rightarrow \text{ТР} \equiv \text{МОП}_i; \end{aligned}$$

если  $\forall [(m, l \subset k, m \neq l) (\text{ТП}_{il} - \text{ТП}_{im} < \Delta \text{ТП}) \wedge (\text{КП}_{il} - \text{КП}_{im} < \Delta \text{КП})]$ , где  $\text{МОП}_{ik}$  – маршрут обработки  $i$ -й поверхности, полученный методами  $k$ -го синтеза,  $k = 1, 2, \dots, l, \dots, m, \dots, P$ ;  $\text{ТХ}$  – характеристики технологической системы;  $\text{ПЕР}_{ji}$  –  $j$ -й переход  $i$ -й поверхности, описываемый системными характеристиками;  $\text{ТП}_i, \text{КП}_i$  – точность и качество  $i$ -й поверхности;  $\text{ХП}_i$  – конструкторские характеристики  $i$ -й поверхности;  $p$  – частота повторений решений;  $\text{МОП}_i$  – типовые решения по маршрутам обработки  $i$ -й поверхности;  $\Delta \text{ТП}, \Delta \text{КП}$  – допускаемая разница в значениях параметров точности и качества поверхностей.

На уровне М с помощью ИМД накапливаются нормативы времени ( $\text{НВ}$ ) на выполнение операций:

$$\begin{aligned} & \text{ОП}_{ik} = \{ \text{ПЕР}_{jik} \} \times \text{ХД} \times \text{ОБ}_i \times n_i \times \{ \text{РИ}_i \} \rightarrow T_{um,ik}; \quad \{ \text{ОП}_{ik} \} \times \text{ХД} \times \{ \text{ОБ}_i \} \times n_{ik} \times P \times \{ \text{РИ}_i \} \rightarrow \text{НВ} \equiv T_{um,i}; \\ & \text{если } \forall [(m, l \subset k, m \neq l) (T_{um,im} - T_{um,il} < \Delta T_{um})], \end{aligned}$$

где  $\text{ОП}_{ik}$  –  $k$ -й синтезированный вариант  $i$ -й операции на оборудовании  $\text{ОБ}_i$ ,  $k = 1, 2, \dots, m, \dots, l, p$ ;  $\text{ХД}$  – характеристики определенного типа деталей;  $n_{ik}$  – число переходов в  $i$ -й операции;  $T_{um}$  – штучное время выполнения  $i$ -й операции, полученной  $k$ -м методом синтеза;  $\Delta T_{um}$  – допустимая разница времен однотипных операций;  $\{ \text{РИ}_i \}$  – режущий инструмент, используемый в  $i$ -й операции;  $T_{um/i}$  – типовая норма времени. Анализ величин в формуле позволил получить зависимость, определяющую более простую связь:  $\text{ОП}_c \times \text{ХД} \times n_c \times \{ \text{ОБ}_c \} \times \{ \text{РН}_c \} \rightarrow T_{um,c}$ , где  $\{ \text{ОБ}_c \}$  – множество станков одного типа  $c$ ;  $T_{um,c}$  – значение времен на операцию.

При анализе соотношения времен выполнения операций и длительности общего цикла можно увидеть объем непроизводительных потерь времени, найти связь между циклами обработки  $T_{u1ik}$  и  $T_{u2ik}$ , определенными на 1 и 2-м уровнях:  $\{ T_{u1ik} \} \times \{ T_{u2ik} \} \times P \times \text{ХД}_i \times \{ n_{ik} \} \times \{ \text{О}_{ik} \} \times \{ \text{Э}_{ik} \} \times \{ \text{ОБ}_{ik} \} \rightarrow T_{u1ik} / T_{u2ik}$ , где  $\{ n_{ik} \}$  – множество переходов обработки деталей  $i$ -го типа на  $k$ -м варианте синтеза;  $k = 1, 2, \dots, p$ ;  $\text{ХД}_i$  – характеристики  $i$ -го типа детали;  $\{ \text{Э}_{ik} \}, \{ \text{О}_{ik} \}$  – множество этапов и операций обработки детали  $i$ -го типа на  $k$ -м варианте синтеза;  $\{ \text{ОБ}_{ik} \}$  – множество типов оборудования, используемого в маршруте.

Указанные процедуры позволяют на начальных уровнях анализировать решения с позиции оценок следующих.

На уровне ОП расчет точности конструкторских размеров и времен позволяет выявить возможные причины отклонений, дать оценку по трудоёмкостям. По зависимостям, аналогичным последней, можно найти соотношения между циклами обработки на 2 и 3-м уровнях. Возможно определение и соотношения между штучными временами обработки деталей ( $T_{um2ik}$  и  $T_{um3ik}$ )  $i$ -го типа с характеристиками  $X_{D_i}$ :

$$\{OB_{ik}\} \times \{T_{шт2ik}\} \times \{T_{шт3ik}\} \times P \times X_{D_i} \times \{n_{ik}\} \rightarrow T_{шт2ik} / T_{шт3ik} .$$

На 4-м уровне расчет параметров режимов резания позволяет уточнить данные по времени выполнения операции, ее себестоимости и производительности. Цикл обработки партии деталей принципиально может быть получен, однако учитывая статистический характер времен ожидания, существенного уточнения получено не будет.

Операция оценки вариантов связана с работой системы критериальных оценок, которая рассматривается отдельно. Кратко укажем, что на первых уровнях ПТП наиболее весомыми будут являться отдельные локальные критерии, учитывающие важность того или иного глобального. Эвристичность критериев достаточно высока на всех уровнях, кроме последнего. Операция “корректировка варианта” в условиях единичного и мелкосерийного производства должна производиться по следующим направлениям: корректировка точности, времени выполнения операций, себестоимости выполнения операции. Разработаны процедуры корректировок точности, времен выполнения переходов и операций, времени цикла и себестоимости обработки на всех уровнях ПТП.

Указанные процедуры были реализованы при разработке методики проектирования технологических процессов в САПР ТП для предприятий, занимающихся выпуском геофизического оборудования малыми партиями. Их внедрение позволило в 1,5÷2 раза сократить время технологической подготовки производства и сократить трудоемкость и себестоимость изготовления деталей приборов на 12÷15%.

#### Библиографический список

1. Палюх, Б.В. повышение эффективности управления технологическими подразделениями в условиях единичного и мелкосерийного производств / Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо // Вестник ДГТУ. 2009. № 4. С. 659-666.
2. Ракович, А.Г. Автоматизация проектирования технологических процессов и средств оснащения. / А.Г. Ракович, Г.К. Горанский, Л.В. Губич, В.И. Махнач [и др.] Минск: ИТК АН Беларусь, 1997. 276 с.
3. Капустин, Н.М. Структурный синтез проектирования технологических процессов деталей с использованием генетических алгоритмов / Н.М. Капустин, П.М. Кузнецов // Информационные технологии. 1998. № 4. С. 34-37.
4. Бурдо, Г.Б. Обеспечение надежности технологических процессов / Г.Б. Бурдо, Г.И. Рогозин, А.И. Матвеев. Тверь: ТГТУ, 1997. С. 32-34.
5. Цветков, В.Д. Системно-структурное моделирование и автоматизация проектирования технологических процессов / В.Д. Цветков. Минск: Наука и техника, 1979. 264 с.

УДК 621.88.084.1

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

### **АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ МЕТОДИКА ВЫБОРА ПАРАМЕТРОВ СОПРЯГАЕМЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ТЕПЛОВОЙ СБОРКЕ СОЕДИНЕНИЙ С НАТЯГОМ**

Известно, что применение соединений с натягом (прессовых соединений) в современном производстве дает возможность повысить производительность труда, улучшить качество сопряжения, автоматизировать процесс сборки, а также повысить точность центрирования соединяемых деталей [1].

Однако выбор параметров прессового соединения осложняется тем, что на его прочность влияет большое количество различных факторов: условия нагружения, метод сборки соединения, свойства материалов вала и втулки, способ обработки сопрягаемых поверхностей и т.п. При этом прочность соединений, собранных тепловым способом, в 1,3–2,5 раза превышает прочность соединений, полученных запрессовкой, поскольку при последней происходит частичное срезание шероховатостей посадочных поверхностей. Таким образом, проблемы совершенствования методики расчёта соединений с натягом остаются актуальными и в настоящее время [2].

Для автоматизации выбора рациональных параметров деталей соединений с натягом с учетом наибольшего количества существенных факторов целесообразно использовать современную компьютерную технику. С этой целью была разработана методика расчета с помощью ЭВМ соединений с натягом, позволяющая выявить резервы прочности соединения, снизить его металлоемкость и напряженное состояние деталей, что в конечном итоге позволяет повысить надежность машин в эксплуатации.

В основу программы легла методика [3], позволяющая учитывать реальные закономерности упругопластического контакта микровыступов сопрягаемых поверхностей деталей. Эта методика позволяет получить решение для случая, когда твердости контактирующих материалов отличаются не менее чем в 2 раза. При этом рассматриваются случаи внедрения микронеровности в поверхность контртела или её сплющивания.

Необходимо подчеркнуть, что переход от закономерностей контакта единичной микронеровности к контакту шероховатых поверхностей выполнен с использованием кривой опорной поверхности и понятия эквивалентной шероховатой поверхности, предложенных Н.Б. Дёмкиным [4, 5].

Использование при расчете прессовых соединений описанной методики позволяет выявить резервы нагрузочной способности соединения с натягом и назначать в ряде случаев нагрузки, передаваемые соединением, в 2–2,5 раза больше, чем при использовании традиционного метода. Наибольшая погрешность метода не превышает 20%, что учитывается соответствующим коэффициентом запаса прочности. Программа написана на языке Turbo Pascal и позволяет получить решения для ряда инженерных задач.

*Первая задача.* По заданной величине начального натяга  $\delta$  определить допускаемые значения передаваемых соединением осевой силы  $[F_a]$  и крутящего момента  $[T]$ .

*Вторая задача.* По заданной величине осевой силы  $F_a$ , передаваемой соединением, определить необходимый начальный натяг  $\delta$ .

*Третья задача.* По заданной величине крутящего момента  $T$ , передаваемого соединением, определить необходимый начальный натяг  $\delta$ .

*Четвёртая задача.* Определить допускаемые значения передаваемых соединением осевой силы  $[F_a]$  и крутящего момента  $[T]$ , исходя из прочности деталей соединения.

*Пятая задача.* Исследовать нагрузочную способность соединения при различных параметрах шероховатости сопрягаемых поверхностей.

Во всех вариантах производится проверка прочности деталей соединения.

В качестве примера приведен алгоритм решения первой задачи для случая внедрения или сплющивания микронеровностей. Этот случай соответствует контакту шероховатой и гладкой поверхностей при условии, что твердость первой меньше либо больше твердости последней поверхности не менее чем в 2 раза.

*Формулировка задачи.* По заданной величине начального натяга  $\delta$  определить допускаемое значение передаваемой соединением осевой силы  $F_a$ .

Порядок расчета по этому варианту включает в себя следующие этапы.

1. Определение условной нагрузки, передаваемой единичным выступом модели,

$$p' = q \cdot d \cdot c + 2 \cdot (h + \alpha_y) - \delta,$$

где  $c$  – коэффициент, учитывающий отношение диаметров деталей, материал деталей и неравномерность распределения давления  $q$  по длине сопряжения  $l$ ;  $d$  – диаметр сопряжения;  $\delta$  – заданный натяг;  $q$  – среднее расчётное давление в контакте цилиндрических поверхностей при сплющивании неровностей, рассчитываемое по формуле:

при внедрении

$$q = \frac{b_k \cdot HD \cdot h \cdot K_{yn} \cdot \alpha^{v-1}}{R_{max}^v},$$

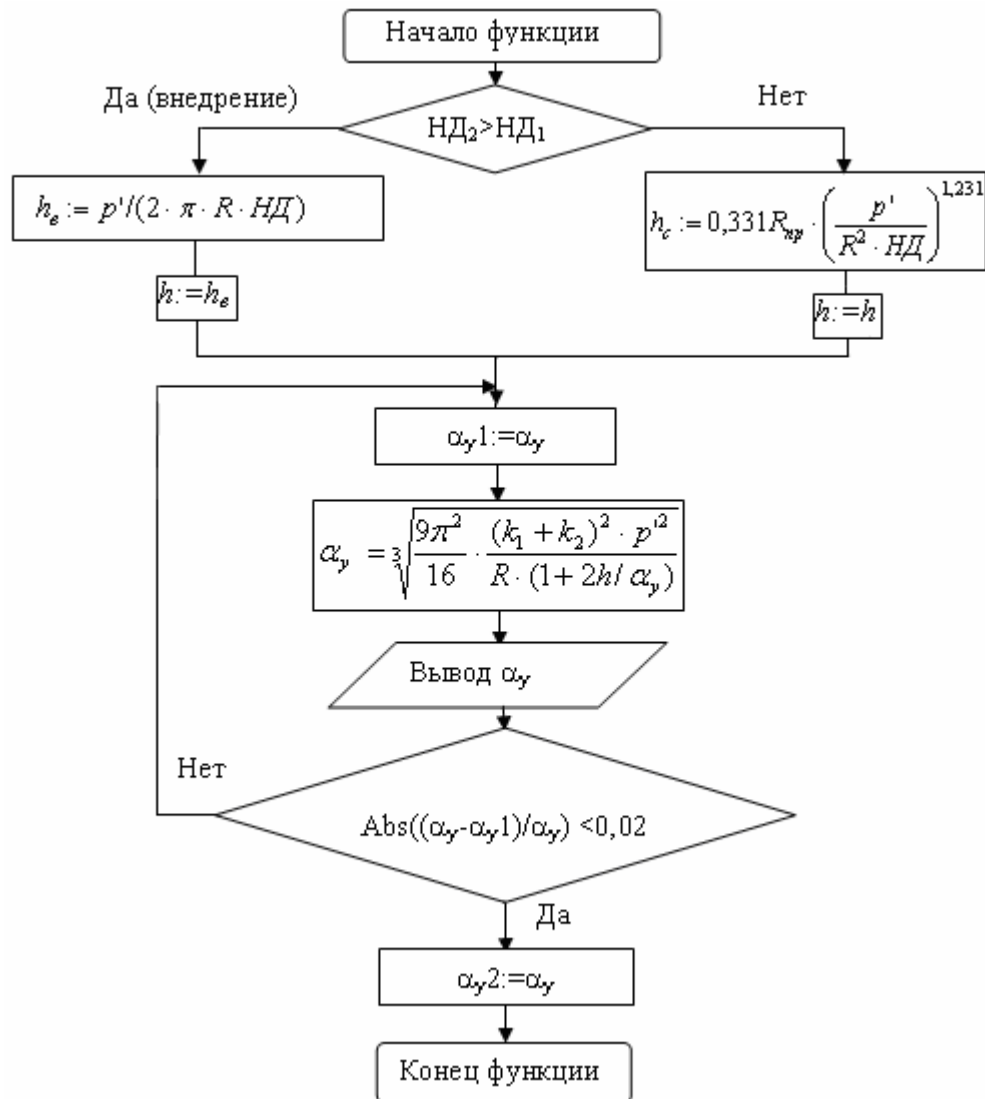
при сплющивании

$$q = \frac{b_k \cdot HD \cdot h_c^{0,812} \cdot K_{yn,c} \cdot \alpha^{v-1} \cdot R^{0,188}}{2,56 R_{max}^v},$$

