

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 5

Тверь 2012

УДК 621.891  
ББК 30.12:22.3я43

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. 5. Тверь: ТвГТУ, 2012. 124 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, 2012

## 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 «Механика контактного взаимодействия» 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 «Проектирование и эксплуатация деталей машин» представлены результаты исследований технологических процессов в производстве машиностроительных изделий и их практическое применение.

В разделе «Материаловедение конструкционных материалов» рассмотрены материаловедческие аспекты создания конструкционных материалов с повышенными эксплуатационными свойствами для технологического оборудования.

Статьи в разделах сборника размещены в порядке их поступления в редакцию.

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

УДК 531.43

В.В. Измайлов, Д.А. Левыкин  
Тверской государственный технический университет**НОРМАЛЬНАЯ И КАСАТЕЛЬНАЯ ЖЕСТКОСТИ ПЛОСКОГО СТЫКА  
ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

К вопросам контактной жесткости исследователи вынуждены были обратиться в связи с необходимостью повышения точности и надежности машин и приборов, особенно прецизионных. Известно [1, 2], что контактные деформации составляют значительную долю (до 80–90%) общих упругих деформаций и перемещений в различных узлах машин и приборов. Начиная с середины 20 века вопросам контактной жесткости было посвящено достаточно много исследований, результаты которых представлены как в отдельных статьях, так и обобщены в известных монографиях [1–6]. При этом больше внимания уделялось нормальной жесткости контакта (в направлении, перпендикулярном номинальной плоскости стыка), чем касательной (в направлении плоскости стыка). Исследователями применялись экспериментальные и теоретические методы и их сочетания, когда в расчетных методиках использовали параметры, полученные на основе обработки значительного объема экспериментальных данных.

В последнее время наряду с чисто теоретическими и экспериментальными подходами в исследовании процессов контактного взаимодействия деталей машин и приборов успешно применяется математическое, в том числе компьютерное, моделирование.

Расчет эксплуатационных характеристик различных контактных узлов с помощью математических моделей имеет ряд преимуществ по сравнению как с чисто аналитическим подходом, так и с экспериментальным. В первом случае появляется возможность более точно учесть особенности деформирования каждого конкретного выступа контактирующих поверхностей по сравнению с аналитическим расчетом, связанным с усреднением характеристик единичных контактов. Во втором случае применение моделирования позволяет сэкономить материальные ресурсы и сократить сроки исследований.

В данной статье для исследования зависимости контактной нормальной и касательной жесткости плоских стыков от технологических и эксплуатационных факторов использована математическая модель контакта реальных технических поверхностей, имеющих отклонения от идеальной геометрической формы в виде шероховатости. При этом с математической точки зрения удобнее оперировать величиной, обратной контактной жесткости, – контактной податливостью стыка. Разумеется, с физической точки зрения использование и той и другой величины для описания процессов

контактной деформации и несущей способности плоского стыка контактирующих поверхностей совершенно равноценно.

**Теоретические предпосылки.** Исходные предпосылки модели следующие: контакт носит дискретный характер и происходит по вершинам отдельных выступов шероховатости, вступивших в контакт, деформация единичных выступов носит упругий характер и описывается решением Герца для контакта двух криволинейных гладких тел с первоначальным касанием в точке, размеры единичных площадок контакта малы по сравнению с размерами контактирующих тел и радиусами кривизны выступов в точке касания. Радиус единичной площадки контакта рассчитывается по формуле

$$a_i = \left( \frac{3}{4} \cdot \frac{N_i r_i}{E^*} \right)^{1/3}, \quad (1)$$

а сближение (деформация) контактирующих выступов – по формуле

$$\delta_i = \frac{a_i^2}{r_i} = \left( \frac{9}{16} \cdot \frac{N_i^2}{r_i E^{*2}} \right)^{1/3}, \quad (2)$$

где  $N_i$  – нормальная (сжимающая) нагрузка на единичный контакт;  $r_i$  – радиус кривизны вершины выступа;  $E^*$  – эквивалентный модуль Юнга для материалов контактирующих поверхностей,  $\frac{1}{E^*} = \frac{(1-\mu_1^2)}{E_1} + \frac{(1-\mu_2^2)}{E_2}$ ;  $\mu$  – коэффициент Пуассона.

Рассматривается только часть шероховатого слоя выше средней плоскости. Высоты выступов шероховатости над средней плоскостью и их радиусы считаются случайными величинами, подчиняющимися некоторому статистическому распределению.

Приложение касательной силы к контакту двух гладких упругих тел с первоначальным касанием в точке вызывает появление кольцевой зоны проскальзывания и трансформацию эпюры нормальных напряжений на площадке контакта, как это показано на рис. 1, где  $f_c$  – коэффициент контактного трения;  $p_0$  – максимальное контактное давление по Герцу;  $a$  – радиус площадки контакта;  $c$  – радиус зоны сцепления, на которой отсутствует проскальзывание.

Радиус зоны сцепления  $c_i$  некоторого  $i$ -го выступа рассчитывается по формуле

$$c_i = a_i \left( 1 - \frac{T_i}{f_c N_i} \right), \quad (3)$$

где  $T_i$  и  $N_i$  – касательная и нормальная силы,  $f_c$  – коэффициент контактного трения. Величины  $T_i$  и  $N_i$  связаны с тангенциальным смещением контактирующих выступов соотношением

$$\delta_\tau = \frac{3f_c N_i}{16a_i} \left( \frac{2-\mu_1}{G_1} + \frac{2-\mu_2}{G_2} \right) \left[ 1 - \left( 1 - \frac{T_i}{f_c N_i} \right)^{2/3} \right], \quad (4)$$

где  $G_1$  и  $G_2$  – модули сдвига материалов контактирующих поверхностей.

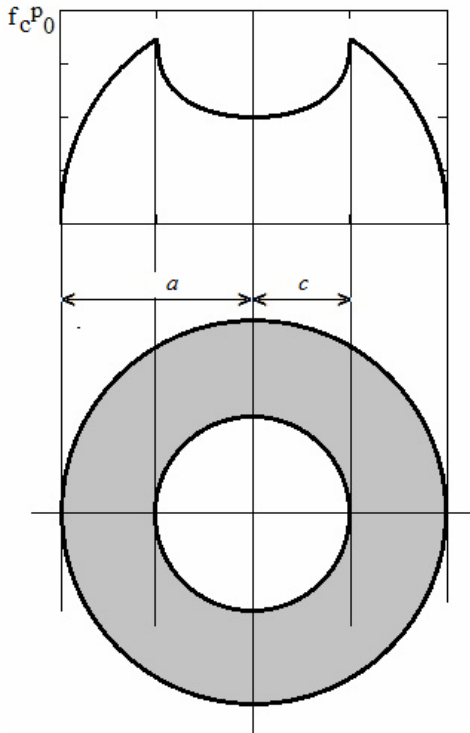


Рис. 1. Эпюра касательных напряжений и строение площадки контакта двух гладких криволинейных тел при приложении сдвигающей силы. Зона проскальзывания выделена серым цветом

С ростом тангенциальной силы зона проскальзывания увеличивается и постепенно распространяется на всю площадку контакта. Когда проскальзывание распространится на всю площадь фактического контакта, касательная сила будет равна максимальной силе трения покоя, а величина тангенциального смещения при этом будет равна так называемому предварительному смещению. Этот момент соответствует переходу контакта от состояния покоя к относительному скольжению поверхностей.

В использованной авторами модели исходными данными для расчета характеристик контакта являются: 1) параметры микрогеометрии поверхностей – максимальная высота выступов над средней линией профиля  $R_p$  и максимальный радиус закругления вершин выступов  $r_{max}$ ; 2) физико-механические характеристики матери-

ала – модуль упругости (модуль Юнга)  $E$ , коэффициент Пуассона  $\mu$ ; 3) эксплуатационные характеристики – нормальная сила  $N$ , сжимающая контакт, и касательная сила  $T$ , вызывающая тангенциальное микроперемещение контактирующих поверхностей.

В рамках компьютерной модели расчет характеристик контакта происходит следующим образом. Генерируется пара случайных чисел, распределенных по некоторому закону и соответствующих высоте и радиусу выступа шероховатой поверхности. Далее, по приведенным выше формулам на основании исходных данных для заданной величины деформации контакта последовательно рассчитываются: нормальная  $N_i$  и касательная  $T_i$  силы в единичном контакте, радиусы  $a_i$  и  $c_i$  для единичного контакта. На каждом этапе проверяется физическая реалистичность данных, например, радиус выступа не может быть меньше его высоты и т.п. Результаты расчета суммируются для заданного числа выступов:  $N = \sum N_i$ ,  $T = \sum T_i$ .

Для моделирования были выбраны поверхности с параметрами шероховатости, соответствующими различным технологическим способам обработки: шлифование, обработка поверхностным пластическим деформированием (ППД) – накатывание роликом и электромеханическая обработка (ЭМО), сочетающая силовое (накатывание роликом) и термическое (током

большой силы и низкого напряжения через контакт ролика с деталью) воздействия на поверхностный слой деталей [7]. Параметры шероховатости модельных поверхностей приведены в таблице. Материал контактирующих деталей – сталь,  $E = 2 \cdot 10^{11}$  Па,  $\mu = 0,3$ .

**Нормальная податливость плоских стыков.** Согласно существующим расчетно-экспериментальным методикам [1, 3], деформация контакта шероховатых поверхностей в направлении сжимающей силы (сближение контактирующих поверхностей) нелинейно зависит от величины этой силы:

$$\delta_n = CN^m. \quad (5)$$

Согласно модели Н.Б. Демкина, для упругого контактирования показатель степени в формуле (5)  $m = 1/(v + 0,5)$ , где  $v$  – один из параметров так называемой опорной кривой. Для наиболее типичных значений  $v = 2 \div 3$  величина  $m = 0,28 \div 0,40$ . Для представленных в таблице модельных поверхностей приведены зависимости  $\delta_n(N)$ . Графики, иллюстрирующие данные зависимости, приведены на рис. 2.

В соответствии с формулой (5) нормальная податливость плоского стыка

$$j_n = \frac{d\delta_n}{dN} = mCN^{m-1}. \quad (6)$$

Очевидно, что нормальная податливость плоского стыка не является постоянной величиной и зависит от сжимающей нагрузки.