где  $HD$  – пластическая твёрдость (ГОСТ 18835-73);  $K_{yn}$  и  $K_{yn,c}$  – коэффициенты силового подобия при внедрении и сплющивании соответственно;  $R_{max}$  – наибольшая высота неровностей микропрофиля;  $b_k$  и  $v$  – коэффициенты опорной кривой;  $\alpha$  – полное сближение, которое включает в себя упругую составляющую  $\alpha_y$  и остаточное сближение  $h$  или  $h_c$  при внедрении или сплющивании соответственно;  $R$  – радиус кривизны микровыступа.



На рисунке приведен алгоритм определения величины упругого сближения  $\alpha_y$  в случае внедрения или сплющивания неровностей, рассчитываемой методом хорд.



Алгоритм расчета упругого сближения  $\alpha_y$

В формулах, используемых в программе,  $k_1$  и  $k_2$  – коэффициенты, учитывающие упругие свойства материала.

2. Определение относительной фактической площади контакта

$$\eta_r = \frac{q}{НД \cdot K_{yn}} \cdot \left(1 + \frac{\alpha_y}{2h}\right).$$

3. Допускаемое значение осевой силы определяется следующим образом

$$F_a = f \cdot q \cdot \pi \cdot d \cdot l / [n],$$

где  $f$  – коэффициент трения;  $[n]$  – коэффициент запаса прочности,

$$f = \gamma \cdot (1 - 0,31 \cdot i_r) \cdot \eta_r^{\frac{1}{2}} \cdot \left(\frac{НД}{q}\right)^{\lambda},$$

где  $i_r$  – коэффициент, учитывающий характер нагрузки (постоянная или переменная);  $i_r = 0$  при постоянной нагрузке,  $i_r = 1$  при переменной нагрузке;  $\gamma$  и  $\lambda$  – коэффициенты, зависящие от направления относительного сдвига деталей: поперек (осевой сдвиг) или вдоль (в окружном направлении) следов механической обработки.

4. После получения значения осевой силы переходят к проверке прочности деталей соединения. Для этого сравнивают найденное значение давления  $q$  с допускаемым значением.

Программа позволяет выявить закономерности влияния различных факторов (твёрдости, способа обработки и параметров шероховатости контактирующих поверхностей, натяга прессового соединения) на нагрузочную способность соединения.

Таким образом, в программе учитываются факторы, имеющие наибольшее влияние на соединение с натягом, такие как параметры шероховатости, вид нагрузки (постоянная или переменная), материалы деталей, вид обработки и т.д. Программа имеет простейший интерфейс и понятна любому пользователю.

Разработанная программа значительно ускоряет расчёт прессового соединения, что позволяет на начальном этапе проектирования задавать необходимые параметры соединения.

#### Библиографический список

1. Зенкин, А.С. Сборка неподвижных соединений термическими методами / А.С. Зенкин, Б.М. Арпентьев. М.: Машиностроение, 1987. 124 с.
2. Иванов, А.С. Совершенствование методики расчёта соединения с натягом в результате учёта контактной податливости стыка / А.С. Иванов, Б.А. Попов // Вестник машиностроения. 2009. № 4. 224 с.
3. Матлин, М.М. Применение закономерностей упругопластического контакта твёрдых тел к решению прикладных задач // Проблемы машиностроения и автоматизации. М.: Международный центр научной и технической информации. 1991. № 4. С. 68-80.
4. Дёмкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Дёмкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
5. Дёмкин, Н.Б. Некоторые результаты моделирования контакта шероховатых поверхностей / Н.Б. Дёмкин, В.В. Измайлов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твёрдых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2009. Вып. 2. С. 29-35.

УДК 621.726

М.Ш. Мигранов, А.А. Степанов

Уфимский государственный авиационный технический университет

#### ПАРАМЕТРИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕГО КЛИНА ИНСТРУМЕНТА

Применение планирования экспериментов при разработке моделей геометрических и прочностных параметров напряженного состояния режущего инструмента делает поведение экспериментатора целенаправлен-

ным и организованным, существенно способствует повышению производительности его труда и надежности полученных результатов. Важным достоинством метода является его универсальность, пригодность в огромном большинстве областей исследования, интересующих современного человека. Планирование эксперимента – это процедура выбора числа и условий проведения опытов, необходимых и достаточных для решения поставленной задачи с требуемой точностью.

Задача определения напряженного состояния режущего инструмента является объектом исследования многих ученых. На основе анализа работ Бобровича И.М., Макарова В.Ф., Петрушина С.И., Утешева М.Х., Чигодаева Н.Е., Чихранова А.В. и др. можно сделать вывод о том, что предложенные графические зависимости и математические модели недостаточно полно описывают напряженное состояние режущего инструмента с точки зрения управления его проектированием на основе конструкторско-технологических параметров (подъема на зуб  $Sz$ , угла заострения  $\beta$ , скорости резания  $V$ ). Актуальность разработок в этом направлении подтверждается необходимостью создания методик автоматизированного проектирования режущего инструмента в условиях единого информационного пространства предприятия, организованного на основе CAD/CAE/CAM/PDM-систем.

Исходя из того, что в условиях единого информационного пространства предприятия актуальна проблема сокращения длительности жизненного цикла режущего инструмента, поставлена задача разработки методики ускоренного определения напряжений в инструменте (на примере эвольвентных протяжек) с учетом применения современных систем инженерного анализа.

При решении задач методом планирования экспериментов используют математические модели объекта исследования. Под математической моделью понимают уравнение, связывающее параметр оптимизации  $Y$  с факторами  $X_i$  (способами воздействия на объект исследования). Это уравнение в общем виде записывают согласно формуле (1).

$$Y = \varphi(X_1, X_2, \dots, X_k), \quad (1)$$

где  $\varphi$  – функция отклика. Функции, применяемые при планировании экспериментов, представляют в виде непрерывных функций с гладкими поверхностями отклика, имеющими один возможный экстремум на границе области определения факторов. Следовательно, изучаемую функцию можно представить в виде степенного ряда в окрестности любой точки факторного пространства (такие функции называют аналитическими).

В качестве факторов выбраны параметры  $Sz$ ,  $\beta$ ,  $V$ , которые являются статистически эффективными и существующими для всех различных состояний объекта исследования [1, 2]. Каждый фактор может принимать в опыте одно из нескольких значений – уровней. На практике принимают, что всякий фактор имеет определенное число дискретных уровней. Это соглашение облегчает построение эксперимента и упрощает оценку его сложности. Фиксированный набор уровней факторов (то есть установление

каждого фактора на некоторый уровень) определяет одно из возможных состояний объекта исследования. Одновременно это есть условия проведения одного из возможных опытов. Если перебрать все возможные наборы состояний, то можно получить полное множество различных состояний объекта. Одновременно это будет число возможных различных опытов. Чтобы узнать число различных состояний, достаточно число уровней факторов возвести в степень числа факторов  $k$ :  $p^k$ , где  $p$  – число уровней.

Так как аналитический вид применяемой при планировании экспериментов функции чаще бывает неизвестен, то естественно стремление заменить ее в другой функцией, изученной достаточно подробно, т.е. провести аппроксимацию.

При прочих равных условиях чаще используют аппроксимацию степенным полиномом как наиболее простым и удобным классом моделей:

$$Y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i X_i + \sum_{i=1}^k b_{ii} X_i^2 + \dots, \quad (2)$$

где  $b_i$  – коэффициенты регрессии.

Пользуясь таким планированием, можно представить результаты эксперимента в виде неполного квадратного уравнения

$$Y = b_0 X_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3, \quad (3)$$

Приведенная матрица сохраняет все свойства полного факторного эксперимента и дает возможность оценить свободный член  $b_0$  и три коэффициента  $b_1, b_2, b_3$  при линейных членах на основе четырех опытов.

Для упрощения записи условий эксперимента и обработки экспериментальных данных масштабы по координатным осям факторов выбирают так, чтобы верхний уровень соответствовал + 1, нижний – 1, а основной – нулю. Для факторов с непрерывной областью определения это всегда можно сделать с помощью преобразования

$$X_j = \frac{\tilde{X}_j - \tilde{X}_{j0}}{I_j}, \quad (4)$$

где  $X_j$  – кодированное значение фактора,  $\tilde{X}_j$  – натуральное значение фактора,  $\tilde{X}_{j0}$  – натуральное значение основного уровня,  $I_j$  – интервал варьирования,  $j$  – номер фактора.

В рассматриваемом случае используют степенную функцию вида

$$\sigma = C \cdot S_z^z \cdot \beta^y \cdot V^x, \quad (5)$$

где  $\sigma$  – величина усредненного напряжения (параметр оптимизации).

Прологарифмировав уравнение (5), получают зависимость вида

$$\lg \sigma = \lg C + z \cdot \lg S_z + y \cdot \lg \beta + x \cdot \lg V, \quad (6)$$

аналогичную линейной модели (3) – простейшему виду уравнения (2).

Такое преобразование координат облегчает решение задачи с достаточной точностью и приводит к однородности дисперсий параметра оптимизации  $\sigma$ .

На основе расчетных данных о напряжении в инструменте, полученных методом конечных элементов, в матрицу планирования записывают 6 значений (соответственно числу экспериментов) напряжения и получают формулу для ускоренного определения напряжения. Далее проводят сравнение графика, построенного по данным из метода конечных элементов и графика, построенного с помощью полученной модели. Допустимый диапазон значений напряжения в инструменте ограничивается минимальным и максимальным значениями предела прочности материала инструмента.

Проверку адекватности полученной модели (5) проводят по формуле

$$F = \frac{S_{ad}^2}{S_{\{y\}}^2}, \quad (7)$$

где  $F$  – экспериментальный критерий Фишера;  $S_{ad}^2$  – дисперсия адекватности модели,  $S_{\{y\}}^2$  – дисперсия воспроизводимости модели.

Предложенные модели расчета напряженного состояния режущего инструмента допускают управление уровнем напряжения в инструменте за счет варьирования только одной переменной или всей совокупности используемых переменных. Для широкого круга задач, как оптимизационных, так и при построении интерполяционных моделей, достаточно получить линейную модель относительно каждого фактора.

В результате расчета напряженного состояния протяжки по моделям вырабатывают рекомендации по управлению процессом проектирования инструмента (на основе геометрических и технологических характеристик) и использованию режущего инструмента с определенными геометрическими параметрами на разных режимах резания. Наличие разработанных моделей позволяет провести ускоренное определение параметров напряженного состояния инструмента и сократить длительность этапов анализа режущего инструмента в САЕ-системе.

Применение и отработка методик автоматизированного проектирования инструмента на основе созданных математических моделей способствует организации сквозного проектирования инструмента, снижению временных и экономических затрат на проектирование, повышению качества проектных решений и устранению ошибок проектирования на ранних стадиях.

#### Библиографический список

1. Макаров, А.Д. Применение математического планирования экспериментов при исследовании основных параметров процесса резания металлов / А.Д. Макаров, В.М. Кривошей, Ю.В. Никитин // Уфа: Изд-во Уфимского авиационного института им. Орджоникидзе, 1976.
2. Макаров, В.Ф. Интенсификация процесса протягивания труднообрабатываемых материалов: автореф. дис. ... д.т.н. / В.Ф. Макаров. Москва, 1998.

### ТРАНСФОРМАЦИЯ УГЛОВ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРИНУДИТЕЛЬНОМ РОТАЦИОННОМ ТОЧЕНИИ

Ротационное точение с самовращением чашечных резцов не получило широкого распространения, прежде всего, из-за недостаточной жёсткости консольных конструкций державок с резцами, из-за зазоров необходимых для самовращения, а также из-за существенной зависимости скорости и устойчивости самовращения от углов установки, с увеличением которых растёт трансформация углов резания и ухудшаются условия обработки [1, 2]. В связи с этим более целесообразным следует считать ротационное точение с принудительным вращением чашечных резцов и с бесконсольным их расположением по схеме установки, применяемой на горизонтальных зубо- и шлицефрезерных станках. В этом случае резко уменьшаются зазоры в приводе вращения резца и увеличивается их жёсткость и равномерность вращения, появляется возможность применять резцы, соизмеримые по диаметру с обрабатываемой деталью, и изменять скорость их вращения независимо от вращения заготовки.

При принудительном ротационном точении различают (рис. 1) встречное вращение наклонённого резца по отношению к вращению заготовки (векторы скоростей заготовки  $V$  и резца  $V_u$  направлены в разные стороны) и попутное.

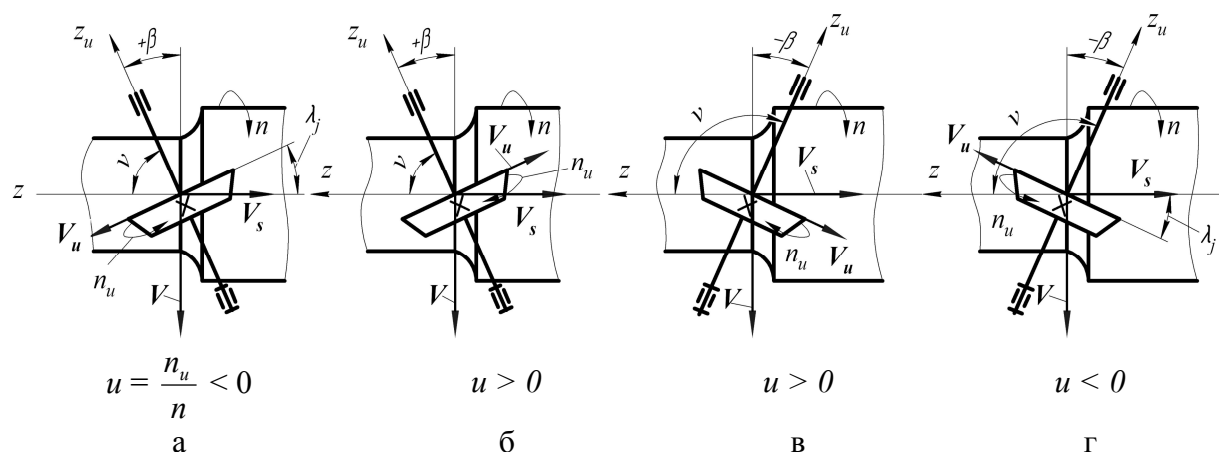


Рис. 1. Схемы принудительного ротационного точения чашечными резцами:

а – попутная обратная; б – встречная обратная; в – попутная прямая;  
г – встречная прямая ( $n, n_u$  – частота вращения заготовки и резца)

Для каждого из этих вариантов наклон чашки на угол  $\beta$  может быть прямым ( $90^\circ < \nu < 180^\circ, \beta < 0^\circ, \lambda_j < 0^\circ$ ) и обратным ( $0^\circ < \nu < 90^\circ, \beta > 0^\circ, \lambda_j > 0^\circ$ ). В первом случае резец при резании надвигается на обрабатываемую

мую деталь передней поверхностью (рис. 1в, 1г), а во втором – задней (рис. 1а, 1б). При прямой установке попутность и встречность совпадают как для  $V$  и  $V_u$ , так и для  $V_u$  и  $V_s$ , а для обратной – попутность для  $V$  и  $V_u$  соответствует встречному направлению  $V_u$  и  $V_s$  и наоборот. При отсутствии наклона резца ( $\beta = 0^\circ$ ) попутность или встречность  $V_u$  и  $V$  исчезает, а для  $V_u$  и  $V_s$  сохраняется. Возможность работы с попутной скоростью резания по отношению к скорости вращения чашечного резца требует применения беззачерпных передач в приводе вращения последнего.

Трансформация передних и задних углов резания  $\alpha$ ,  $\gamma$ , и углов наклона режущей кромки  $\lambda$  при точении чашечными резцами и при наличии их наклона может достигать значительных размеров и существенно ограничивать величину снимаемого припуска  $t_j$ . Для определения действительных (рабочих) передних  $\gamma_j$ , задних  $\alpha_j$  углов и углов наклона режущей кромки  $\lambda_j$ , в отличие от исходных углов  $\gamma_3, \alpha_3, \lambda_3$  (в заточке) будем исходить из положения [3], согласно которому углы  $\alpha_j, \gamma_j, \lambda_j$  должны быть взаимно независимыми, ибо только в этом случае можно выявлять их истинное влияние на процесс резания. Взаимная независимость  $\gamma, \alpha, \lambda$  в заточке и при резании сохраняется, если их измерение осуществлять в плоскости N-N, перпендикулярной окружной режущей кромке и проходящей через ось вращения резца. В этом случае исключается влияние угла  $\lambda$  на углы  $\alpha, \gamma$ . Для упрощения решения наличием векторов  $V_s$  и  $V_u$  пренебрегаем, так как первый весьма мал по сравнению с  $V$ , а второй отклоняет вектор  $V$  в плоскости, касательной к цилиндру, огибающему вращающуюся режущую кромку, то есть в плоскости перпендикулярной к плоскости измерения N-N. С учётом этих допущений угол  $\alpha_j$  будем измерять в плоскости N-N между проекцией вектора  $V$  на эту плоскость и линией пересечения плоскости N-N с задней поверхностью резца. Соответственно, передний угол  $\gamma_j$  измеряем между перпендикуляром к проекции вектора  $V$  на плоскость N-N и линией пересечения плоскости N-N с передней поверхностью резца. В этом случае угловая трансформация  $\psi$  будет одинакова для передних и задних углов, то есть  $\psi_{\alpha_j} = \psi_{\gamma_j} = \psi_j$ .

Для определения трансформации углов  $\alpha_j, \gamma_j$  возьмём единичный вектор  $e_v$  скорости вращения заготовки (рис. 2) и найдём координаты его положения в системах XYZ и  $x_u'y_u'z_u'$ , связанных соответственно с заготовкой и вращающимся чашечным резцом. В системе XYZ вектор  $e_v$  для режущей точки  $M_j$  имеет координаты  $e_v = \{\sin\varphi_j, -\cos\varphi_j, 0\}$ , где  $\varphi_j$  – угол контакта заготовки с резцом в т.  $M_j$ :

$$\varphi_j = \arcsin(\mu_j \sin\varphi_{uj} \cdot \sin\beta), \quad (1)$$

где  $\mu_j = r_u/r_j$ ,  $r_u$  и  $r_j$  – соответственно радиус резца и текущий радиус заготовки в т.  $M_j$ ;  $r_j = r_0 \dots r_3$ ,  $r_3$  и  $r_0$  – соответственно радиусы заготовки и обработанной детали, полный припуск  $t = r_3 - r_0$ ;  $\varphi_{uj}$  – угол контакта резца с обрабатываемой деталью в той же т.  $M_j$ :

$$\varphi_{uj} = \arccos\left[\frac{((1 + \mu_j - \xi_j) - ((1 + \mu_j - \xi_j)^2 \sin^2 \beta + \cos^2 \beta - 0,25(\mu_j \sin \beta)^2)^{0,5})}{\mu_j \cos^2 \beta}\right], \quad (2)$$

где  $\xi_j = t_j/r$ ,  $t_j$  – текущий припуск (в т.  $M_j$ ),  $t_j = r_j - r_0$ .

Угол контакта  $\varphi_{uj}$  на резце растёт с увеличением припуска  $t_j$  и  $r_j$  и уменьшением  $r_u$  и  $\beta$ . Формулы (1) и (2) приведены для случая, когда резец выставлен по отношению к заготовке по центру (точки  $O$  и  $O_u$  располагаются на кратчайшем расстоянии  $A$  между осями вращения инструмента и заготовки).

В системе  $x_u'y_u'z_u'$  координаты того же вектора  $e_v$  будут иметь вид  $e_{vu} = \{e_{vux}, e_{vuy}, e_{vuz}\}$  и определяться из матричного уравнения  $e_{vu} = M_1 \cdot M_2 \cdot e_v$ , где  $M_1$  и  $M_2$  матрицы преобразования при переходе от системы  $XYZ$  к  $x_u'y_u'z_u'$  (рис. 2): матрица  $M_1$  учитывает поворот на угол  $\nu = 90^\circ - \beta$  вокруг оси  $OX = O_u x_u$ , а матрица  $M_2$  учитывает поворот на угол  $(180^\circ + \varphi_{uj})$  вокруг оси  $O_u z_u'$ , совпадающий с осью  $Oz_u$ . Сдвиг на межосевое расстояние  $A$  не учитываем для упрощения, так как на ориентацию вектора  $e_v$  в пространстве он не влияет:

$$M_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(90^\circ - \beta) & \cos(180^\circ - \beta) \\ 0 & \cos \beta & \cos(90^\circ - \beta) \end{bmatrix} \quad M_2 = \begin{bmatrix} \cos(180^\circ + \varphi_{uj}) & \cos(90^\circ - \varphi_{uj}) & 0 \\ \cos(90^\circ + \varphi_{uj}) & \cos(180^\circ + \varphi_{uj}) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

После умножения матриц и упрощений получим проекции вектора  $e_v$  на координатные оси  $x_u'y_u'z_u'$ :

$$\begin{cases} e_{vux} = -\cos \varphi_{uj} \cdot \sin \varphi_j - \sin \varphi_{uj} \cdot \cos \varphi_j \cdot \sin \beta \\ e_{vuy} = -\sin \varphi_{uj} \cdot \sin \varphi_j + \cos \varphi_{uj} \cdot \cos \varphi_j \cdot \sin \beta \\ e_{vuz} = -\cos \varphi_j \cdot \cos \beta \end{cases} \quad (3)$$

Угол трансформации  $\psi_j$ , учитывающий изменение положения вектора скорости  $V$ , получим из (3) и рис. 2:

$$\psi_j = \arctg(e_{vux}/e_{vuz}) = \sin \varphi_{uj} \cdot \tg \beta + \cos \varphi_{uj} \cdot \tg \varphi_j / \cos \beta. \quad (4a)$$

После подстановки в (4a) величины  $\varphi_j$  из (1) и преобразований, трансформация  $\psi_j$  для углов  $\alpha_j$  и  $\gamma_j$  будет иметь вид

$$\psi_j = \arctg[\sin \varphi_{uj} \cdot \tg \beta (1 + \mu_j \cos \varphi_{uj} / (1 - \xi_j + 2 \mu_j \sin^2(\varphi_{uj}/2)))] \quad (4б)$$

Действительные углы резания  $\alpha_j$ ,  $\gamma_j$  в любой режущей точке  $M_j$ :

$$\alpha_j = \alpha_3 + \psi_j, \quad \gamma_j = \gamma_3 - \psi_j. \quad (5)$$

Так как при прямом резании  $\beta < 0$ , а при обратном  $\beta > 0$ , то в соответствии с (4)  $\psi_j > 0$  при обратном резании и  $\psi_j < 0$  – при прямом. Поэтому по формуле (5) углы  $\alpha_j > \alpha_3$  и  $\gamma_j < \gamma_3$  при прямом резании, а  $\alpha_j < \alpha_3$  и  $\gamma_j > \gamma_3$  – при обратном.



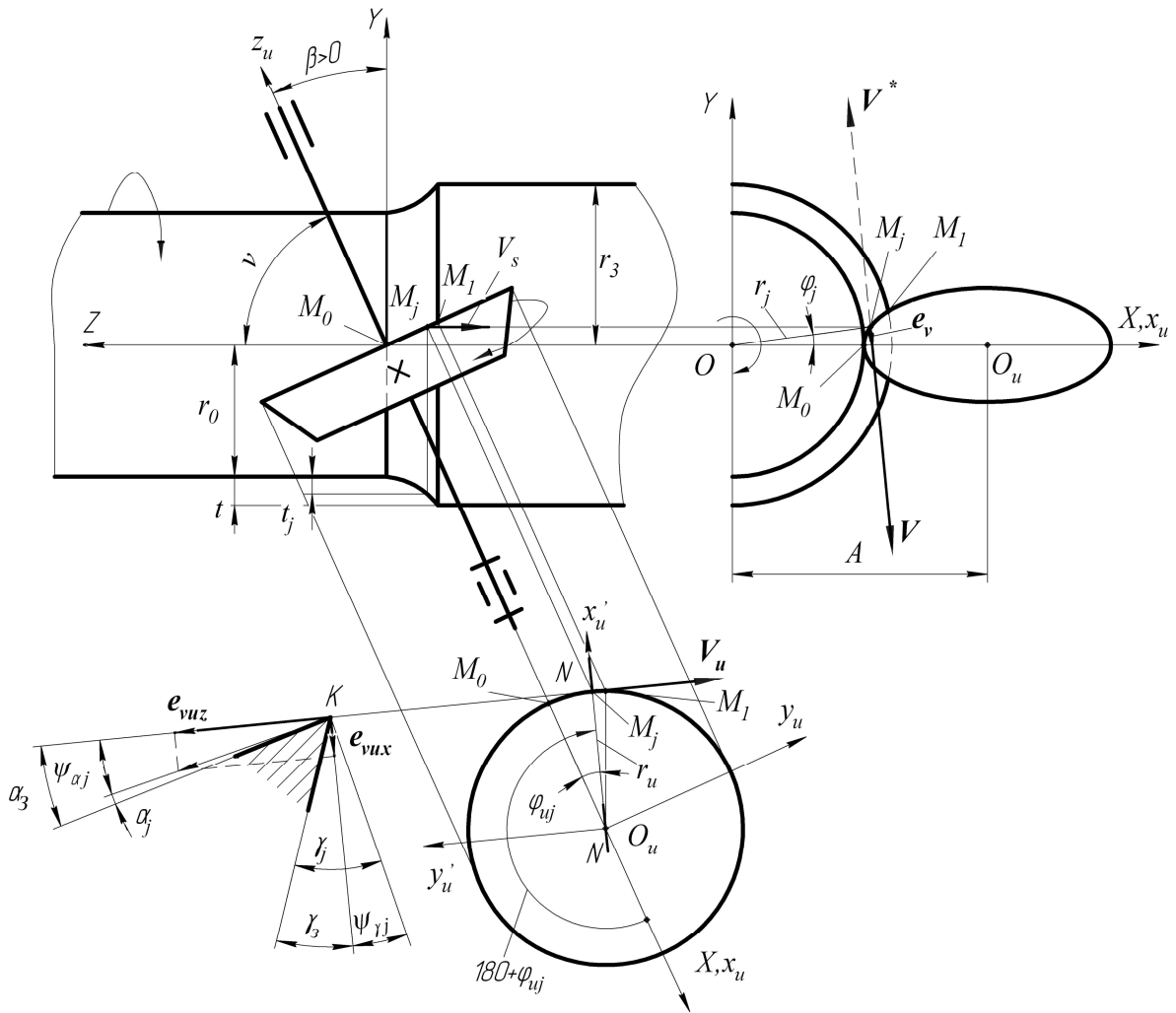


Рис. 2. Схема ротационного точения для определения углов трансформации  $\psi_\alpha$  и  $\psi_\gamma$ :

$M_0M_1$  – дуга контакта на резце при срезании полного припуска  $t$ ;

$M_0M_j$  – дуга контакта при срезании текущего припуска  $t_j$

Вдоль рабочего участка режущей кромки от  $t$ .  $M_0$  до  $t$ .  $M_1$  (рис. 2) угловая трансформация  $\psi_\alpha = \psi_\gamma$  нарастает от  $0^\circ$  до значения (4). На рис. 3 и 4 показано изменение  $\psi_j$  в зависимости от параметров:  $\beta$ ,  $r_u$ ,  $r_j$  и  $t_j$  при обратном резании. С увеличением снимаемого припуска  $t_j$  трансформация углов  $\alpha$  и  $\gamma$  растёт экстремально (рис. 3), однако для практических значений  $\xi_j < 0,2$  нарастание её монотонное и различие  $\psi_j$  для разных  $\mu_j$  незначительное.