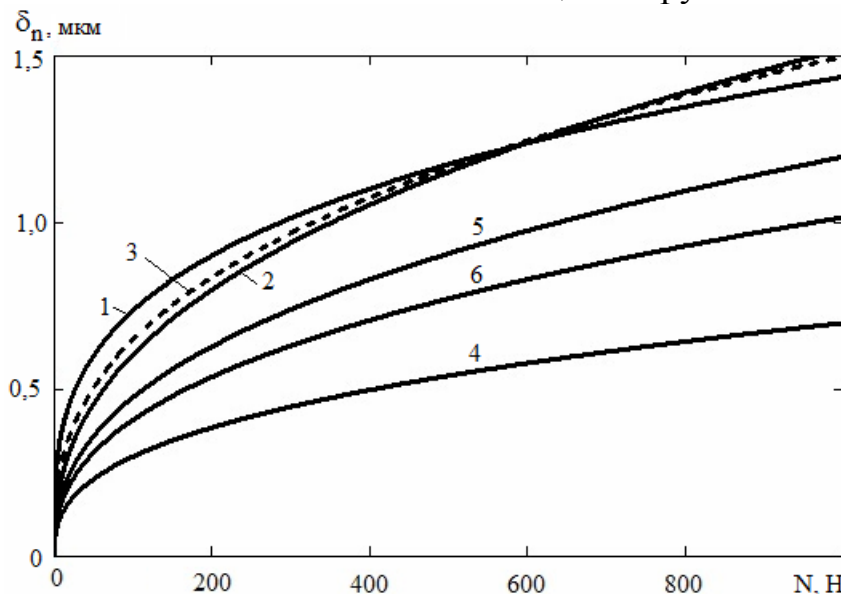


Рис. 2. Зависимость нормальной деформации плоского стыка от сжимающей нагрузки. Номер кривой соответствует номеру модельной поверхности в таблице

**Касательная податливость плоских стыков.** Зависимости касательных перемещений от сдвигающей силы для модельных поверхностей приведены на рис. 3а. Как видно из рисунка, при малых сдвиговых деформациях зависимости  $\delta_t(T)$  практически линейны. Это дает основания аппроксимировать данные зависимости ломаными линиями, как это сделано,

например, в работе [8]. Подобная аппроксимация для одной из модельных поверхностей представлена на рис. 3б. Тогда касательная податливость плоского стыка может быть рассчитана по формуле

$$j_{\tau} = \frac{d\delta_{\tau}}{dT} = \frac{\delta_{\text{ткр}}}{T_{\text{max}}}, \quad (7)$$

где смысл величин  $\delta_{\text{ткр}}$  и  $T_{\text{max}}$  поясняется на рис. 3б. Определенные таким образом величины касательных податливостей для модельных поверхностей приведены в таблице.

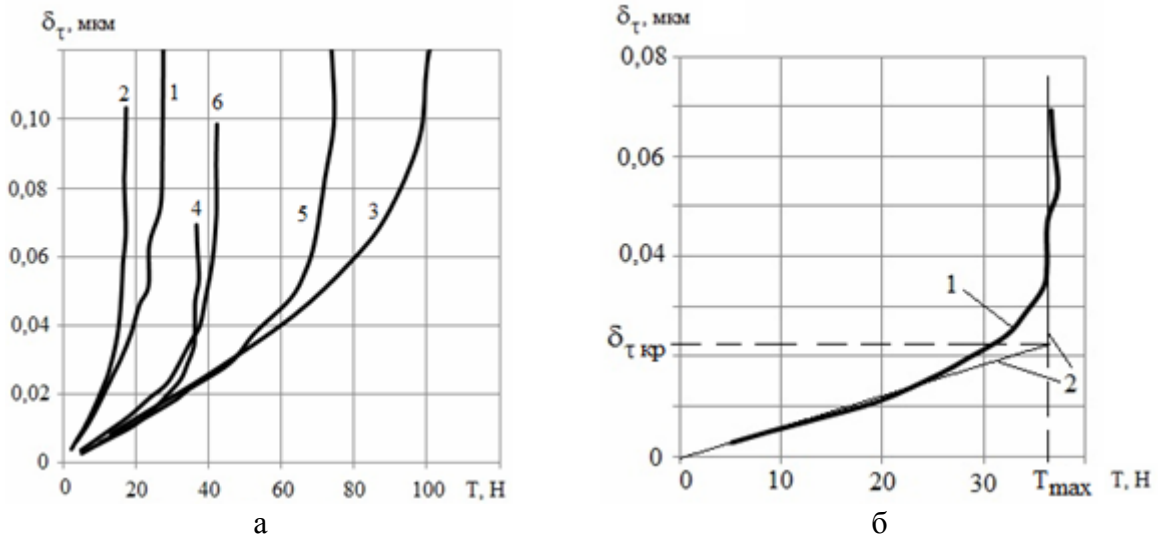


Рис. 3. Зависимость тангенциальных перемещений от величины сдвигающей силы: а – номера кривых соответствуют номерам модельных поверхностей в таблице; б – линия 1 – зависимость  $\delta_{\tau}(T)$  для поверхности № 4; линия 2 – аппроксимация

**Соотношение нормальной и касательной податливостей плоского стыка.** В соответствии с результатами работы [3] величину предварительного смещения  $\delta_{\text{ткр}}$  можно представить в виде

$$\delta_{\text{ткр}} = k(2 - \mu)(1 + \mu)f_c \delta_n, \quad (8)$$

где  $k$  – коэффициент пропорциональности;  $\mu$  – коэффициент Пуассона;  $f_c$  – коэффициент контактного трения на поверхности соприкосновения выступов шероховатости;  $\delta_n$  – нормальная деформация контакта (сближение контактирующих поверхностей). По результатам моделирования величина  $k = 0,2$ .

Тогда, согласно уравнениям (7) и (8), учитывая, что  $T_{\text{max}} = f_c N$ , имеем для касательной податливости

$$j_{\tau} = \frac{\delta_{\text{ткр}}}{T_{\text{max}}} = \frac{k(2-\mu)(1+\mu)\delta_n}{N}. \quad (9)$$

Отношение касательной податливости к нормальной, с учетом формул (5), (6), (9), равно

$$\frac{j_{\tau}}{j_n} = \frac{k(2-\mu)(1+\mu)}{m}, \quad (10)$$



т.е. не зависит от сжимающей нагрузки. В диапазоне значений  $m = 0,28 \div 0,40$  при  $k = 0,2$  и  $\mu = 0,3$  получаем диапазон значений отношения касательной податливости к нормальной для контакта плоских шероховатых поверхностей  $j_\tau/j_n = 1,1 \div 1,6$ .

Интересно, что для контакта гладких криволинейных тел с первоначальным касанием в точке данное отношение, в соответствии с работой [9] равно  $\frac{2-\mu}{2(1-\mu)}$ , что при  $\mu = 0,3$  дает величину 1,2.

Значения отношения  $j_\tau/j_n$  для модельных поверхностей приведены в таблице.

Таблица. Касательная и нормальная податливости контакта в зависимости от способа обработки и параметров шероховатости

Способ обработки	№ поверхности	Параметры шероховатости		Зависимость $\delta_n(N)$	$j_\tau = \frac{d\delta_\tau}{dT}$ , нм/Н	$j_\tau/j_n$
		$Rp$ , мкм	$r_{max}$ , мкм			
Шлифование	1	2,4	60	$\delta_n = 2 \cdot 10^{-7} N^{0,29}$	2,04	1,89
	2	1,5	90	$\delta_n = 1 \cdot 10^{-7} N^{0,40}$	2,07	1,21
ППД	3	3,2	360	$\delta_n = 1,2 \cdot 10^{-7} N^{0,36}$	0,63	1,16
	4	1,0	1500	$\delta_n = 0,55 \cdot 10^{-7} N^{0,37}$	0,55	1,14
ЭМО	5	2,1	600	$\delta_n = 0,76 \cdot 10^{-7} N^{0,40}$	0,64	1,10
	6	1,4	600	$\delta_n = 0,66 \cdot 10^{-7} N^{0,39}$	0,84	1,24

Таким образом, результаты моделирования показывают, что значения нормальной и касательной податливостей плоских стыков шероховатых поверхностей примерно одинаковы. К такому же выводу на основании анализа экспериментальных данных приходит автор работы [8]. Значения отношения  $j_\tau/j_n$ , полученные в результате моделирования, хорошо соответствуют теоретическому диапазону  $j_\tau/j_n = 1,1 \div 1,6$  по формуле (10) и значению этого отношения для контакта гладких криволинейных тел  $j_\tau/j_n = 1,2$ .

**Технологическое обеспечение нормальной и касательной податливостей плоских стыков.** Очевидно, что с точки зрения повышения точности и надежности изделий машиностроения и приборостроения желательны минимальные контактные деформации в контактных соединениях как в нормальном, так и в тангенциальном направлении, т.е. необходимо стремиться к минимально возможным значениям нормальных и касательных контактных податливостей стыков.

Кроме того, для минимизации негативных последствий такого пространственного во многих соединениях вида изнашивания, как изнашивание при фреттинг-коррозии, также желательно обеспечить минимальные значения касательных податливостей стыков и, соответственно, максимальные значения жесткостей.

Одним из способов достижения требуемых значений контактных податливостей является рациональный выбор технологического метода обра-

ботки контактирующих поверхностей. Результаты проведенного нами моделирования наглядно показали, как влияют параметры шероховатости на величины нормальной и касательной податливостей стыков (рис. 4). Оказалось, что большое значение имеют не только высотные параметры шероховатости, в частности параметр  $Rp$  – максимальная высота неровностей профиля над уровнем средней линии, но и радиусы закругления вершин выступов шероховатости, в частности их максимальное значение  $r_{max}$ . Роль этого параметра становится понятной при сравнении значений касательной податливости поверхностей, полученных различными методами обработки и имеющих одинаковые или близкие значения параметра  $Rp$ . Примером могут служить поверхности № 2 и № 6 из таблицы. Эти поверхности имеют практически одинаковые значения параметра  $Rp$ , но различные значения параметра  $r_{max}$ : у поверхности № 6 значение этого параметра в 6,7 раза больше, чем у поверхности № 2. За счет этого касательная податливость контакта поверхностей № 6 в 2,5 раза меньше, чем у контакта поверхностей № 2. То же самое относится к контакту поверхностей № 1 и № 5.

Аналогично влияет величина  $r_{max}$  и на нормальную податливость стыков (рис. 4а).

Таким образом, для обеспечения малых значений контактной податливости (или, соответственно, больших значений контактной жесткости) следует выбирать такие технологические методы обработки контактирующих поверхностей, при которых образуются выступы шероховатости с большими радиусами закругления вершин.