Влияние параметра  $\mu_j$ , а следовательно,  $r_j$  и  $r_u$  на угловую трансформацию  $\psi_j$  также невелико (рис. 4). Это означает, что выбор диаметра чашечного резца при обработке одних и тех же по размерам заготовок слабо влияет на изменение трансформации углов  $\alpha$  и  $\gamma$ .

Наибольшее влияние на трансформацию углов  $\alpha_j$  и  $\gamma_j$  имеет угол установки  $\beta$ , с увеличением которого она почти линейно возрастает (рис. 4), резко ограничивая наибольшую величину снимаемого припуска  $t_{\max}$ .

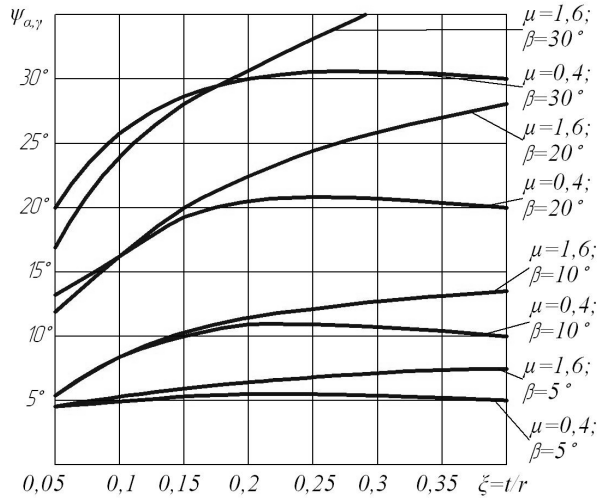


Рис. 3. Зависимость трансформации  $\psi_{\alpha,\gamma}$  от припуска и радиуса обрабатываемой детали

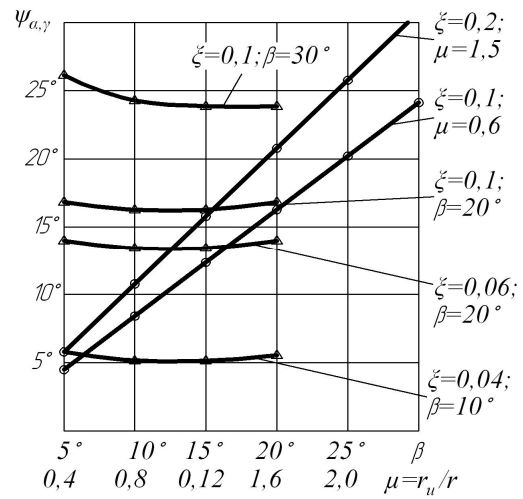


Рис. 4. Зависимость трансформации  $\psi_{\alpha,\gamma}$  от угла установки  $\beta$  и параметра  $\mu$ :  
 ○ – для  $\psi = f(\beta)$ ;  $\Delta$  – для  $\psi = f(\mu)$

Если угловую трансформацию  $\psi_j$  ограничить предельной величиной  $[\psi]$ , то наибольший припуск в относительных величинах  $\xi_{\max} = t_{\max} / r$  можно определить по формуле

$$\xi_{\max} = 1 + \mu_j(1 - \cos\varphi_{uj}^*) - (1 - (\mu_j \cdot \sin\varphi_{uj}^* \cdot \sin\beta)^2)^{0,5},$$

где  $\varphi_{uj}^*$  – угол контакта резца с заготовкой, численно определяемый из (4б) при условии, что  $\psi_j = [\psi]$ . На рис. 5 показаны предельные величины  $\xi_{\max}$  при  $[\psi] = 20^\circ$  для разных параметров  $\mu_j$  и  $\beta$ . Неравенство  $\beta < [\psi]$  меняет экстремальную зависимость  $\xi_{\max} = f(\mu_j)$  на монотонную с ростом  $t_{\max}$  при уменьшении  $\mu_j$  (верхняя кривая на рис. 5).

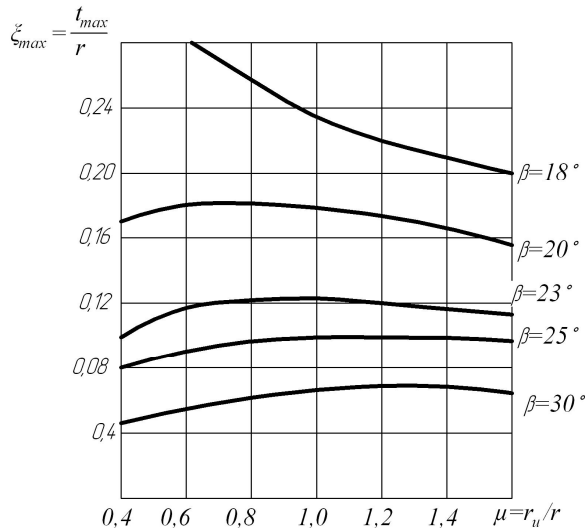


Рис. 5. Зависимость припуска  $t_{\max}$  от параметров  $\beta$ ,  $r_u$ ,  $r$  при допустимой трансформации  $[\psi] = 20^\circ$

Имеет место существенная зависимость величины  $t_{\max}$  от  $\beta$ . Например, при изменении на два градуса угла  $\beta = \{18^\circ, 20^\circ, 22^\circ\}$  для  $r_u = 24$  мм и  $r_3 = 30$  мм получим предельные для однопроходного точения значения  $\xi_{\max} = \{0,257; 0,18; 0,137\}$  и соответственно  $t_{\max} = \{7,7$  мм; 5,4 мм; 4,1 мм}.

Действительный угол наклона режущей кромки  $\lambda_j$  в каждой режущей точке  $M_j$  определяют [2] как угол между касательной к кромке в этой точке и плоскостью, перпендикулярной вектору  $V_{\Sigma j}$  суммарной скорости резания,  $V_{\Sigma j} = V_j + V_{uj}$ , (малым по величине вектором  $V_s$  пре-

небрегаем). Вектор  $V_{\Sigma j}$  перпендикулярен плоскости  $Q$  (рис. 6), следовательно, угол между вектором  $V_{uj}$  и прямой  $M_j P$  в плоскости  $Q$  есть угол  $\lambda_j$ , а угол между векторами  $V_{\Sigma j}$  и  $V_{uj}$  – угол  $(90^\circ - \lambda_j)$ . Из параллелограмма, построенного на векторах  $V_j$ ,  $V_{uj}$  получим

$$\operatorname{tg}(90^\circ - \lambda_j) = V_j \cdot \sin \theta_j / (V_{uj} + V_j \cdot \cos \theta_j) = \operatorname{ctg} \lambda_j.$$

После упрощений будем иметь

$$\lambda_j = \operatorname{arctg}[(u \cdot \mu_j + \cos \theta_j) / \sin \theta_j] = \psi_{\lambda}, \quad (6)$$

где передаточное отношение  $u = n_u / n$ ;  $n_u$ ,  $n$  – соответственно частота вращения инструмента и заготовки,  $\mu_j = r_u / r_j$ ;  $\theta_j$  – угол между векторами  $V_{uj}$  и  $V_j$  (вектор  $V_j$  приложен к инструменту; на рис. 2 он показан пунктиром как  $V^*$ ). Величину угла  $\theta_j$  можно определить, зная координаты векторов  $V_{uj}$  и  $V_j$ . В системе  $XYZ$  (рис. 2) имеем:  $V_j = \{-V_j \cdot \sin \varphi_j; V_j \cdot \cos \varphi_j; 0\}$ ,  $V_{uj} = \{V_{uj} \cdot \sin \varphi_{uj}; V_{uj} \cdot \cos \varphi_{uj} \cdot \sin \beta; -V_{uj} \cdot \cos \varphi_{uj} \cdot \cos \beta\}$ . Отсюда получим

$$\theta_j = \arccos[\cos \varphi_j \cdot \cos \varphi_{uj} \cdot \sin \beta - \sin \varphi_j \cdot \sin \varphi_{uj}]. \quad (7)$$

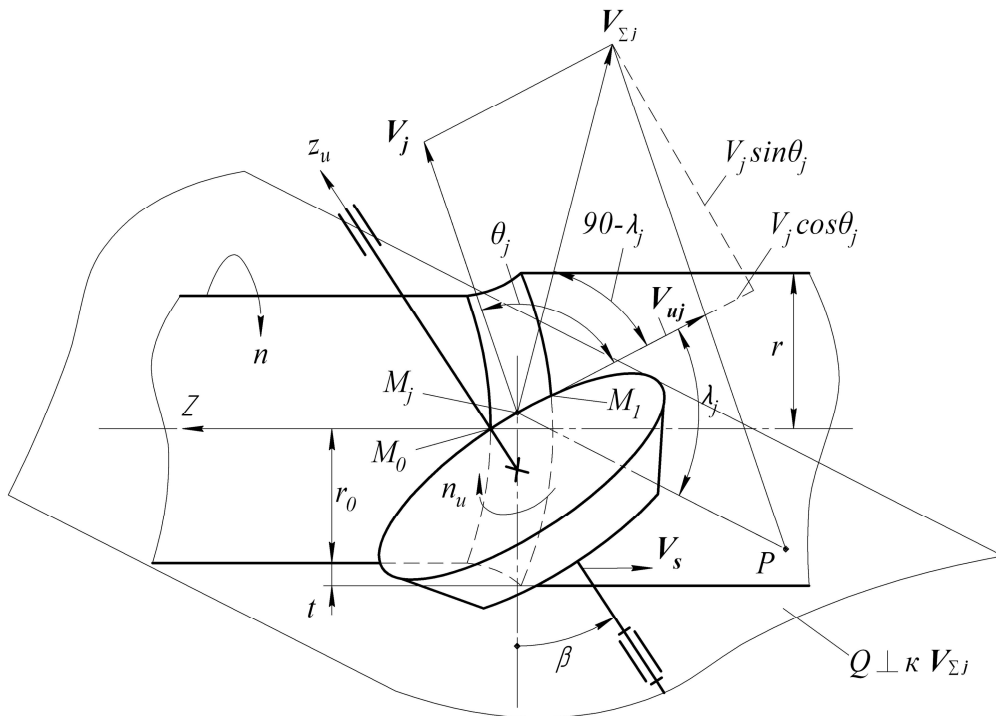


Рис. 6. Схема для определения угла  $\lambda_j$

Из уравнения (7) следует, что угол  $\theta_j$  на рабочем участке режущей кромки при  $\beta > 0$  увеличивается от  $t. M_0$  к  $t. M_1$  в пределах от  $\theta_0 = (90^\circ - \beta)$  до величины, определяемой формулой (7), но не достигая  $90^\circ$ . При отрицательной установке чашечного резца ( $\beta < 0$ ) угол  $\theta_j$  уменьшается соответственно от  $\theta_0 = (90^\circ + |\beta|)$  до  $\theta_j \rightarrow 90^\circ$ . Отсюда следует, что угол наклона  $\lambda_0$  режущей кромки согласно (6) в  $t. M_0$  будет равен

$$\lambda_0 = \operatorname{arctg}[(u \cdot \mu_0 + \sin \beta) / \cos \beta] = \beta + \psi_{\lambda_0},$$

где  $\mu_0 = r_u/(r_j - t_j) = \mu_j/(1 - \xi_j)$ ,  $\psi_{\lambda_0}$  – кинематическая трансформация угла наклона режущей кромки, вызываемая вращением резца. Величина её равна

$$\psi_{\lambda_0} = \arctg[(\mu_0 \cdot u \cdot \cos\beta)/(1 + \mu_0 \cdot u \cdot \sin\beta)].$$

Общая величина трансформации  $\psi_{\lambda}$  угла наклона режущей кромки при резании (в заточке  $\lambda_3 = \psi_{\lambda} = 0$ ) определяется двумя составляющими: геометрической установкой на угол  $\beta$  и передаточным отношением  $u$  вращений инструмента и заготовки. Влияние этих параметров на величину угла  $\lambda_j$  является в ряде случаев почти линейным (рис. 7а). Типичен значительный перепад  $\Delta\lambda_j$  угла наклона на рабочем участке режущей кромки, который растёт с увеличением угла  $\beta$  и величины снимаемого припуска (в ряде случаев  $\Delta\lambda_j = 10^\circ$  и более).

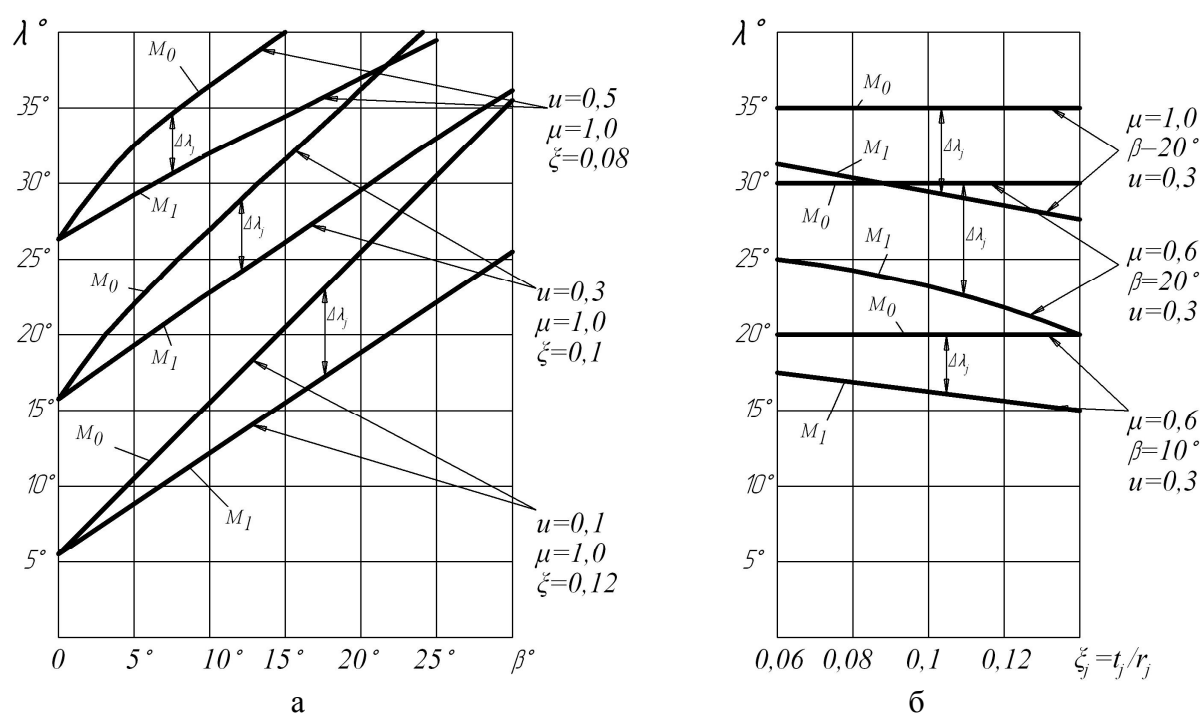


Рис. 7. Влияние различных параметров на трансформацию действительного угла  $\lambda_j$  наклона режущей кромки

Уменьшение угла  $\lambda_j$  в т.  $M_1$  режущей кромки при увеличении снимаемого припуска (рис. 7б) существенно снижает кинематический эффект трансформации угла наклона режущей кромки. В подобных случаях следует выбирать угол  $\beta$  таким, чтобы в т.  $M_1$  угол  $\lambda_j \geq \beta$ . Например, при режиме с параметрами  $u = 0,1$ ;  $\mu_j = 1,0$  и  $\xi = 0,12$  (нижняя кривая на рис. 7а) угол  $\beta$  следует принять не более  $15^\circ$ . При увеличении параметра  $u$  кинематический эффект возрастает (рис. 7а).

Геометрический анализ принудительного ротационного течения показывает, что наиболее целесообразной является обратная встречная схема резания (рис. 1б), так как в ней кинематическая трансформация увеличивает угол  $\lambda_j$  сверх угла  $\beta$  и исключает самозатягивание резца заготовкой в от-

личие от попутной схемы, а стружка отводится в сторону от шпинделя заготовки. Кроме того, в отличие от прямой установки, рабочие передние углы при резании в результате трансформации увеличиваются, что существенно улучшает условия обработки.

#### Библиографический список

1. Резников, А.Н. Геометрический анализ круглых вращающихся резцов / А.Н. Резников // Известия вузов. Машиностроение. 1963. № 7. С. 201-213.
2. Бобров, В.Ф. Резание металлов самовращающимися резцами / В.Ф. Бобров, Д.Е. Иерусалимский. М.: Машиностроение, 1972. 110 с.
3. Петрухин, С.С. Основы проектирования режущей части металлорежущих инструментов / С.С. Петрухин. М.: Машгиз, 1960. 163 с.

УДК 621.91002

В.В. Смирнов

Тверской государственной технической университет

#### ВЛИЯНИЕ КАЧЕСТВА ПОСТПРОЦЕССОРА В СРЕДЕ EDGECAM НА ТЕХНОЛОГИЮ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ

Постпроцессор является транслятором, преобразующим CL-файл CAD/CAM-системы в формат, понятный для каждой отдельно взятой системы с ЧПУ. Для многих CAD/CAM-систем характерно представление о постпроцессоре, как о чем-то неизменном и чуть ли не являющимся частью самой CAD/CAM-системы. Более того, зачастую постпроцессор делается практически закрытым для возможных корректур в его функционировании. В результате, когда персонал предприятия обнаруживает ошибки в работе постпроцессора и понимает, что постпроцессор не позволяет использовать более прогрессивные методы механической обработки, то это приводит к тому, что технолог такого завода должен выполнять ручное редактирование NC-программ, сгенерированных данным постпроцессором.

Иногда это редактирование и является актуальным. Однако часто NC-программы отличаются высокой степенью сложности программирования геометрии поверхностей обработки, например, для пятикоординатных фрезерных станков; трудностью учета всех особенностей программирования различных станков и систем ЧПУ. Такой подход требует дорогостоящей отладки программы на станке путем обработки «пробной» детали, которую затем измеряют и вносят корректуры в NC-программы. При этом для обработки на станках с ЧПУ характерными являются следующие факторы: малый размер партии деталей (обычно – от 2 до 20 деталей); дорогое сырье (например, титан); длинные, дорогостоящие циклы изготовления (механическая обработка продолжительностью от 1 до 8 часов характерна в случае изготовления сложных корпусных деталей). Высокая стоимость станков с ЧПУ делает машинное время особенно дорогим. Поэтому моди-

фикация геометрии таких деталей приводит к большим потерям сверхдорогого времени, материалов, инструментов и т.д.

В системе EdgeCAM имеется средство для проектирования постпроцессоров – модуль Code Wizard, который позволяет быстро получить прообраз будущего постпроцессора. Интерактивный ввод информации о станке и языке программирования ЧПУ и, в конце концов, EdgeCAM создает постпроцессор, готовый примерно на 80%. Остальные 20% – это индивидуальная работа, включающая тонкую настройку постпроцессора для максимального учета возможностей и требований конкретного станка, производства или принятой технологии. Например, если размеры деталей и материалы, из которых они изготавливаются, приводят к быстрому износу режущего инструмента, и он должен быть заменен ранее, чем завершается цикл обработки, NC-программы должны обязательно включать кадр с функцией паузы для организации визуального осмотра и измерений инструмента станочником. После осмотра NC-программа должна возвратить инструмент точно туда, где была прервана обработка. Важным элементом для эффективной отладки программы является также возможность визуализации изготовления детали, особенно в случае сложной пятикоординатной обработки. Визуализация позволяет минимизировать потребность в пробных прогонах после того, как новые постпроцессоры были уже усовершенствованы и проверены. Вместо изготовления пробной детали теперь можно выполнять виртуальный пробный прогон, наблюдая полный цикл механической обработки на экране дисплея, экономя дорогостоящее время на станке с ЧПУ.

#### **Библиографический список**

1. Смирнов, В.В. Создание геометрии детали и проектирование способа ее изготовления в среде EdgeCAM / В.В. Смирнов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2009. Вып. 2. С. 108-109.

УДК 535.543

Мишина А.В.

Тверской государственной технической университет

**МОДЕЛЬ ЭФФЕКТИВНОЙ СРЕДЫ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ  
ОРИЕНТАЦИИ ДОМЕНОВ В ТОНКИХ ПЛЕНКАХ**

Методика излучения второй оптической гармоники (ВГ) традиционно используется для определения нелинейно-оптических коэффициентов в тонких пленках однородных недвулучепреломляющих материалов (неорганических и органических кристаллов, полимеров) в области прозрачности. Сравнительно недавно область применения данной методики была расширена на двулучепреломляющие и поглощающие однородные материалы [1].

Сегнетоэлектрические гетероэпитаксиальные пленки, изучению которых посвящена данная работа, как правило, представляют собой текстуры, в которых микрокристаллиты или домены ориентированы вдоль главных направлений подложки. На основе зависимостей интенсивности когерентной ВГ от угла падения могут быть рассчитаны доли микрокристаллитов (доменов), ориентированных в различных направлениях. Существенным оказывается тот факт, что пленки, обладающие преимущественной ориентацией доменов перпендикулярно плоскости пленки (*c*-домены), и пленки с преимущественной ориентацией в плоскости пленки (*p*-домены) обладают качественно различными наблюдаемыми интерференционными картинками ВГ.

Результаты расчетов использованы при определении доли *c*-доменов в тонких (Ba, Sr)TiO<sub>3</sub> структурах. В настоящее время этот тонкопленочный материал (BST) широко изучается как альтернативный диэлектрик для ультрабольшого масштаба интегрируемых цепей DRAM объемов памяти благодаря его большой диэлектрической постоянной, низкому току утечки, малым диэлектрическим потерям, отсутствию усталости или проблем старения. Успешное применение этих пленок требует развития надежных общих и частных технических приемов для изучения структурно-свойственных связей.

Для визуализации доменной структуры BST пленок широко используются: атомно-силовая микроскопия (рис. 1), рентгеноструктурный анализ, ГВГ-интерференционная микроскопия, предложенная в [2], но они либо не дают информации о поляризационной ориентации доменов (в частности, 180° домены неразличимы для рентгеноструктурного анализа), либо не работают с доменами в нанодиапазоне.

Для реализации ВГ исследования предложенная в [3] модель BST пленки представляла собой смесь доменов с ориентациями (001) с концентрацией  $\Delta F_z = (F_{z^-} - F_{z^+})$ , (100) с концентрацией  $\Delta F_x = (F_{x^-} - F_{x^+})$  и (010) с концентрацией  $\Delta F_y = (F_{y^-} - F_{y^+})$ . Соотношение  $\Delta F_i = (F_{i^-} - F_{i^+})$  учитывало долю доменов с

параллельной и антипараллельной ориентациями диэлектрического поляризационного вектора вдоль одной из осей ( $x$ ,  $y$  или  $z$ ). В принятой терминологии домены (100) и (010) считают  $p$ -ориентированными.

Предлагаемая в работе модель рассматривает совокупность  $c$ - и  $p$ -ориентированных доменов как эффективную однородную среду, эквивалентную одноосному кристаллу, вырезанному под углом к оптической оси (рис. 2). Соотношение доменных фракций  $c$ -/ $p$ - в предложенной геометрии задает угол наклона эквивалентной кристаллической оси по отношению к нормали, восстановленной к плоскости пленки (параллельно лабораторному направлению  $z$ ). Выбор направления угла наклона оси (пунктир на рис. 2) диктуется преобладающим знаком соотношений  $\Delta F_i$ . Анизотропия эквивалентной среды по отношению к распространяющимся волнам на основной и удвоенной частотах в первом приближении не учитывается, одноосность вносит вклад лишь при нелинейной генерации ВГ. Значения нелинейной восприимчивости эффективной среды в соответствующей ей кристаллографической системе координат аналогичны значениям в исходных доменах и имеют три различные компоненты, характерные для тетрагональной структуры симметрии  $4mm$ :  $\chi_{xxz} = \chi_{yyz} = \chi_1$ ,  $\chi_{zxx} = \chi_{zyy} = \chi_2$ ,  $\chi_{zzz} = \chi_3$ .

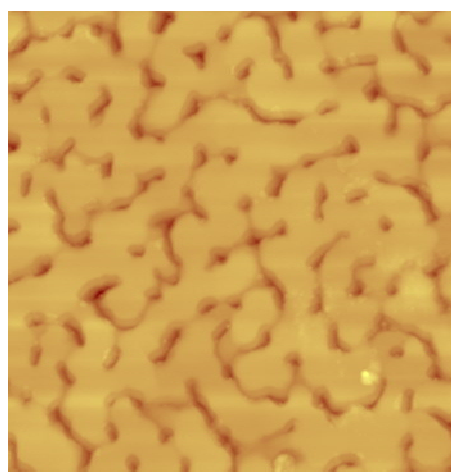


Рис. 1. Атомно-силовая микроскопия: микроструктура BST пленки толщиной 49 нм. Размер изображения  $5 \times 5$  мкм

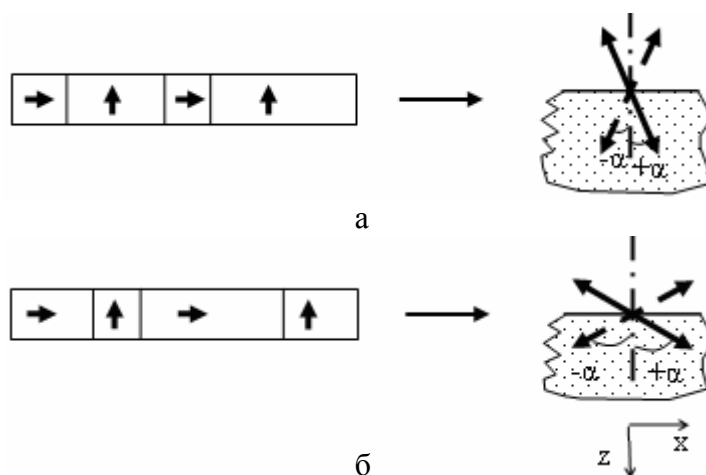


Рис. 2. Соотнесение доли доменных фракций и положения оптической оси в модели эффективной среды:  
а – доля  $c$ -доменов  $>$  доли  $p$ -доменов;  
б – доля  $p$ -доменов  $>$  доли  $c$ -доменов

При нелинейной генерации света на кристаллической структуре с наклонной ориентацией оси интенсивность ВГ будет иметь существенную несимметричную зависимость от углов падения  $\pm\theta$ , причем эта несимметрия будет иметь место для волн накачки как  $p$ -, так и  $s$ -ориентации. Подобрать в сканирующем режиме для данных параметров пленки (толщины, показателей преломления, значений нелинейной восприимчивости) наиболее соответствующее эксперименту положение эффективной кристаллографической оси, можно сделать вывод о соотношении доменных фракций.