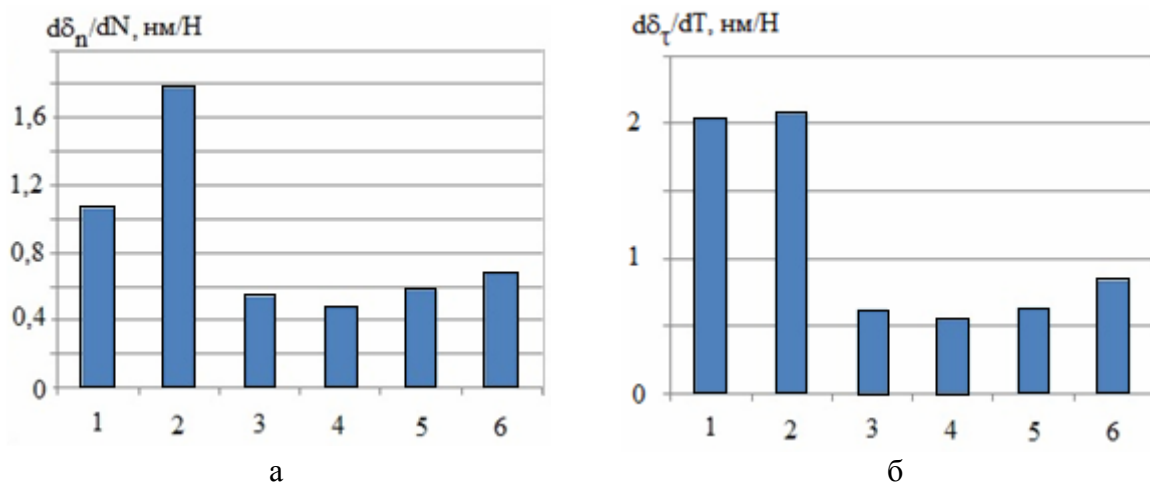


Рис. 4. Значения нормальной (а) и касательной (б) податливостей контакта для различных видов обработки и параметров шероховатости. Номера столбцов на диаграмме соответствуют номерам поверхностей в таблице

**Закключение.** Результаты моделирования процессов контактных деформаций в плоских стыках шероховатых поверхностей при приложении сжимающей и сдвигающей нагрузок показали следующее.

1. Величины нормальных деформаций контакта (сближение контактирующих поверхностей) нелинейно зависят от величины нормальной (сжимающей) нагрузки во всем диапазоне значений. Величины касательных деформаций контакта (относительный сдвиг контактирующих поверхностей) при небольших деформациях практически линейно зависят от величины касательной (сдвигающей) силы.

2. Нормальная податливость контакта не является постоянной величиной и зависит от величины сжимающей силы. Касательная податливость контакта при небольших сдвиговых деформациях практически постоянна и не зависит от величины сдвигающей силы.

3. Отношение величин касательной и нормальной податливостей плоских стыков шероховатых поверхностей не зависит от нагрузки и равно примерно  $1,1 \div 1,2$ , т.е. касательная и нормальная податливости плоского стыка примерно одинаковы.

4. На величины нормальной и касательной податливостей плоских стыков шероховатых поверхностей влияет форма выступов шероховатости, в частности параметры  $R_p$  и  $r_{max}$ . Для обеспечения малых значений контактной податливости стыков следует выбирать технологические способы обработки контактирующих поверхностей, обеспечивающих большие значения радиусов закругления вершин выступов. Примером таких способов могут служить процессы поверхностного пластического деформирования.

#### Библиографический список

1. Левина, З.М. Контактная жесткость машин / З.М. Левина, Д.М. Решетов. М.: Машиностроение, 1971. 264 с.
2. Суслов, А.Г. Технологическое обеспечение контактной жесткости соединений / А.Г. Суслов. М.: Наука, 1977. 102 с.
3. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
4. Демкин, Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 228 с.
5. Рыжов, Э.В. Контактная жесткость деталей машин / Э.В. Рыжов. М.: Машиностроение, 1966. 194 с.
6. Максак, В.И. Предварительное смещение и жесткость механического контакта / В.И. Максак. М.: Наука, 1975. 60 с.
7. Рыжов, Э.В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э.В. Рыжов. Киев: Наукова думка, 1984. 272 с.
8. Иванов, А.С. Нормальная, угловая и касательная контактные жесткости плоского стыка / А.С. Иванов // Вестник машиностроения. 2007. № 7. С. 34–37.
9. Джонсон, К.Л. Механика контактного взаимодействия / К.Л. Джонсон. М.: Мир, 1989. 510 с.

УДК 620.179.12+621.891+531.4

В.Г. Терещенко

Северо-Кавказский государственный технический университет

**РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ  
УДАРА ШАРООБРАЗНОЙ ЧАСТИЦЫ О ПЛОСКИЙ ОБРАЗЕЦ**

Многочисленным ударам твердых частиц подвергаются поверхности деталей многих видов технологического оборудования и транспортных средств. Лопатки вентиляторов, дымососов, турбин, детали систем пневмотранспорта, пескоструйных и дробеметных аппаратов, арматура газопроводов, днища и кузова автомобилей, корпуса летательных аппаратов, сита, бункера испытывают газоабразивное изнашивание. Лопатки насосов, арматура трубопроводов, судовые винты подвергаются гидроабразивному изнашиванию. Аналогичные процессы используются при пескоструйной, дробеструйной обработке и тому подобных видах обработки деталей.

Чтобы добиваться в одних случаях уменьшения износа и повышения срока службы деталей, а в других случаях повышения эффективности обработки деталей, необходимо продолжать исследования ударного взаимодействия твердых частиц с поверхностями различных материалов. Изучение единичного удара – основа изучения процессов изнашивания и технологической обработки. В перечисленных примерах удар можно считать свободным, т.е. изменение кинетической энергии частицы за время ее контакта с деталью происходит только за счет ее ударного взаимодействия с деталью, а другие воздействия пренебрежимо малы (воздействие газа или жидкости, силы тяжести за время удара). Расчетные методики должны основываться на экспериментальных данных и подтверждаться ими. В эксперименте важно не заменять свободное соударение на жесткое воздействие индентора. Только в этом случае можно получить реальную траекторию частицы во время контакта, силы взаимодействия и параметры отскока. Желательно избежать погрешностей, которые вносят контактные методы измерений при экспериментальном исследовании свободного удара. Следует также учитывать экономические затраты на проведение эксперимента. Мы поставили задачу выбора и усовершенствования методики экспериментального исследования свободного соударения. В условиях свободного соударения при ограниченных скоростях хорошую износостойкость и экономическую эффективность показывают гуммированные детали машин [1], материалы и покрытия, содержащие каучук, поэтому мы ориентировались на исследование удара по эластичной, податливой мишени и на возможность учета влияния толщины покрытия.

Инерционность измерительных приборов слишком велика для непосредственных измерений сил или напряжений при ударе, а также глубины внедрения. Режим свободного соударения тел нарушается, когда измери-

тельные устройства накладывают дополнительные механические связи. По указанным причинам нами был выбран способ экспериментального исследования соударения двух твердых тел, исключая наложение дополнительных механических связей на соударяющиеся тела. Метод скоростной кино- или видеосъемки позволил бы получить сведения о кинематике соударения и геометрии контакта, если бы удалось получить достаточно большое количество кадров за время контактирования. Учитывая сложность и дороговизну скоростной кино- или видеосъемки с необходимой нам частотой кадров, мы использовали гораздо более простой и сравнительно дешевый способ – фотографирование соударения тел при длительной выдержке [2]. Одно из взаимодействующих тел в наших опытах имеет плоскую поверхность с закрепленным на ней покрытием. Покрытие ровное, однослойное, обладающее по сравнению с обоими телами повышенной эластичностью и низким модулем упругости. Образец с покрытием закреплялся неподвижно, угол наклона образца, т.е. угол атаки, устанавливался по выбору. Второе тело, имеющее форму шара, перед соударением свободно двигалось с заданной скоростью. Объектив фотоаппарата был направлен на место предполагаемого соударения. Затвор открывался до момента подлета сферического тела, а закрывался после отскока.

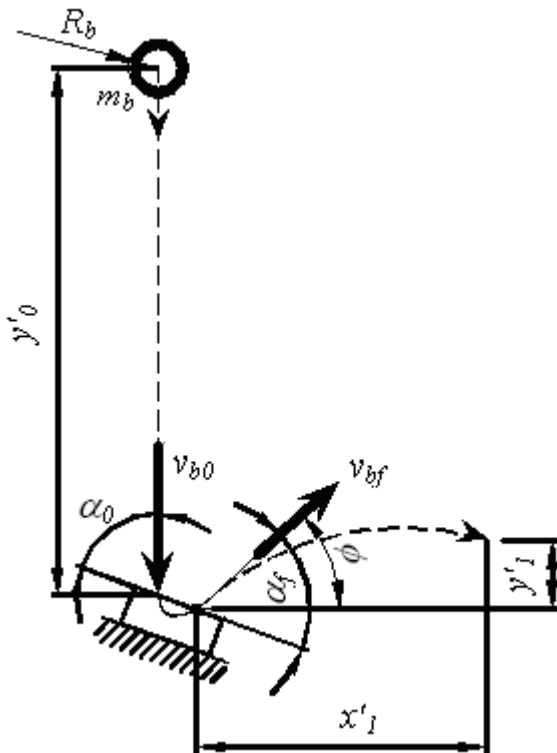


Рис. 1. Схема эксперимента

лучали обработкой фотографий на компьютере в программе AutoCAD. Затем рассчитывали скорости удара  $v_{b0}$ , отскока  $v_{bf}$  и их нормальные и тангенциальные составляющие:

Опыт проводили следующим образом. Стальной шарик известного радиуса  $R_b$  свободно падал с высоты  $y'_0$  на образец материала покрытия, установленный под прямым углом атаки. Фиксировалась высота отскока  $y_1$ . Затем опыт повторяли при различных углах атаки  $\alpha_0$ . Шарик ярко освещали на темном фоне. Затвор фотоаппарата открывался до момента удара, а закрывался после отскока. На фотографии фиксировалась траектория движения шарика до удара и после удара, что схематически показано на рис. 1. Обработка результатов заключалась в определении угла отскока  $\alpha_f$  и координат одной из точек траектории  $x'_1$ ,  $y'_1$  при известном масштабе фотографии. Параметры траекторий получали

$$v_{b0} = \sqrt{2gy'_0}; \quad v_{bf} = \frac{2,2136x'_1}{\cos \phi \sqrt{|y'_1 - x'_1 \operatorname{tg} \phi|}};$$

$$v_{b0n} = v_{b0} \sin \alpha_0; \quad v_{b0t} = v_{b0} \cos \alpha_0;$$

$$v_{bfn} = v_{bf} \sin \alpha_f; \quad v_{bft} = v_{bf} \cos \alpha_f,$$

где  $\phi$  – угол наклона скорости отскока к горизонту.