На рис. 3 изображена расчетная зависимость в рамках предложенной модели интенсивности ВГ от угла падения для пленочной структуры с различными соотношениями  $\Delta F_x/\Delta F_z$  (для наглядности фракция  $\Delta F_y$  положена равной нулю). Зависимость дана на примере  $p$ -поляризованной падающей волны, регистрируемой на просвет. Исходя из данных графика можно сделать вывод о возрастающей несимметрии излучения ВГ при падении исходной волны под углами  $\pm \theta$  при увеличении доли доменов, ориентированных вдоль оси  $x$ .

Результаты экспериментальных данных по измерению зависимости интенсивности ВГ от углов падения при различных толщинах сегнетоэлектрических пленок приведены на рис. 4 в соответствии с [3]. В серии данных опытов рассматривалась схема: падающая волна – в  $s$ -поляризации, генерируемая волна ВГ – в  $p$ -поляризации. Здесь однозначно наблюдается факт уменьшения униполярности ориентации доменов с увеличением толщины пленки. Результат расчетов, проведенных в соответствии с изложенной моделью для толщины пленки 140 нм, приведен на графике в виде гладкой немаркированной кривой. Доля доменных фракций по оценке составила  $\Delta F_{in}/\Delta F_{out} = 0,04$ , что хорошо согласуется с результатами других методик [2–4].

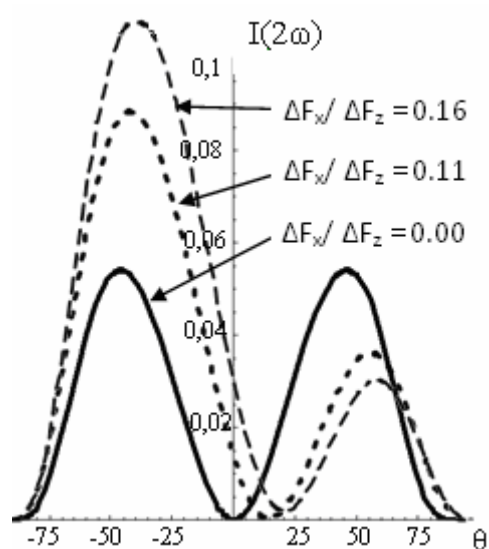


Рис. 3. Расчетная зависимость интенсивности ВГ от угла падения  $\theta$  при трех различных значениях доменной фракции

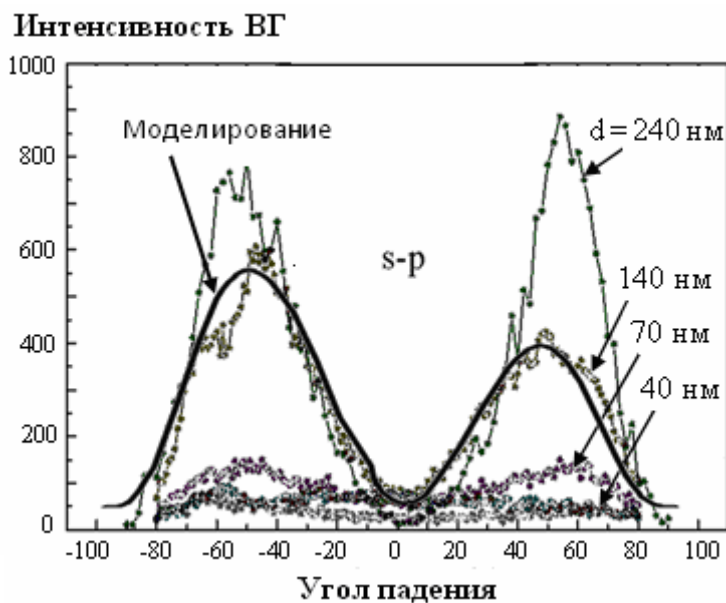


Рис. 4. Зависимость интенсивности ВГ от угла падения при разных значениях толщины пленки  $d$ . Немаркированная линия – результат численного моделирования

Ориентация и переориентация доменов в тонких пленках, и в частности, в пленках титаната бария-стронция  $(Ba, Sr)TiO_3$ , играет значительную роль в их ферроэлектрических свойствах. Использование предложенных расчетов подтверждает факт, что ультратонкие пленки толщиной 6 нм находятся практически в сегнетоэлектрической фазе.

### Библиографический список

1. Herman, W.N. / W. N. Herman, L.M. Hayden // J. Opt. Soc. Am. B. 12. 416. 1995.
2. Uesu, Y. / Y. Uesu, S. Kurimura and Y. Yamamoto // Appl. Phys. Lett. 66 (17) 1995.
3. Mishina, E.D. Optical second harmonic generation for determination the domain orientation in thin ferroelectric films / E.D. Mishina, N.E. Sherstyuk, A.V. Mishina et al. // Ferroelectrics. 2003. V. 286. P. 279-290.
4. Мишина, Е.Д. Нелинейно-оптическая и микрорамановская диагностика тонких пленок и наноструктур сегнетоэлектриков  $ABO_3$  / Е.Д. Мишина, Н.Э.Шерстюк, В.О. Вальднер [и др.] // ФТТ. 2006. Т. 48. Вып. 6.

УДК 621.785:669.14.018.29

Н.С. Зубков, М.В. Новоселова, Л.Е. Афанасьева  
Тверской государственной технической университет

### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

В промышленно развитых странах потери на трение и износ составляют 1...2% от валового национального продукта. Около 30% вырабатываемой энергии тратится на преодоление трения. В этом плане выбор оптимальных материалов узлов трения, грамотное проектирование и эксплуатация таких узлов весьма актуальны. К сожалению, добиться полного понимания механизмов трения и износа, научиться в полной мере управлять этими процессами пока не удалось [1, 2].

Определяющее влияние на силу трения оказывают механизмы деформации и разрушения контактирующих выступов, характер и сила атомно-молекулярного взаимодействия между ними. Основной подход в науке о трении, износе и смазке макроскопический, при этом используются усредненные эффективные характеристики: нормальное давление, коэффициент трения, температура контактирующих поверхностей, скорость уноса массы с единицы поверхности и т.д. Развитие физических методов исследования тонких приповерхностных слоев позволило перейти к изучению этих вопросов на уровень элементарных событий в динамических микро- и наноконтактах [2].

Данная работа посвящена сравнительному экспериментальному исследованию триботехнических характеристик полированных поверхностей образцов стали Р6М5 после различных видов обработки в условиях малых значений нормальных усилий в контакте. При этом радиус площадки контакта для различных материалов и нагрузок изменялся в пределах 0,5–5 мкм.

Для исследования триботехнических характеристик стальных образцов был использован прибор для определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала [3].

Стальные поверхности были исследованы в контакте со сферическими инденторами из немагнитных материалов: циркония  $Zr$ ; золота  $Au$ ; оксида алюминия  $Al_2O_3$  (корунда). Стальные инденторы в данной работе не применялись в целях исключения погрешностей измерений, которые могут

возникать при магнитном взаимодействии индентора со стальной поверхностью. Цирконий и золото практически не окисляются, их поверхности на воздухе покрыты лишь тонкими адсорбированными пленками. Применение индентора с устойчивым состоянием поверхности обеспечивает воспроизводимость условий эксперимента. Корунд обладает высокой твердостью. Индентор из корунда, используемый в данных исследованиях, имеет маленький радиус, сравнимый с радиусом выступов шероховатости после типичных видов механической обработки.

Коэффициент трения определяли при различных нормальных усилиях, приложенных к индентору. Величины усилия от 0,49 до 5,88 мН создавали разновесами массой от 50 до 600 мг. Измерение при одном значении усилия повторяли 10–20 раз.

Исследовали поверхности образцов быстрорежущей стали марки Р6М5, полученные различными методами обработки: 1) закалкой и трехкратным отпуском; 2) газолазерной резкой (ГЛР); 3) ГЛР и обработкой холодом в среде жидкого азота. Их подвергали механической шлифовке и полировке до зеркального блеска на алмазных пастах различной зернистости. Металлографическое исследование микроструктуры стали проводили с помощью оптического микроскопа МИМ-8 с цифровой видеокамерой.

Закалка и трехкратный отпуск при температуре 560°C является стандартной упрочняющей обработкой для подавляющего большинства инструментов, изготовленных из стали марки Р6М5. После такой обработки сталь имеет структуру мартенсита, карбиды и 2–3% остаточного аустенита. После ГЛР поверхность реза оплавляется и закаливается повторно. В области лазерного воздействия можно выделить зоны закалки из жидкой и твердой фазы. Микроструктура в этих зонах, выявленная химическим травлением в 3%-ном растворе азотной кислоты представлена на рис. 1 и отличается повышенным содержанием аустенита [4]. Известно, что при обработке стали холодом происходит фазовое превращение, остаточный аустенит превращается в мартенсит закалки, при этом прирост микротвердости может быть до 200HV.

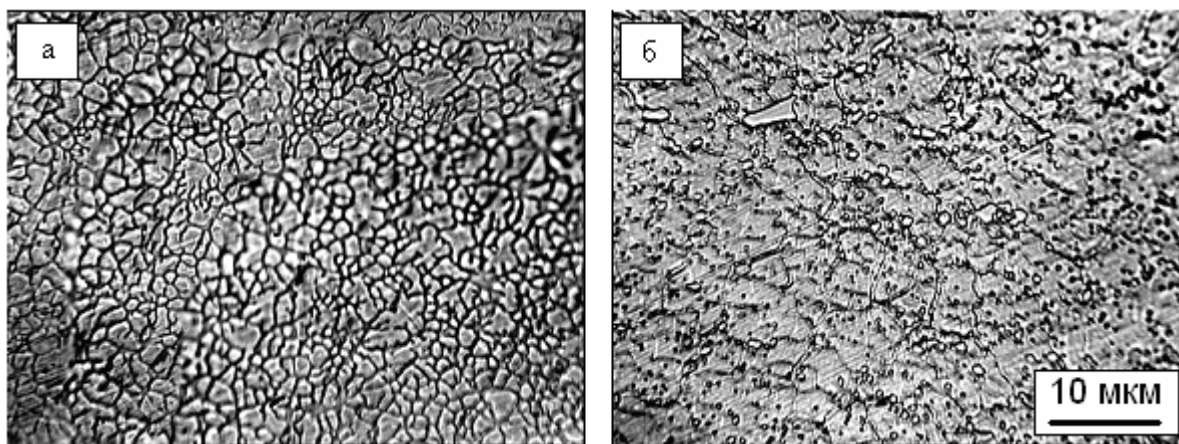


Рис. 1. Микроструктура быстрорежущей стали марки Р6М5 после ГЛР: а – в зоне закалки из жидкой фазы; б – в зоне закалки из твердой фазы

Коэффициент трения измерялся в трех точках поверхности образца после ГЛР (1 – в зоне закалки из жидкой фазы, 2 и 3 в зоне закалки из твердой фазы), в двух точках поверхности образца после ГЛР и обработки холодом (1 – в зоне закалки из жидкой фазы, 2 – в зоне закалки из твердой фазы) и в одной точке поверхности образца после закалки и трехкратного отпуска. Величины статического коэффициента трения  $f_s$  при различных значениях усилия  $F_N$ , приложенного к индентору, представлены на рис. 2.

С увеличением усилия, приложенного к индентору, значения коэффициента трения для всех исследованных поверхностей убывают. При малых значениях усилия (до 2 мН) наблюдается резкое уменьшение  $f_s$ , при больших – незначительное изменение  $f_s$ .

В исследованной области усилий, приложенных к индентору, значения  $f_s$  полированных поверхностей образцов стали после ГЛР, ГЛР и обработки холодом в паре с индентором из циркония в основном незначительно выше, чем  $f_s$  поверхности стали после закалки и трехкратного отпуска.

Зависимости коэффициента трения от усилия, приложенного к индентору, для исследуемых образцов в паре с индентором из корунда практически совпадают.

Значения  $f_s$  образцов после ГЛР, ГЛР и обработки холодом в паре с индентором из золота ниже, чем значения  $f_s$  полированной поверхности стали после закалки и трехкратного отпуска.

Влияет ли ГЛР и последующая обработка стальных образцов холодом на фрикционные свойства? Ответ можно дать с помощью непараметрических критериев математической статистики, не требующих знания закона распределения случайных величин в выборке.