Рассчитывали коэффициенты восстановления в нормальном и тангенциальном направлении:

$$k_{bn} = v_{bfn}/v_{b0n}; \quad k_{bt} = v_{bft}/v_{b0t};$$

и средний коэффициент трения при ударе [3, 4] как отношение тангенциального и нормального импульсов за время удара:

$$f_{ym} = \frac{\int_0^t F_t dt}{\int_0^t F_n dt} = \frac{\Delta v_t}{\Delta v_n} = \frac{v_{b0} \cos \alpha_0 - v_{bf} \cos \alpha_f}{v_{b0} \sin \alpha_0 + v_{bf} \sin \alpha_f},$$

где  $t$  – продолжительность соударения;  $\Delta v_t$ ,  $\Delta v_n$  – изменение тангенциальной и нормальной скоростей.

Расчеты всех величин, а также их средних значений выполняли в программе Microsoft Excel.

Траектории подлета и отскока, показанные на рис. 1 штриховой линией, хорошо видны на фотографии. Траектория движения шарика в контакте с мишенью, как правило, имеет малые размеры (на один – два порядка меньше радиуса шарика). На рисунке она условно показана крупнее. В данной постановке опыта судить о размерах и форме этой части траектории невозможно. Приближение и увеличение снимка задачу не решают. При этом экспериментальное получение траектории на этапе взаимодействия тел является очень важной задачей. Это ключ к определению сил взаимодействия и деформаций, критерий проверки многих гипотез и расчетов.

Не получив точной количественной характеристики контактного участка траектории для требуемых условий соударения (при заданном материале мишени, размерах и скорости ударяющей частицы), мы поставили задачу получить хотя бы качественное представление о нем. Каков вид траектории и от чего он зависит? Для решения этой задачи мы подобрали такие условия соударения (материалы, скорость, размеры), при которых вид траектории доступен.

В качестве материала мишени приняли поролон, способный к большим деформациям, который закрепляли на жесткой основе. Размер шара приняли достаточно большим, чтобы пятно контакта покрывало такое большое количество пор, при котором можно рассматривать поролон как сплошной материал, т.е. исключить случайное влияние отдельных пор. Шар выполнили из материала с небольшим удельным весом, чтобы

уменьшить статическую составляющую силы взаимодействия и напряжений от веса шара.

В таких условиях при небольшой скорости соударения получили большую глубину внедрения и длину траектории. С другими материалами мишени получить длину контактной траектории одного порядка величины с радиусом шара можно при гораздо больших скоростях соударения. Но чем больше скорость движения шарика, тем слабее его след на фотографии.

Пользуясь разработанным методом, мы получили контактные траектории при разных углах атаки и разных значениях толщины податливого покрытия. Для примера на рис. 2 представлены совмещенные в точке начального касания две траектории шара, ударяющего под углом атаки  $47^\circ$  по поролону толщиной  $H = 1,563R_0$  (сплошная линия) и  $H = 0,625R_0$  (штриховая линия), где  $R_0$  – радиус шара. Для каждой траектории показана длина  $L$  проекции траектории на поверхность мишени, наибольшая глубина внедрения  $h$ , расстояние до точки наибольшего внедрения  $L_1$ , углы отскока.

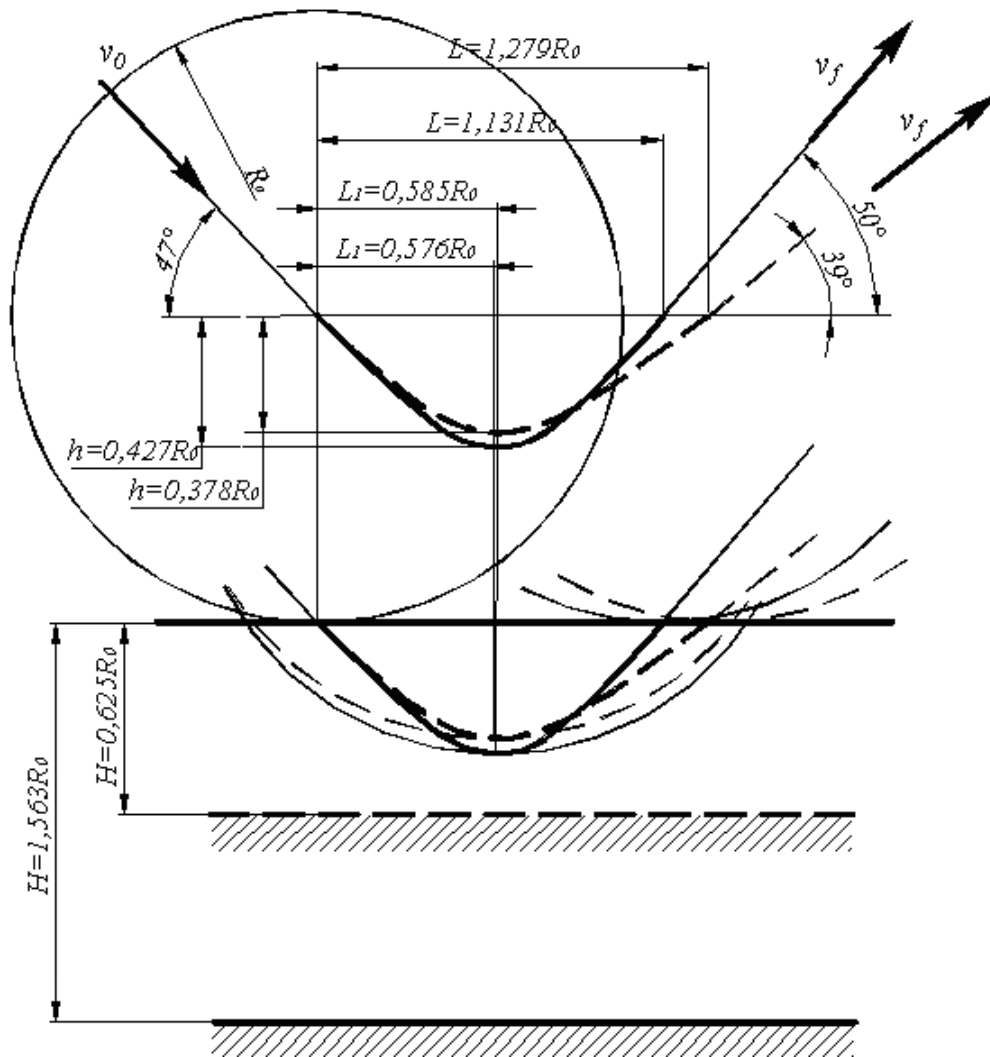


Рис. 2. Сравнение контактных траекторий при двух значениях толщины

## податливого покрытия

Предложенные и использованные нами методы исследования соударения позволяют менять такие параметры, как толщина покрытия, его физико-механические свойства и жесткость крепления к подложке, угол атаки, скорость соударения, размер, масса, форма ударяющего тела. Полученные данные позволяют произвести проверку теоретических расчетов глубины внедрения, траектории движения, угла отскока, выполненных в соответствии с различными теориями, при различных принятых допущениях.

Таким образом, разработаны простые и недорогие методы экспериментального исследования удара шарообразного тела о плоскую мишень. Они позволяют изучать влияние свойств материала или покрытия и начальных параметров соударения на изменение скорости и траекторию движения ударяющего тела в процессе контактного взаимодействия.

**Библиографический список**

1. Пенкин, Н.С. Гуммированные детали машин / Н.С. Пенкин. М.: Машиностроение, 1977. 200 с.
2. Терещенко, В.Г. Исследование процесса соударения при помощи фотографий / В.Г. Терещенко // Материалы V региональной научно-технич. конф. «Вузовская наука – Северо-Кавказскому региону». Ставрополь: СевКавГТУ, 2001. Ч. 2. Технические и прикладные науки. С. 48.
3. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
4. Стыллер, Е.Е. Трение при ударе / Е.Е. Стыллер // О природе трения твердых тел. Минск, 1971. С. 438–443.



УДК 621.785.532

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

## РАЗРАБОТКА КОМПЛЕКСНОЙ ОЦЕНКИ АНТИФРИКЦИОННЫХ СВОЙСТВ КАРБОНИТРИДНЫХ ПОКРЫТИЙ

Для защиты от изнашивания пар трения, а также для повышения антифрикционных свойств в последние годы находит применение низкотемпературный способ химико-термической обработки – нитрирование. В этой связи возникла необходимость разработки комплексной оценки антифрикционных свойств покрытий для различных режимов эксплуатации.

Для анализа триботехнических характеристик применяли специальную установку трения [1], позволяющую измерять износ в диапазоне контактных нагрузок  $\sigma_k = 0,5 \div 10$  МПа и скоростей скольжения  $V_{ск} = 0,5 \div 5$  м/с. Эксперимент проводили по схеме «штифт – диск» в условиях ресурсного смазывания (в начале каждого эксперимента в зону контакта подавалось контролируемое количество смазочного материала). Была исследована износостойкость конструкционной стали 30ХН2МФА, нитрированной по двухступенчатому режиму при температуре 630°C: насыщение в атмосфере аммиака с малым азотным потенциалом в смеси «азот – аммиак», затем обработка в среде, состоящей из аммиака (50%) и эндогаза (50%). При длительности первой стадии 3 ч общая продолжительность процесса насыщения составляла 7 ч.

Повышение содержания азота на первой стадии нитрирования от 50 до 90% уменьшает толщину карбонитридного слоя с 30 (при концентрации азота  $\approx 50\%$ ) до  $\approx 8$  мкм (при концентрации азота  $\approx 90\%$ ) (рис. 1). В то же время зона продуктов распада  $\gamma$ -фазы в диффузионной зоне, или так называемая подмартенситная зона возрастает с  $\approx 40$  до  $\approx 90$  мкм.

Видно, что для ускоренной аустенизации стали на первой стадии нитрирования количество азота в смеси должно составлять  $\approx 90\%$ . Однако разбавление насыщающей атмосферы азотом в пределах концентрации 75...95% в значительной степени уменьшает толщину  $(\varepsilon + \gamma)$ -слоя. При этом было установлено, что одновременно с утончением карбонитридного покрытия уменьшается пористость  $\varepsilon$ -фазы, что приводит к улучшению триботехнических характеристик покрытия.

С уменьшением содержания аммиака в смеси одновременно снижается концентрация азота в  $\gamma$ -азотистом аустените, что значительно уменьшает твердость внешнего слоя диффузионной зоны, а также смещает область с максимальной твердостью ближе к поверхности образца (рис. 2, кривая 2).

Проведенный анализ показывает, что наиболее активно  $\gamma$ -азотистая фаза растет в первые три часа процесса. Дальнейшее увеличение продол-

жительности первой стадии нитрирования расширяет область аустенита лишь до 20%, поэтому длительность этой стадии следует ограничивать.

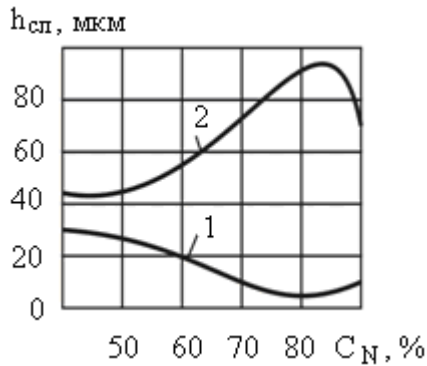


Рис. 1. Зависимость толщины  $h$  упрочненного слоя нитрированной стали от содержания азота  $C_N$  в насыщающей смеси «аммиак – азот»: 1 – карбонитридный слой; 2 – диффузная зона

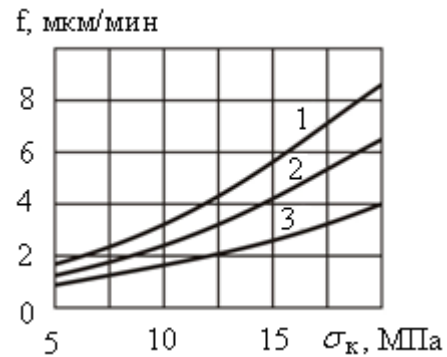


Рис. 2. Зависимость скорости изнашивания  $f$  нитрированной стали от контактной нагрузки  $\sigma_k$ : 1 –  $C_N = 0\%$ ; 2 – 70%; 3 – 90%

Таким образом, на первом этапе процесса для исследуемой легированной стали 30Н2МФА оптимальным с позиции наибольшей износостойкости является состав нитрирующей смеси (30%  $\text{NH}_3$  + 70%  $\text{N}_2$ ). Замечено также, что при уменьшении содержания легирующих элементов в конструкционных сталях рациональный состав смеси должен содержать большие объемы азота. В частности, для конструкционной стали марки 30Х смесь должна состоять из  $\approx 10\%$   $\text{NH}_3$  и  $\approx 90\%$   $\text{N}_2$ .

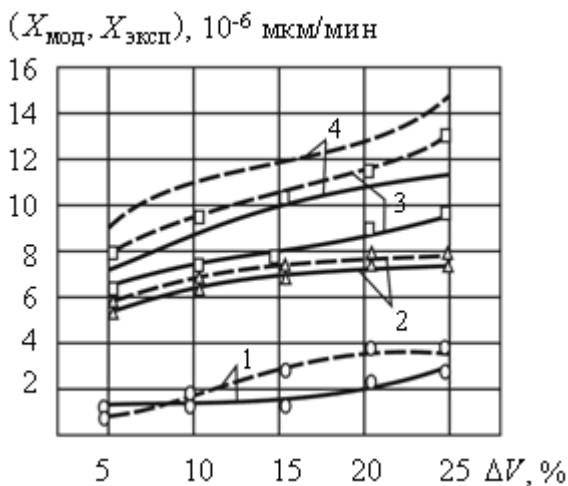


Рис. 3. Сопоставление скоростей изнашивания: сплошные линии –  $X_{\text{мод}}$ ; пунктирные –  $X_{\text{эксп}}$ . Контактные давления  $\sigma_k$ : 1 – 1 МПа; 2 – 3 МПа; 3 – 5 МПа; 4 – 7 МПа

между  $X_{\text{мод}}$  и  $X_{\text{эксп}}$  увеличивается, причем  $X_{\text{эксп}}$ -фактор всегда оказывается больше.

Характерно, что для трения в силовых условиях  $\sigma_k = 7$  МПа при повышении пористости карбонитридного слоя разница между  $X_{\text{мод}}$  и  $X_{\text{эксп}}$  непрерывно возрастает. В таблице представлены значения  $(X_{\text{эксп}} - X_{\text{мод}})$ , ко-

Сопоставление значений скоростей изнашивания (модельной  $X_{\text{мод}}$  и экспериментальной  $X_{\text{эксп}}$ ) карбонитридного слоя при различной пористости слоев показывает, что они значительно отличаются, особенно при высоких контактных нагрузках (рис. 3). При малых  $\sigma_k \approx 1,0$  МПа в области невысокой пористости ( $\Delta V < 10\%$ ) различие  $X_{\text{мод}}$  и  $X_{\text{эксп}}$  небольшое. Однако для более пористых карбонитридных слоев ( $\Delta V < 16\%$ ) это различие достигает  $1,0 \cdot 10^{-6}$  мкм/мин. С повышением  $\sigma_k$  параметра различие

торые позволят при дальнейшем анализе сформулировать определенное заключение по рациональной пористости карбонитридного слоя в связи с решениями задач повышения его износостойкости.

Таблица. Сопоставление экспериментальной и модельной скоростей изнашивания карбонитридного слоя  $\Delta X = X_{\text{эксп}} - X_{\text{мод}}$  никотрированной стали 30ХН2МФА

Контактные давления $\sigma_{\text{к}}$ , МПа	Показатели объемной пористости $\Delta V$ , %			
	4	10	16	25
1,0	-0,2	-0,05	0,7	1,3
3,0	0,6	0,6	1,0	1,3
5,0	1,0	1,6	1,6	3,0
7,0	1,3	2,0	2,6	3,8

На износостойкость карбонитридного слоя оказывают влияние такие показатели напряженного состояния покрытия как концентрационные микронапряжения вокруг пор  $\sigma_{\text{вн}}$  и остаточные технологические напряжения  $\sigma_{\text{ост}}$  [2, 3].

Концентрационные напряжения  $\sigma_{\text{вн}}$ , формирующиеся вокруг пор в карбонитридном покрытии играют негативную роль в его повреждаемости, так как они ускоряют зарождение трещин по гетерогенному механизму от пор при трении [3, 4]. Как показали предварительные оценки энергий концентрационных полей, эта величина может изменяться от значений  $\sim 0,6-0,7$  Дж/м<sup>2</sup> и достигать порядка 2,2 Дж/м<sup>2</sup>, что составляет порядка 50% от свободной энергии карбонитридного кристалла. Была обоснована схема расчета концентрационных напряжений, которую с определенной степенью точности возможно представить в гипотетической форме:

$$\sigma_{\text{вн}} = K_{\sigma} \sqrt{D} \frac{1}{d^n},$$

где  $\sigma_{\text{вн}}$  – концентрационные напряжения, МПа;  $K_{\sigma}$  – коэффициент микронапряжений в покрытии;  $D$  – размер макродефектов в структуре, мкм;  $d$  – расстояние между дефектами, мкм.

Показатель степени  $n$  при геометрическом параметре гетерогенности карбонитридного слоя отражает уровень и знак остаточных микронапряжений  $\sigma_{\text{ост}}$ . Если в покрытии формируются технологические микронапряжения сжатия, то будет выполняться условие  $n < 0,5$ , что равносильно снижению концентрационного  $\sigma_{\text{вн}}$ -показателя. Если же в слое образуется микронапряженное поле растяжения (ему соответствует условие  $n > 0,5$ ), то это повышает концентрацию напряжений у пор.

Для простоты анализа допускаем условие  $n = 0,5$  и получаем, что концентрационные микронапряжения  $\sigma_{\text{вн}}$  будут пропорциональны фактору  $\sqrt{D/d}$ . Если принять во внимание расчетные значения  $\sqrt{D/d}$ , то можно заключить, что параметр  $\sigma_{\text{вн}}$  возрастает по отношению к малопористому ( $\Delta V = 4\%$ ) карбонитриднему слою: в 1,2; 1,3; 1,4 и 1,6 раз для покрытий с пористостью  $\Delta V = 8\%$ ; 10%; 16%; и 25% соответственно. Это позволяет

объяснить, почему с повышением объемной пористости возрастает скорость изнашивания.

В выбранной технологической схеме никотрирования финишное охлаждение деталей осуществлялось в масле. В этом случае в карбонитридном слое фиксировались остаточные макронапряжения сжатия уровня 400...800 МПа. Для предварительно деформированных сталей эти напряжения всегда оказывались выше и достигали значения 1200 МПа. Все это дополнительно повышает износостойкость никотрированных конструктивных сталей.

Таким образом, проведенные модельные расчеты линейной скорости изнашивания  $X_{\text{мод}}$  структурно оптимальных карбонитридных слоев никотрированной стали 30ХН2МФА показали, что наличие пор в поверхностном слое активизирует процессы изнашивания, так как уменьшается его динамическая трещиностойкость и, кроме того, протекают процессы изнашивания по механизму хрупких отколов микрообъемов покрытия. С повышением контактных нагрузок степень негативного влияния пористости на износостойкость возрастает. Сопоставление модельных  $X_{\text{мод}}$  и экспериментальных  $X_{\text{эксп}}$  скоростей изнашивания показало, что их различие в области невысокой пористости ( $\Delta V \leq 10\%$ ) незначительно, в то время как для более пористых карбонитридных слоев ( $\Delta V \leq 16\%$ )  $X_{\text{эксп}}$ -фактор на  $1,0 \cdot 10^{-6}$  мкм/мин больше модельных значений. Для более жестких силовых условий трения ( $\sigma_k > 5,0$  МПа) пористость покрытия в еще большей степени повышает  $X_{\text{экс}}$ -характеристику.

Установлено также, что карбонитридные слои рационально эксплуатировать во всем исследованном диапазоне их пористости ( $\Delta V$  от 4 до 25%) при контактных нагрузках не выше ~3,0 МПа. С повышением  $\sigma_k$ -фактора допустимая граница «рациональной пористости» снижается: при 5 МПа она составляет  $\Delta V = 10\%$ , а при 7 МПа должна быть не более  $\Delta V = 4\%$ . Показано, что с учетом позитивного влияния пористости на коэффициент трения «износостойкий уровень пористости» покрытия никотрированных сталей должен быть установлен не выше значения  $\Delta V = 16\%$ . Определена активирующая роль концентрационных макронапряжений вокруг поры в гетеропористых  $\varepsilon$ -фазах карбонитридного слоя в процессах контактного трещинообразования и хрупких отколов материала.

#### Библиографический список

1. Власов, В.М. Работоспособность высокопрочных термодиффузионных покрытий в узлах трения машин / В.М. Власов, Л.М. Нечаев. Тула: Приокск. кн. изд-во, 1994. 235 с.
2. Власов, В.М. Оценка антифрикционных свойств никотрированной стали 25Х3МЗНБЦА / В.М. Власов, Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Г.С. Пантелеева // Успехи современного естествознания. 2003. № 5. С. 31–34.
3. Власов, В.М. Влияние технологических параметров на триботехнические свойства многофазных термохимических покрытий / В.М. Власов, Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева // Трение и износ. 2001. Т. 22. № 5. С. 592–596.
4. Нечаев, Л.М. Определение параметров трещиностойкости никотрированных сталей / Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, И.С. Иванькин // Современные наукоемкие технологии. 2007. № 5. С. 89–92.