Используем непараметрический критерий Краскела-Уоллиса, так как мы сравниваем более двух выборок. Количество выборок в нашем случае соответствует количеству значений нормальных усилий, приложенных к индентору, при которых измеряли коэффициент трения. Нулевая гипотеза:  $k$  выборок ( $k > 2$ ) объемом  $n_1, n_2, \dots, n_k$  получены из одной генеральной совокупности. Если уровень значимости  $p$  данного критерия меньше заданного (например,  $p < 0,05$ ), то нулевая гипотеза должна быть отвергнута. В рамках поставленной задачи нулевая гипотеза Краскела-Уоллиса заключается в принадлежности к одной генеральной совокупности значений коэффициентов трения в точках поверхности, соответствующих различным зонам термического воздействия при ГЛР при одинаковом усилии, приложенном к индентору, (т.е. различия в значениях коэффициента трения в разных зонах поверхности при одинаковом усилии статистически не значимы).

Для поверхности после ГЛР во всех случаях уровень значимости существенно меньше заданного  $p < 0,05$ . Таким образом, значения коэффициента трения  $f_s$  в разных точках поверхности после ГЛР при одинаковом усилии имеют статистически значимые различия, следовательно, сталь в зонах закалки из жидкой и твердой фазы имеют различные триботехнические свойства.

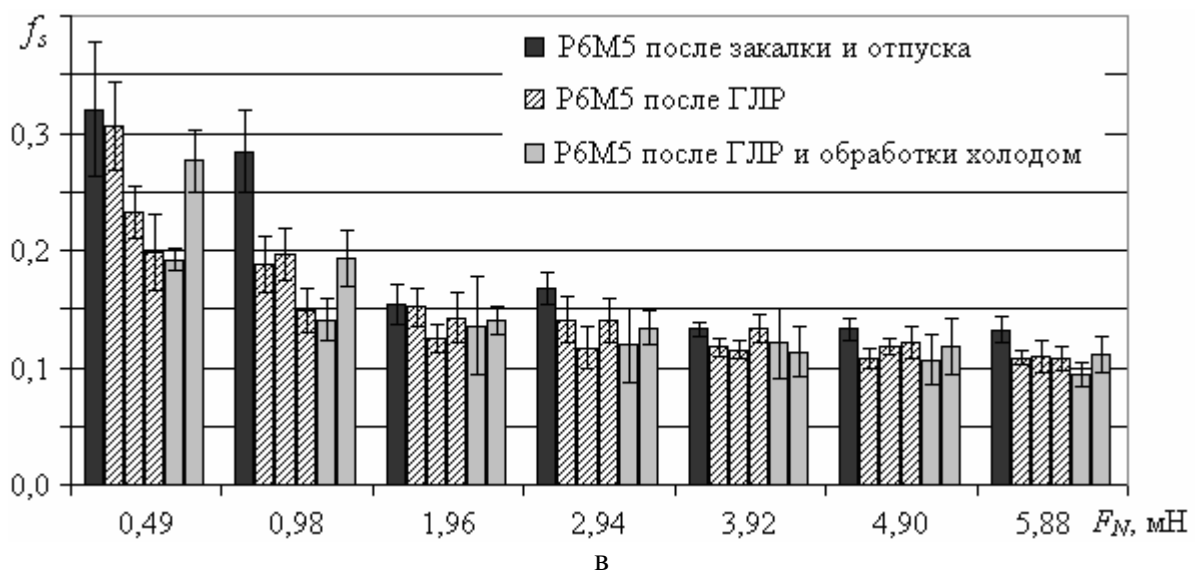
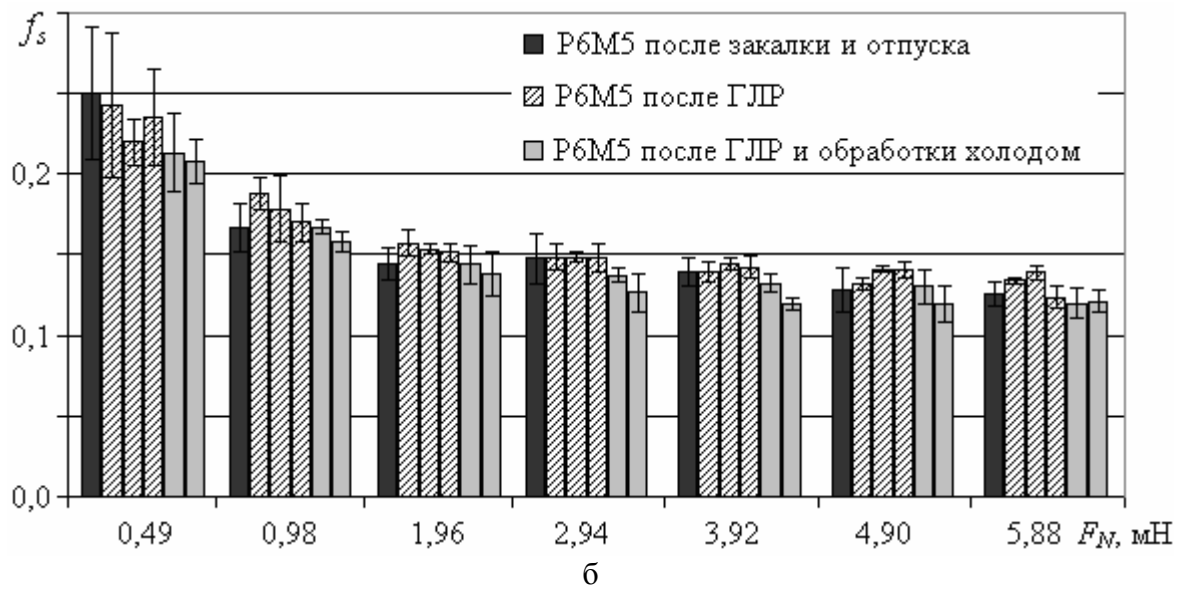
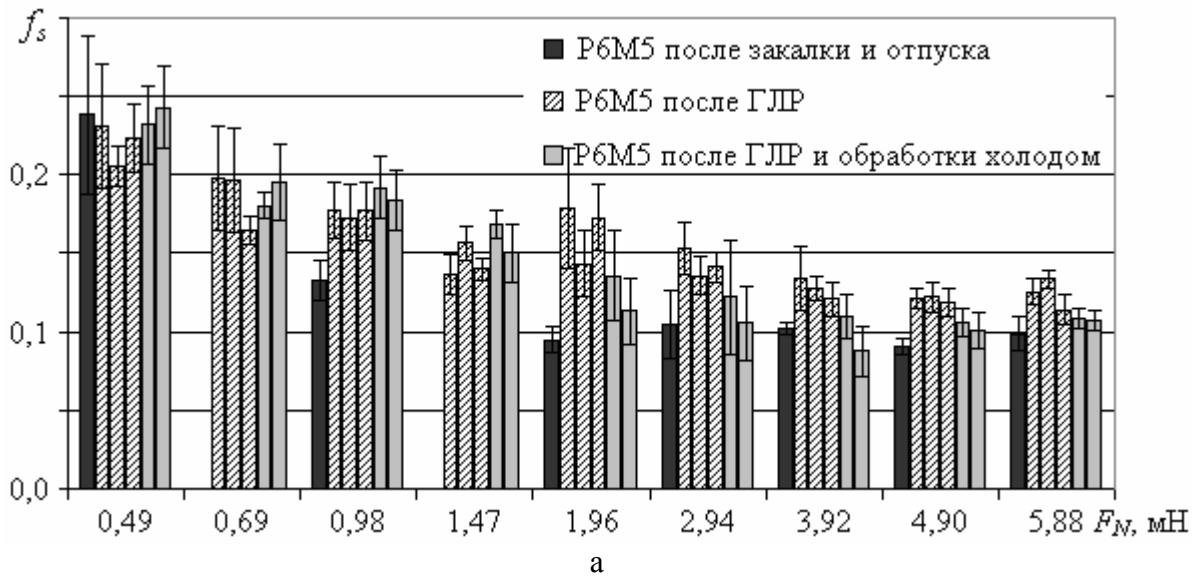


Рис. 2. Коэффициент трения при различных значениях усилий, приложенных к индентору. Материал индентора: а – цирконий; б – корунд; в – золото

Для поверхности после ГЛР и последующей обработки холодом во всех случаях уровень значимости  $p > 0,05$ . Такой результат проверки показывает, что различия значений коэффициентов трения статистически не значимы, т.е. обработка холодом способствует выравниванию триботехнических свойств в зонах закалки из жидкой и твердой фазы.

Контактное взаимодействие не может быть сведено к чисто механическим процессам. Оно начинается с молекулярного взаимодействия между сближающимися поверхностями. В работе проведена оценка параметров адгезионной составляющей удельной силы трения, основанная на известной зависимости удельной силы трения  $\tau$  от фактического контактного давления  $p_r$  [5]

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

где  $\tau_0$  – удельная сдвиговая прочность молекулярных связей (удельная сила трения при  $p_r = 0$ );  $\beta$  – пьезокоэффициент, характеризующий возрастание удельной силы трения с ростом фактического давления.

Из формулы (1) для адгезионной составляющей коэффициента трения получаем

$$f_s = \frac{\tau}{p_r} = \frac{\tau_0}{p_r} + \beta. \quad (2)$$

При упругом контакте сферического индентора с плоским образцом фактическое контактное давление рассчитывается по формуле [6]

$$p_r = \left( \frac{16F_N E^{*2}}{9\pi^3 R^2} \right)^{1/3}, \quad (3)$$

где  $F_N$  – нормальное усилие, приложенное к индентору;  $E^*$  – эквивалентный модуль упругости;  $R$  – радиус кривизны индентора.

Подставляя значение  $p_r$  из (3) в формулу (2), получим для коэффициента трения

$$f_s = 2,6 \cdot \tau_0 \cdot F_N^{-1/3} \cdot \left( \frac{R}{E^*} \right)^{2/3} + \beta. \quad (4)$$

Экспериментальные данные для исследованных пар материалов в координатах  $f_s$  и  $F_N^{-1/3}$  аппроксимируются прямыми линиями с коэффициентом корреляции не менее 0,90. В качестве примера на рис. 3 приведена линейная аппроксимация зависимости коэффициента трения поверхности стали в паре с корундом от нормального усилия, приложенного к индентору. Согласно выражению (4), по наклону прямой линии можно рассчитать  $\tau_0$  при известных значениях  $R$  и  $E^*$ ; величина отрезка, отсекаемого прямой на оси ординат, равна величине пьезокоэффициента  $\beta$ .

Определенная таким образом величина пьезокоэффициента  $\beta$  для исследованных пар трения в основном составляет 0,05. Результаты расчета сдвиговой прочности молекулярных связей  $\tau_0$  представлены на рис. 4.

Из анализа рис. 4 следует, что сдвиговая прочность адгезионного контакта у стали в паре с неметаллическим материалом (корундом) значительно выше, чем в паре с металлами (золотом и цирконием).



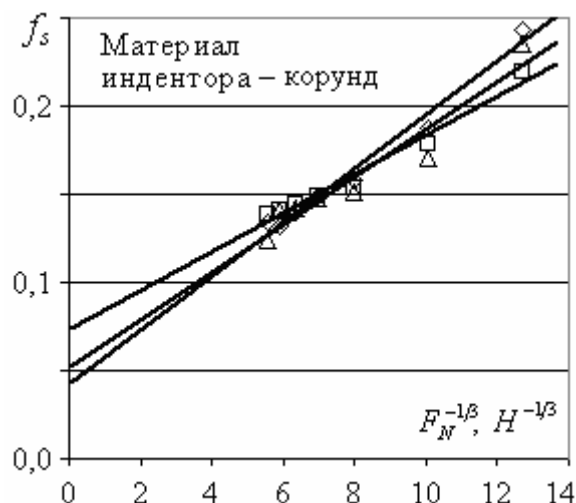


Рис. 3. Линейная аппроксимация зависимостей  $f_s = f(F_N^{-1/3})$ , полученных в трех точках поверхности образца после ГЛР

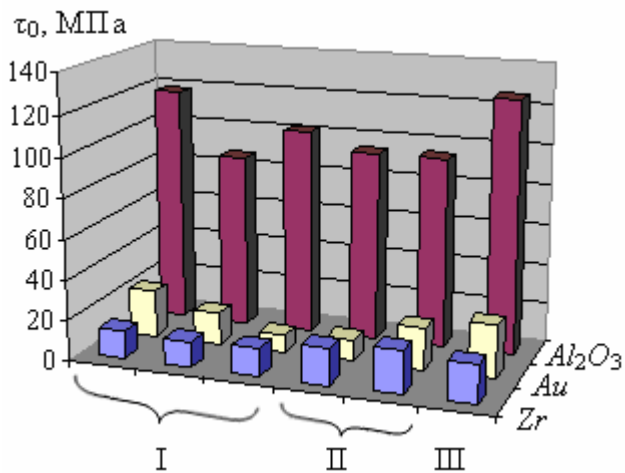


Рис. 4. Удельная сдвиговая прочность молекулярных связей  $\tau_0$ : I – после ГЛР; II – после ГЛР и обработки холодом; III – после закалки и трехкратного отпуска

Полученные экспериментальные значения триботехнических свойств тонких поверхностных слоев образцов из быстрорежущей стали Р6М5 позволят определить энергоемкость отслаивания и другие практически важные характеристики.

#### Библиографический список

1. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
2. Дедков, Г.В. Нанотрибология: экспериментальные факты и теоретические модели / Г.В. Дедков // УФН. 2000. Т. 170. № 6. С. 585-618.
3. Патент РФ №2150688. Способ определения коэффициента трения покоя поверхностных слоев материала / В.В. Измайлов, А.Ф. Гусев, И.Н. Нестерова, А.А. Иванова; опубл. 10.06.2000. Бюл. № 16.
4. Афанасьева, Л.Е. Структурное состояние инструментальной стали после лазерной закалки с оплавлением поверхности / Л.Е. Афанасьева, И.А. Яковлев, Н.С. Зубков, П.О. Зоренко, Р.М. Гречишкин // Металлургия машиностроения, 2010. № 4. С. 17-20.
5. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
6. Измайлов, В.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова. Тверь: ТГТУ, 2010. 116 с.