УДК 621.891: 519.242.7

И.Р. Асланян, Л.Ш. Шустер  
Уфимский государственный авиационный технический университет

### **ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКИХ NiP ПОКРЫТИЙ ПРИ ФРЕТТИНГ-ИЗНАШИВАНИИ**

Трибологические характеристики электролитических NiP покрытий при фреттинг-изнашивании в значительной степени определяют качество и надежность работы механических систем. Одним из важнейших показателей энергетических потерь при фреттинге является коэффициент трения. И хотя явлению фреттинг-изнашивания посвящено много исследований, до настоящего времени практически отсутствуют данные для проведения количественных расчетов и не создано метода прогнозирования потерь на трение, обладающего достаточной общностью в условиях фреттинга [1]. Известно также, что на процесс фреттинга оказывает влияние большое число факторов.

Для повышения эффективности экспериментальных исследований и инженерных разработок применяют математические методы планирования экспериментов. Использование математико-статистических методов при постановке задачи, эксперименте и при обработке полученных данных существенно сокращает сроки решения, снижает затраты на исследования и повышает качество полученных результатов.

Данная работа посвящена исследованию влияния параметров структуры электролитических никель-фосфорных (NiP) покрытий (количества упрочняющих добавок SiC и термической обработки), а также условий фреттинга (нагрузки и амплитуды сдвига) на их коэффициент трения с целью выявления определяющих факторов.

**Методика исследования.** NiP покрытия осаждали на стальную подложку в электролитической ванне. Использовали электролит Уоттса, содержащий также 20 г/л фосфористой кислоты  $H_3PO_3$  и суспензию карбидов кремния в количестве 0 и 200 г/л со средним диаметром частиц 600 нм. Часть образцов отжигали при температуре 420°C в течение 1 часа.

Трибологические испытания проводились по схеме шар – диск при нормальном нагружении 1; 5; 7,5; 10 и 12,5 Н, частоте колебаний 2 Гц и тангенциальном смещении (амплитуде) 100 и 500 мкм. Количество циклов испытаний для всех образцов было 20 000. В качестве контртела использовались корундовые шары (фирма Ceratech, Нидерланды) диаметром 10 мм, с шероховатостью поверхности  $Ra = 0,2$  мкм. Испытания проводились без смазки при температуре воздуха 23°C и относительной влажности 50%. Коэффициент трения записывался постоянно во время проведения испыта-

ний. Результаты трибологических испытаний представляли как усредненное значение, полученное по трем измерениям для каждого типа покрытия.

Численное моделирование осуществляли с помощью планирования полного факторного эксперимента методом «крутого восхождения» [2]. При этом изучали зависимость коэффициента трения электролитических NiP покрытий от количества упрочняющих добавок SiC, выделения кристаллической фазы Ni<sub>3</sub>P в результате термической обработки и условий фреттинг-изнашивания (нагрузки и амплитуды сдвига).

В качестве независимых переменных были выбраны: термическая обработка ТО ( $X_1$ ), количество карбидов кремния SiC ( $X_2$ ), давление  $P$  на контакте ( $X_3$ ) и амплитуда  $A$  сдвига ( $X_4$ ). В качестве зависимой переменной рассматривали коэффициент трения NiP покрытий ( $y$ ).

Каждый из факторов варьировали на двух уровнях. Интервалы варьирования факторов и их значения в натуральном масштабе указаны в табл. 1.

Таблица 1. Уровни факторов

Факторы	$X_1$ (ТО)	$X_2$ (SiC, г/л)	$X_3$ ( $P$ , МПа)	$X_4$ ( $A$ , мкм)
Основной уровень ( $X_i$ )	-	100	200	300
Интервал варьирования ( $\Delta X_i$ )	-	100	50	200
Верхний уровень ( $x_i = 1$ )	2	200	250	500
Нижний уровень ( $x_i = -1$ )	1	0	150	100

Кодированные значения количественных факторов ( $x_i$ ) связаны с натуральными ( $X_i$ ) соотношениями:

$$x_2 = \frac{X_2 - 100}{100}; \quad x_3 = \frac{X_3 - 200}{50}; \quad x_4 = \frac{X_4 - 300}{200}.$$

В данной работе исследуется влияние термической обработки совместно с другими факторами, и независимая переменная  $X_1$  (термическая обработка ТО) считается качественным фактором, т.е. его минимальное значение, равное 1, соответствует отсутствию термической обработки, а максимальное значение, равное 2, – ее проведению при указанных выше условиях.

Для получения возможно более полной информации об изучаемых зависимостях воспользовались полным факторным экспериментом. Количество опытов  $N$  определяли по количеству факторов  $k$  в соответствии с выражением

$$N = 2^k = 2^4 = 16.$$

**Результаты эксперимента и их обсуждение.** Математическая модель после реализации опытов полного факторного эксперимента имеет вид:

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + \dots + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + \dots + b_{123}x_1x_2x_3 + b_{124}x_1x_2x_4 + \dots + b_{1234}x_1x_2x_3x_4,$$

где  $b_i$  – коэффициенты регрессии.

Для расчета коэффициентов этой модели построили расширенную матрицу планирования и результатов опытов (табл. 2).

Таблица 2. Расширенная матрица плана  $2^4$  и результатов опыта

№ опыта	$x_0$	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_4$	$x_1x_2$	$x_1x_3$	$x_1x_4$	$x_2x_3$	$x_2x_4$	$x_3x_4$	$x_1x_2x_3$	$x_1x_2x_4$	$x_1x_3x_4$	$x_2x_3x_4$	$x_1x_2x_3x_4$	y
1	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	0,44
2	+	-	+	+	+	-	-	-	+	+	+	-	-	-	+	-	0,48
3	+	+	-	+	+	-	+	+	-	-	+	-	-	+	-	-	0,38
4	+	-	-	+	+	+	-	-	-	-	+	+	+	-	-	+	0,40
5	+	+	+	-	+	+	-	+	-	+	-	-	+	-	-	-	0,46
6	+	-	+	-	+	-	+	-	-	+	-	+	-	+	-	+	0,42
7	+	+	-	-	+	-	-	+	+	-	-	+	-	-	+	+	0,57
8	+	-	-	-	+	+	+	-	+	-	-	-	+	+	+	-	0,43
9	+	+	+	+	-	+	+	-	+	-	-	+	-	-	-	-	0,46
10	+	-	+	+	-	-	-	+	+	-	-	-	+	+	-	+	0,48
11	+	+	-	+	-	-	+	-	-	+	-	-	+	-	+	+	0,40
12	+	-	-	+	-	+	-	+	-	+	-	+	-	+	+	-	0,44
13	+	+	+	-	-	+	-	-	-	-	+	-	-	+	+	+	0,58
14	+	-	+	-	-	-	+	+	-	-	+	+	+	-	+	-	0,50
15	+	+	-	-	-	-	-	-	+	+	+	+	+	+	-	-	0,59
16	+	-	-	-	-	+	+	+	+	+	+	-	-	-	-	+	0,48

Коэффициенты регрессии рассчитывали по формуле

$$b_i = \frac{\sum_{i=1}^N x_i y_i}{N},$$

где  $i = 0, 1, 2, \dots, 16$ .

В результате произведенных вычислений получили следующий общий вид линейного уравнения регрессии:

$$y = 0,4694 + 0,0156x_1 + 0,0081x_2 - 0,0344x_3 - 0,0219x_4 - 0,0081x_1x_2 - 0,0306x_1x_3 - 0,0006x_1x_4 + 0,0219x_2x_3 - 0,0056x_2x_4 + 0,0119x_3x_4 + 0,0081x_1x_2x_3 - 0,0069x_1x_2x_4 + 0,0006x_1x_3x_4 + 0,0106x_2x_3x_4 + 0,0019x_1x_2x_3x_4. \quad (1)$$

В дальнейшем определили статистическую значимость каждого из 16 коэффициентов регрессии уравнения (1).

Поскольку в данном случае использовали равномерное дублирование опытов, дисперсию оценок коэффициентов рассчитали по формуле

$$S_{b_i}^2 = \frac{S_y^2}{n \cdot N},$$

где  $n = 3$  – количество повторений каждого опыта;  $S_y^2 = 0,0012$  – дисперсия опыта, рассчитанная по известным методикам [2].

Отсюда  $S_{b_i}^2 = 0,000024$ , а среднеквадратичная ошибка  $S_{b_i} = 0,0049$ .

При уровне значимости  $\alpha = 0,05$  и числе степеней свободы  $f_1 = N(n - 1) = 32$  табличное значение  $t$ -критерия Стьюдента  $t_{0,05; 32} = 2,04$  [2]. Тогда доверительный интервал коэффициентов регрессии  $\Delta_{b_i}$  равен:

$$\Delta_{b_i} = t_{\alpha; f_1} \cdot S_{b_i} = 0,065.$$

Коэффициенты, абсолютная величина которых равна доверительному интервалу или больше его  $b_i \geq \Delta_{b_i}$ , признаются статистически значимыми [2]. В данном случае  $b_i \geq 0,010$ , т.е. это  $b_1, b_3, b_4, b_{13}, b_{23}, b_{34}, b_{234}$ .

Статистически незначимые коэффициенты  $b_2, b_{12}, b_{14}, b_{24}, b_{123}, b_{124}, b_{134}, b_{1234}$  из уравнения (1) исключили и после реализации полного факторного эксперимента  $2^4$  уравнение регрессии приняло вид

$$y = 0,4694 + 0,0156x_1 - 0,0344x_3 - 0,0219x_4 - 0,0306x_1x_3 + 0,0219x_2x_3 + 0,0119x_3x_4 + 0,0106x_2x_3x_4. \quad (2)$$

Гипотезу об адекватности модели проверяли с помощью  $F$ -критерия Фишера. Для этого с помощью уравнения (2) определяли расчетные значения коэффициентов трения  $y_{расч}$  покрытий и сопоставляли их с экспериментальными значениями  $y_{эксп}$  (табл. 3).

Таблица 3. Сопоставление экспериментальных и расчетных данных

№ опыта	$y_{эксп}$	$y_{расч}$	$\Delta y$	$\Delta y^2$
1	0,44	0,4425	0,0025	0,000 006 3
2	0,48	0,4725	0,0075	0,000 056 3
3	0,38	0,3775	0,0025	0,000 006 3
4	0,4	0,4075	0,0075	0,000 056 3
5	0,46	0,4837	0,0237	0,000 561 7
6	0,42	0,3913	0,0287	0,000 824 0
7	0,57	0,5487	0,0213	0,000 453 7
8	0,43	0,4563	0,0263	0,000 691 7
9	0,46	0,4413	0,0187	0,000 349 7
10	0,48	0,4713	0,0087	0,000 075 7
11	0,4	0,4187	0,0187	0,000 349 7
12	0,44	0,4487	0,0087	0,000 075 7
13	0,58	0,5725	0,0075	0,000 056 3
14	0,5	0,4801	0,0199	0,000 396 0
15	0,59	0,5951	0,0051	0,000 026 0
16	0,48	0,5027	0,0227	0,000 515 3

Поскольку дублирование опытов было равномерным, дисперсию неадекватности определяли по формуле

$$S_{неад}^2 = \frac{n \sum_{u=1}^N (y_{u,расч} - \bar{y}_{u,эксп})^2}{f_2},$$

где  $f_2 = (N - k')$  – число степеней свободы,  $k'$  – число оставленных коэффициентов уравнения (включая  $b_0$ ). Полученная модель (2) включала 8 коэффициентов, поэтому число степеней свободы  $f_2 = 8$ , а дисперсия неадекватности  $S_{неад}^2 = 0,000 844$ .

Расчетное значение  $F$ -критерия Фишера определяли по формуле



$$F_{f_2:f_1}^{расч} = \frac{S_{неад}^2}{S_y^2} .$$

$F$ -критерий Фишера представляет собой отношение дисперсии неадекватности к дисперсии опыта и отвечает на вопрос, во сколько раз модель предсказывает хуже по сравнению с опытом.

Гипотезу об адекватности уравнения принимают в том случае, когда рассчитанное значение  $F$ -критерия не превышает табличного для выбранного уровня значимости, т.е. когда  $F^{расч} \leq F^{табл}$ . Расчетное значение  $F$ -критерия Фишера  $F_{10;32}^{расч} = 0,796$ , при уровне значимости  $\alpha = 0,05$  табличное значение  $F$ -критерия Фишера  $F_{0,05;10;32}^{табл} = 2,16$ .

Поскольку  $F^{расч} < F^{табл}$ , гипотеза об адекватности математической модели (2) при 5%-ном уровне значимости не отвергается.

Из уравнения (2) видно, что наиболее значимое влияние на коэффициент трения NiP покрытий оказывают: давление на контакте; амплитуда сдвига и сочетания давления и термической обработки; давления и содержания добавок карбидов кремния. Менее значимое влияние оказывают: термическая обработка; совместное влияние давления и амплитуды; давления, содержания SiC и амплитуды сдвига. Совместное взаимодействие остальных факторов оказывает незначительное влияние на коэффициенты трения покрытий.

Для анализа полученной математической модели построили диаграмму влияния значимых факторов на коэффициент трения NiP покрытий (рисунок). Из рисунка видно, что с увеличением давления и амплитуды коэффициент трения покрытий уменьшается, а при проведении термической обработки – возрастает. Сочетания этих факторов влияют на коэффициент трения неоднозначно.

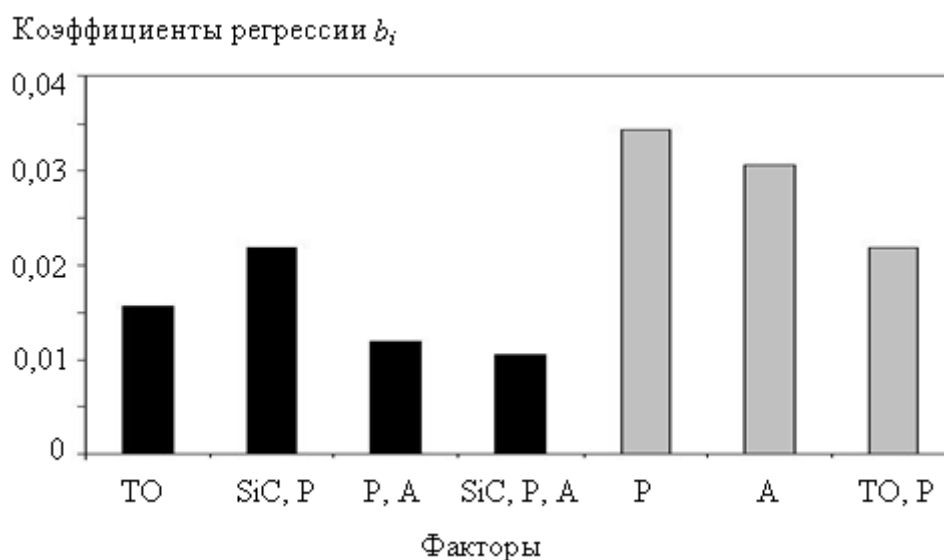


Рисунок. Влияние значимых факторов и их взаимодействий на коэффициент трения NiP покрытий: черный цвет – положительное значение коэффициентов, серый – отрицательное

Представляет практический интерес решение задачи определения минимального коэффициента трения покрытий в условиях фреттинг-изнашивания. Эту задачу решали методом крутого восхождения.

Согласно этому методу, движение из некоторой точки внутри изученной области в направлении градиента, т.е. в сторону наибольшей производной функции отклика, является кратчайшим путем к экстремуму. Для осуществления движения по градиенту значения факторов изменяем пропорционально величинам коэффициентов  $b_1, b_2, b_3, b_4$  с учетом их знака.

Шаги в изменении факторов рассчитывали в натуральном масштабе. Для этого вначале определили произведения коэффициентов на соответствующие интервалы варьирования факторов, т.е.  $b_i \Delta X_i$ , затем пропорционально этим произведениям назначили шаги.

Согласно рисунка, основными непарными факторами, значимо влияющими на коэффициент трения покрытий, являются давление, амплитуда и термическая обработка. При увеличении давления и амплитуды коэффициент трения уменьшается. При значительном увеличении амплитуды относительные смещения могут выйти за пределы фреттинг-изнашивания, поэтому фактор амплитуды принимаем равным максимально возможному значению  $X_4 = 500$  мкм. Термическая обработка увеличивает коэффициент трения покрытий (хотя совместное влияние термической обработки и давления приводит к уменьшению коэффициента трения), поэтому  $X_1$  будем изменять так же, как и в предыдущих экспериментах, т.е. его минимальное значение, равное 1, соответствует отсутствию термической обработки, а максимальное значение, равное 2, – ее проведению при указанных выше условиях. Эффект влияния добавок SiC был признан статистически незначимым, хотя совместное влияние добавок SiC и давления оказывает влияние на коэффициент трения покрытий, поэтому фактор  $X_2$  будем изменять так же, как и в предыдущих экспериментах. Исходя из изложенного выше, за основной фактор, подлежащий изменению, приняли давление на контакте. Из технологических соображений выбрали шаг в изменении давления 50 МПа ( $\Delta_1 = 50$ ).

Поскольку функцией отклика является значение коэффициента трения NiP покрытий, то шаги в обратном направлении их знаков будут уменьшать значение функции  $y$ .

Последовательность реализации этапов крутого восхождения представлена в табл. 4.

Планирование эксперимента с использованием метода крутого восхождения показало, что при малых нагрузках совместное действие добавок карбидов кремния SiC и термической обработки приводит к уменьшению коэффициента трения NiP покрытий, а при увеличении давления на контакте коэффициент трения NiP покрытий снижается и является наимень-

шим в условиях больших амплитуд (500 мкм) и отсутствии добавок карбидов кремния.

Таблица 4. Крутое восхождение

Факторы	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$X_4$	$\mu$ (коэффициент трения)
$b_i$	0,0156	мало-	0,0344	0,0219	
$b_i \Delta X_i$	-	значи-	1,72		
Шаг	-	мый	50		
Шаг после округления	-	фактор	50		
Основной уровень ( $X_i$ )	-	-	200	500	-
Реализованный опыт	+	-	250		0,38
Реализованный опыт	-	-	250		0,4
Мысленный опыт	+	-	300	+	
Реализованный опыт	+	-	300		0,37
Мысленный опыт	-	-	300		
Реализованный опыт	-	-	300		0,36
Мысленный опыт	+	-	350	+	
Реализованный опыт	+	-	350		0,34
Мысленный опыт	-	-	350		
Реализованный опыт	-	-	350		0,33
Мысленный опыт	+	-	400	+	
Реализованный опыт	-	-	400		Заедание

**Выводы.** Использование полного факторного эксперимента при разработке электролитических NiP покрытий с заданными трибологическими свойствами при фреттинг-изнашивании позволило определить степень влияния различных факторов (как внешних условий трения, так и параметров покрытий) на их коэффициент трения. В результате проведенных экспериментов установлено, что при увеличении давления на контакте и амплитуды сдвига коэффициент трения покрытий уменьшается. После термической обработки коэффициент трения NiP покрытий возрастает в условиях малых давлений и малых амплитуд и уменьшается в условиях больших давлений независимо от амплитуды сдвига. Одновременное введение добавок SiC и проведение термической обработки независимо от амплитуды сдвига в условиях малых давлений на контакте уменьшает коэффициент трения покрытий, а в условиях больших давлений приводит к его увеличению.

#### Библиографический список

1. Гаркунов, Д.Н. Триботехника: учебное пособие / Д.Н. Гаркунов, Э.Л. Мельников, В.С. Гаврилюк. М.: КНОРУС, 2011. 408 с.
2. Славутский, Л.А. Основы регистрации данных и планирования эксперимента: учебное пособие / Л.А. Славутский. Чебоксары: изд-во ЧГУ, 2006. 200 с.
3. Асланян, И.Р. Влияние добавок карбидов кремния SiC на изнашивание электролитических NiP покрытий / И.Р. Асланян, Ж.П. Селис, Л.Ш. Шустер // Трение и износ. 2010. Т. 31. № 5. С. 353–361.

УДК 621.941.1-529:629.73

М.Ш. Мигранов

Уфимский государственный авиационный технический университет

## КОНТАКТНЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ НЕСТАЦИОНАРНОМ ТОЧЕНИИ

Особенностью применения и эксплуатации режущих инструментов на современном металлорежущем оборудовании, оснащённом системами числового программного (ЧПУ) и адаптивного управления (АДСУ), в основном используемом при изготовлении деталей силовой части газотурбинных двигателей (ГТД), является переменность многих параметров процесса лезвийной обработки. Такие операции, как многопереходная обработка, обработка сложных контуров по копиру, торцевое, вибрационное и прерывистое точение выполняются при переменных элементах режима резания и, как следствие, при нестационарности температурно-силовых условий нагружения режущего инструмента. Значительный вклад в нестационарность лезвийной обработки, в частности контакта «инструмент – деталь», вносят как внешние факторы – колебание припуска заготовок и их физико-механическая неоднородность, биения и вибрации, переменность технологических параметров процесса точения (скорость, подача и глубина резания), так и внутренние, связанные с изменением усилий и температур в зоне резания вследствие трения и необратимого роста износа режущего инструмента [1, 2].