УДК 621.762

М.В. Новоселова, Р.А. Секретарев  
Тверской государственной технической университет

#### ОЦЕНКА УДЕЛЬНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ КОМПОЗИЦИОННОГО ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА

Диагностическим инструментом для контроля качества материала из металлического порошка может служить удельное электросопротивление. Для этого необходимо располагать теоретическими методиками оценки

данной величины. В статье описана такая методика для удельного сопротивления двухкомпонентного композиционного порошкового материала (КПМ) на основании компьютерного моделирования его структуры.

Суть модели заключается в заполнении случайным образом кубической ячейки двумя компонентами, концентрация которых задается объемной долей. Так как при одном и том же содержании компонентов частицы могут занимать разные места внутри ячейки, то значения сопротивления ячеек также будут разными. Поэтому удельное сопротивление материала рассчитывается усреднением по массиву, представляющему собой набор дискретных значений сопротивления случайно упакованной ячейки при определенном объемном соотношении компонентов.

Для расчета сопротивления  $\rho$  кубической ячейки использовался метод верхней и нижней оценки [1]. В одном случае ячейка рассматривается как система  $N$  последовательно соединенных слоев, содержащих  $N^2$  параллельно соединенных контактов. В другом случае ячейка рассматривается как система из  $N^2$  параллельно соединенных столбцов, содержащих  $N$  последовательно соединенных контактов. Согласно формулам для параллельного и последовательного соединения контактов выражения для двух оценок сопротивления ячейки имеют вид

$$\rho_{cl} = \sum_{i=1}^N (\rho_{cl})_i, \quad 1/\rho_{cm} = \sum_{j=1}^{N^2} 1/(\rho_{cm})_j,$$

где сопротивления единичного слоя  $\rho_{cl}$  и единичного столбца  $\rho_{cm}$  рассчитываются по формулам

$$1/(\rho_{cl})_i = k_i/\rho_1 + l_i/\rho_2, \quad (\rho_{cm})_j = m_j\rho_1 + n_j\rho_2,$$

где  $k_i$ ,  $l_i$  и  $m_j$ ,  $n_j$  – число частиц 1-го и 2-го компонентов в  $i$ -м слое и  $j$ -м столбце;  $\rho_1$  и  $\rho_2$  – удельное сопротивление материала 1 и 2-го компонентов.

Удельное сопротивление ячейки определяется как среднее значение  $\rho_{cl}$  и  $\rho_{cm}$ .

Для примера на рис. 1 показаны 30 случайных реализаций расчета  $\rho$  в зависимости от объемной доли компонентов  $\beta$ . Отклонение значений сопротивления от среднего не превышает 20%. Это свидетельствует о правомерности усреднения по массиву значений  $\rho$  с целью расчета эквивалентного удельного сопротивления материала.

При изготовлении КПМ смешивают навески порошков, задаваясь массовым соотношением компонентов. Связь между объемной  $\beta$  и массовой  $\alpha$  долями компонента имеет вид  $\beta_1 = 1/[1 + (1/\alpha_1 - 1)d_1/d_2]$ , где  $d_1$  и  $d_2$  – плотность монокристаллического материала 1 и 2-го компонентов.

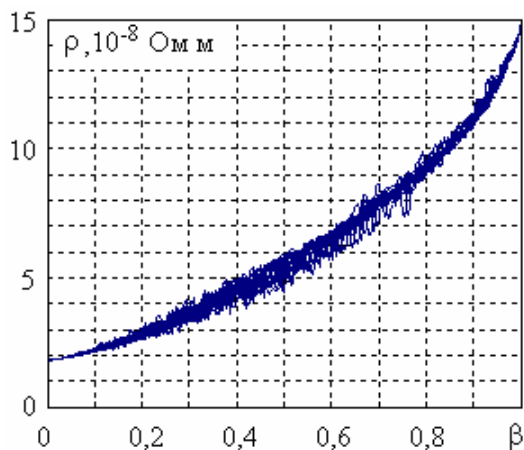


Рис. 1. Случайные реализации расчета сопротивления



Сравнение теоретических и экспериментальных значений удельного электросопротивления КПМ медь-хром представлено на рис. 2. Измерение удельного сопротивления материала производилось четырехзондовым методом. Там же приведено сравнение с литературными данными [2] для материалов медь-вольфрам, серебро-вольфрам и серебро-молибден, пористость которых составляет не более 10%.

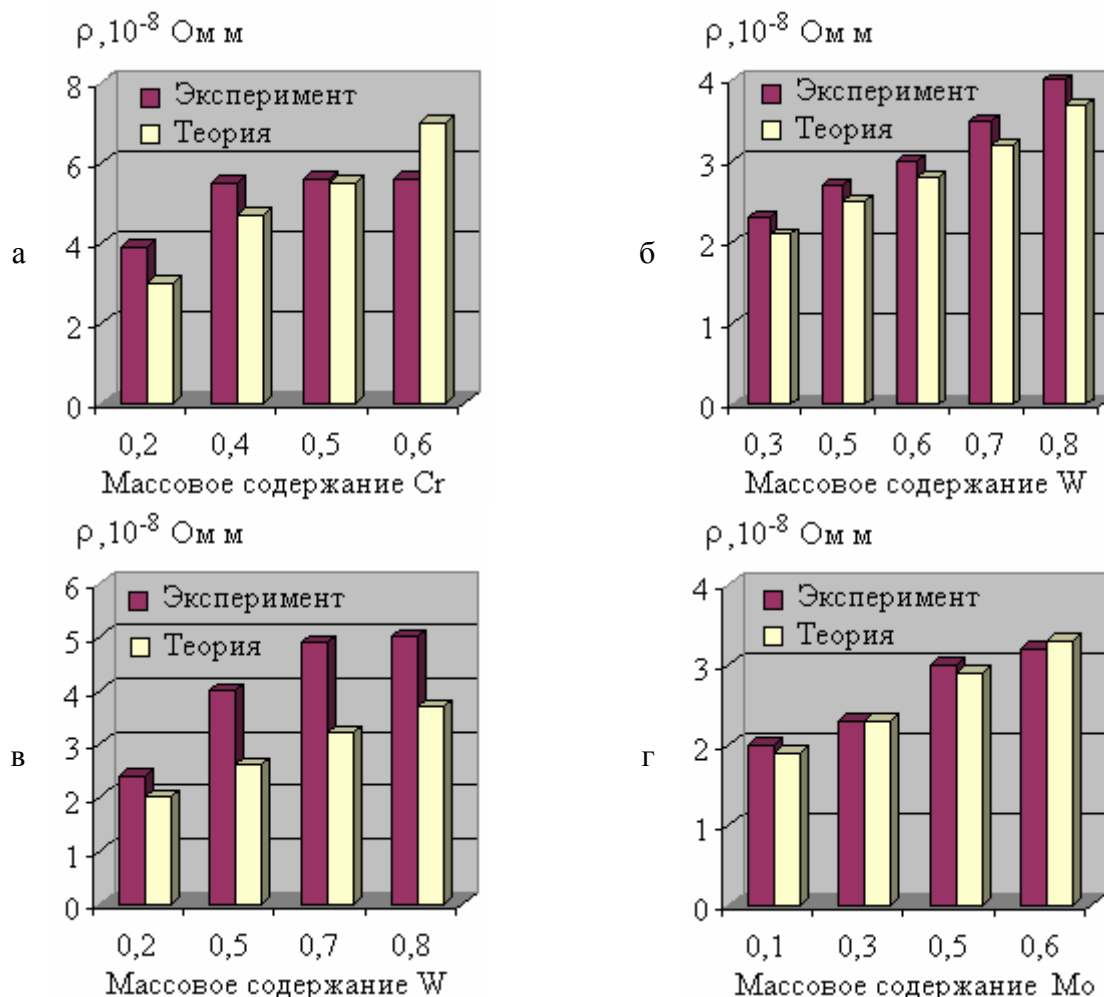


Рис. 2. Удельное сопротивление КПМ: а –  $\text{CuCr}$ ; б –  $\text{AgW}$ ; в –  $\text{CuW}$ ; г –  $\text{AgMo}$

Сравнение экспериментальных и теоретических значений удельного сопротивления показывает, что предлагаемая модель адекватно описывает электрические свойства беспористых КПМ. Результаты моделирования следует считать нижней оценкой удельного сопротивления КПМ, так как модель не учитывает наличия поверхностных (окисных) пленок на площадках контакта частиц.

#### Библиографический список

1. Иоссель, Ю.Я. Расчет электрической емкости / Ю.Я. Иоссель, Э.С. Кочанов, М.Г. Струнский // Л.: Энергоиздат, 1981. 288 с.
2. Горячева, З.В. Спеченные материалы, их свойства и применение / З.В. Горячева. М.: Металлургия, 1979. 72 с.

## СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие .....	3
Памяти Николая Борисовича Демкина .....	4
<b>КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ</b>	
<i>И.Г. Горячева, П.П. Усов</i>	
Численный анализ вязкоупругогидродинамического линейного контакта при наличии шероховатости .....	5
<i>А.С. Иванов</i>	
Фреттинг неподвижных соединений деталей .....	10
<i>В.Г. Терещенко</i>	
Обобщённые параметры контактного взаимодействия .....	15
<i>В.В. Измайлов, И.Н. Нестерова, С.А. Чаплыгин</i>	
Микрогеометрия стальных поверхностей, полученных различными методами обработки .....	20
<i>А.И. Коновалов, Д.А. Сергеев, В.В. Мешков</i>	
О моделировании контактного взаимодействия твердых тел.	
3. Методика расчета площади контакта двух шероховатых поверхностей при упругом взаимодействии .....	24
<i>Д.А. Сергеев, В.В. Мешков</i>	
О моделировании контактного взаимодействия твердых тел.	
4. Изучение распределения напряжений в области образования пятна контакта .....	28
<i>Д.О. Чернов, Д.А. Сергеев, В.В. Мешков</i>	
Методика расчета коэффициента трения на макроуровне с использованием атомно-силовой микроскопии .....	31
<i>М.В. Васильев</i>	
Фактическая площадь касания единичной неровности при упругопластических деформациях для реальных материалов .....	34
<b>ТРИБОТЕХНИКА</b>	
<i>В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, М.П. Вильмс</i>	
Исследование трения металлов и неметаллов на микроструктурном уровне .....	38
<i>А.Н. Болотов, И.В. Горлов, А.И. Горлов</i>	
Исследование процессов регенерации в тормозных системах .....	47
<i>Д.Г. Громаковский, С.В. Шигин, В.С. Бородин</i>	
Повышение несущей способности упорного подшипника шарошек буровых долот ..	51
<i>С.Г. Докшанин</i>	
Влияния смазочных материалов с ультрадисперсными добавками на контактные напряжения в подшипниках качения .....	57
<i>М.Ш. Мигранов</i>	
Износостойкие покрытия для режущего инструмента .....	60
<i>Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Г.В. Сержантова, И.Ю. Канунникова</i>	
Микротвердость и трещиностойкость как характеристики износостойкости поверхностного слоя после алмазного шлифования .....	64
<i>А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, М.В. Васильев</i>	
Магнитное масло для работы при низких температурах .....	67
<i>А.С. Щербаков</i>	
Современные смазочные материалы для автотранспортных средств .....	72

*М.В. Панов*

Моделирование процесса абразивного изнашивания поверхности шейки коленчатого вала при проникновении абразивного зерна в область шейки – вкладыш ..... 75

*В.А. Погоньшев, М.В. Панов*

Теоретические и экспериментальные основы повышения износостойкости деталей машин ..... 78

*В.М. Сербин*

Влияние водной среды на контактное взаимодействие эластомеров с закрепленным абразивом в условиях трения скольжения ..... 84

*И.И. Беркович, Ю.И. Морозова*

Фрикционные характеристики контакта волокон с твердой поверхностью ..... 90

### **ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

*А.П. Архаров*

Автоматизация вторичной ориентации ступенчатых стержней ..... 93

*Г.Б. Бурдо*

Интеллектуальное управление технологическими подразделениями в геофизическом приборостроении ..... 95

*Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо, Н.В. Истриян, С.Р. Истриян*

Теоретические основы многоагентной интеллектуальной производственной системы в единичном и мелкосерийном производстве ..... 100

*Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо, В.Г. Бурдо, А.А. Исаев*

Интеллектуализация процедур синтеза технологий в САПР ТП и АСУТП ..... 108

*М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин*

Автоматизированная методика выбора параметров сопрягаемых поверхностей при тепловой сборке соединений с натягом ..... 115

*М.Ш. Мигранов, А.А. Степанов*

Параметрическое моделирование напряженного состояния режущего клина инструмента ..... 118

*Э.В. Ключко*

Трансформация углов резания при принудительном ротационном точении ..... 122

*В.В. Смирнов*

Влияние качества постпроцессора в среде EDGECAM на технологию изготовления деталей ..... 129

### **МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ**

*А.В. Мишина*

Модель эффективной среды для исследования ориентации доменов в тонких пленках ..... 131

*Н.С. Зубков, М.В. Новоселова, Л.Е. Афанасьева*

Экспериментальное исследование триботехнических свойств быстрорежущей стали ..... 134

*М.В. Новоселова, Р.А. Секретарев*

Оценка удельного сопротивления композиционного порошкового материала ..... 139

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

**МЕЖВУЗОВСКИЙ СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
Выпуск 4**

Ответственный редактор В.В. Измайлов  
Редактор В.А. Крылова  
Корректор  
Технический редактор

---

Подписано в печать

Формат 60×84/16

Физ. печ. л.

Тираж 100 экз.

Усл. печ. л.

Заказ №

Бумага писчая

Уч.-изд. л.

---

Редакционно-издательский центр  
Тверского государственного технического университета  
170026, Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22