Практические рекомендации, используемые промышленностью, возможную нестационарность учитывают поправочными коэффициентами на уменьшение режимов обработки или не учитывают совсем, что приводит к снижению производительности, и в большинстве случаев не обоснованы [2].

Большое разнообразие новых материалов, обладающих повышенными прочностными свойствами, необходимость сокращения сроков их освоения и повышения общей эффективности эксплуатации режущего инструмента выдвигает в число актуальных задач разработку методик теоретического и экспериментального исследования нестационарного точения с целью определения функционально-математических моделей характеристик обрабатываемости, пригодных для решения вопросов оптимизации и управления процессом резания в различных технологических условиях, основанных на взаимосвязи переменных элементов режима резания с контактными явлениями при лезвийной обработке.

В процессе резания вследствие изнашивания инструмента происходит непрерывное изменение пространственной формы контактных поверхностей. Это даже при постоянных значениях элементов режима резания может привести к изменению распределения напряжений и температур в зоне фактического контакта, в свою очередь влияющих на интенсивность изнашивания [1, 2].

Таким образом, изнашивание контакта и распределение удельных нагрузок и температур являются взаимообусловленными процессами, что необходимо учитывать при разработке аналитических зависимостей для расчета интенсивности износа при нестационарном резании.

В настоящее время общепринятой является комплексная теория трения и износа, объединяющая молекулярно-кинетический и структурно-энергетический подходы [3–5]. Основная ее концепция заключается в необходимости многократного фрикционного воздействия для разрушения поверхностей трения. При этом процесс трения рассматривается как потеря механической энергии за период относительного движения соприкасающихся областей материалов. Разрушение (износ) происходит в результате накопления в деформируемом объеме внутренней энергии, затрачиваемой на образование дефектов кристаллической решетки трущихся тел и на повышение температуры их поверхностных слоев.

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

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

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

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

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

формоизменения поверхностного слоя изнашиваемого материала в результате образования фрагмента износа;

образования новых свободных поверхностей в результате отделения частицы износа.

Используя принципы неравновесной термодинамики [4, 5], контактные процессы при нестационарном резании наиболее полно можно описать с помощью диссипативных функций (ДФ), представляющих собой скорость изменения энергии  $dW/d\tau$ , затрачиваемой на какой-либо процесс (например, пластическую деформацию обрабатываемого материала), отнесенной к единице фактической площади контакта  $A_r$  [4]:

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

Для обеспечения необратимости процесса необходимо наличие обобщенного термодинамического потока  $I_i$  и силы  $\Delta\sigma_i$  [4, 5], т.е. поддержи-

ваемого градиента значений состояния термодинамической системы, препятствующего обратному процессу и взятому с обратным знаком. ДФ такого процесса равна произведению обобщенных потока и силы:

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

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

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

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

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

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

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

Из анализа формоустойчивости режущего клина, модели накопления повреждаемости в приконтактных слоях инструмента при переменных элементах режима резания и вероятностного характера отделения частицы износа [1, 2] следует

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

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

ДФ пластической деформации обрабатываемого материала определена на основе дислокационной теории процесса, с учетом понятия температуры, модифицированной по скорости деформации, и определяется текущим значением температуры резания (деформации)  $\Theta(\tau)$ , степенью

пластической деформации  $\Delta\gamma$ , физико-механическими свойствами обрабатываемого материала  $\sigma_{m.\delta.}, G_{\delta.}$ , а также виброхарактеристиками процесса резания  $f_r$ :

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

Решение уравнения (4) относительно  $I_h$  позволило получить математическую модель для расчета интенсивности износа инструмента:

$$I_h = \frac{P_z(\tau) \cdot V(\tau) - 10^4 \cdot \Theta(\tau) \cdot \Delta\gamma \left[ f_r \cdot \frac{\sigma_{m.\delta.}}{G_{\delta.}} \cdot \frac{\Theta(\tau)}{\Theta_{onm.}} \cdot \exp \frac{\Theta_{onm.}}{\Theta(\tau)} \right]^{\frac{1}{n}} \cdot (l_1 + h_3) \cdot b}{V(\tau) \cdot \left( \frac{HV_u}{HV_\phi} \right)^a \cdot erfP \cdot \left[ p_r + \frac{12 \cdot (1 + \mu)}{E} \cdot \sigma_T^2 \right] \cdot (l_1 + h_3) \cdot b}. \quad (8)$$

Анализ выражения (8) позволил установить, что определяющим и контролирующим параметром износа инструмента является изменяющийся во времени температурно-силовой режим процесса резания, и для минимизации интенсивности износа необходимо дать качественную и количественную оценку влияния не только переменных элементов режима резания, но и их темп изменения во времени.

С этой целью были проведены серии экспериментальных исследований температуры и силы резания, износостойкости режущего инструмента, напряженно-деформированного состояния (коэффициент утолщения стружки, условный угол сдвига и т.д.) при продольном и торцевом точении характерных представителей четырех групп конструкционных и труднообрабатываемых сталей и сплавов (12X18H10T, 14X17H2, 07X16H6, 15X18H12C4TЮ, ХН73МБТЮ-ВД) резцами группы ВК как на универсальном станке 16K20, так и станке 16K20T1 с УЧПУ «Электроника НЦ-31» по управляющим программам. Эти программы позволяют осуществить непрерывное линейное изменение элементов режима резания с различным темпом во времени. Диапазоны варьирования элементов режима резания определялись на основе существующих промышленных рекомендаций по рациональным режимам для условий чистового и получистового точения, а также с учетом технологических требований и габаритов конкретных деталей ГТД.

По результатам исследований, анализа существующих моделей стружкообразования [5] и условия образования сливной стружки сформулирована модель стружкообразования с условной плоскостью сдвига под углом к вектору скорости резания при нестационарном точении, отличающаяся от известных наличием плоскости максимальных касательных напряжений, не совпадающей на угол  $\eta$  с условной плоскостью сдвига. По расчетам и экспериментальным данным угол  $\eta$  при стационарном точении равен нулю, а при нестационарном имеет экстремальный характер с мак-

симумом при определенных значениях темпа изменения скорости резания

$$a_v = \frac{dV}{d\tau} \text{ и подачи инструмента } a_s = \frac{dS}{d\tau}.$$

Подобный характер зависимости  $\eta(V)$  свидетельствует о самостоятельном влиянии элементов режима нестационарного течения  $a_v$  и  $a_s$  на явления запаздывания пластической деформации и изменения площади контакта резца с деталью, определяющих температурно-силовую нагруженность зоны контакта.

Экспериментальное исследование силы и температуры резания свидетельствует о том, что при нестационарном течении уровень температурно-силовых зависимостей ниже, чем при стационарном (рис. 1).

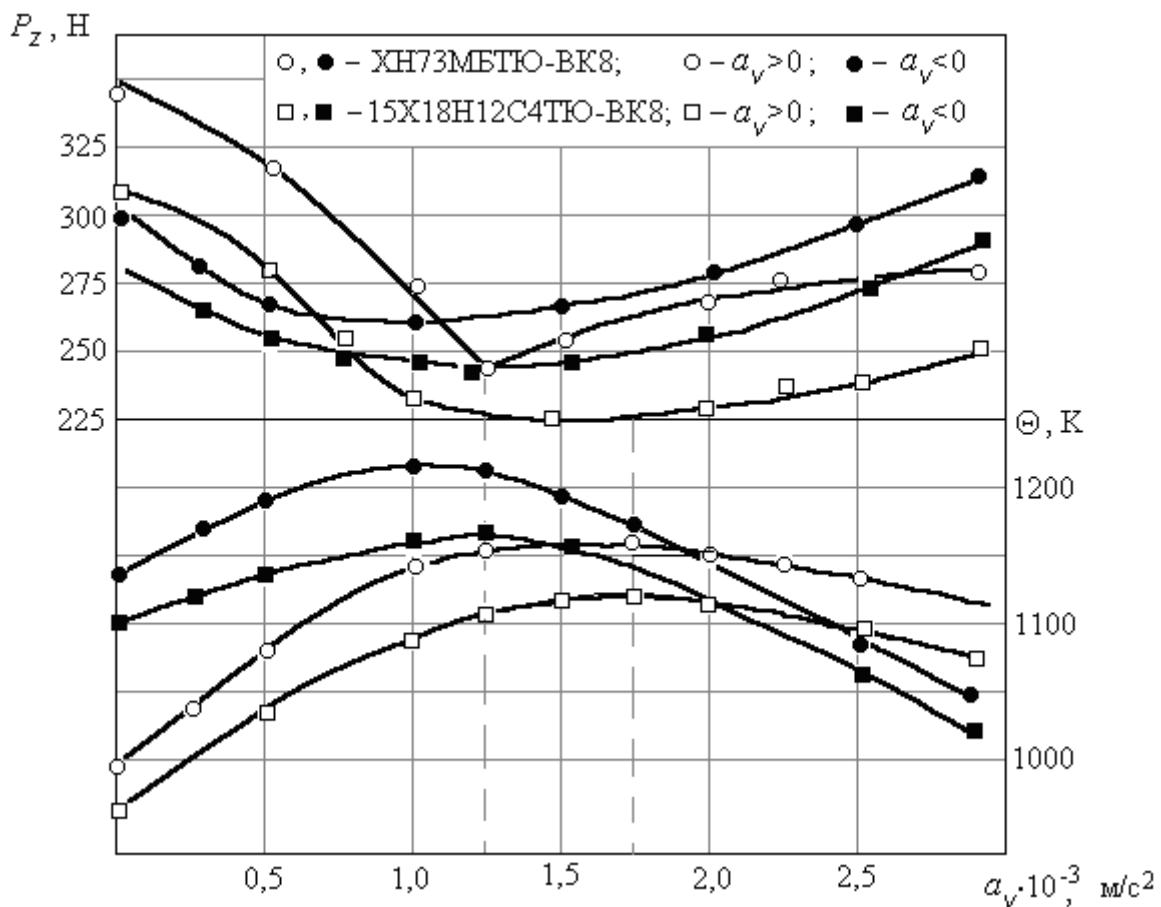


Рис. 1. Зависимость тангенциальной составляющей силы и температуры резания от величины темпа изменения скорости (при  $h_s = 0,15-0,3$  мм;  $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,5$  мм)

Существуют оптимальные величины темпа изменения  $a_v, a_s$  соответствующие экстремальным значениям силы и температуры резания  $P_z, \Theta$ . По результатам износостойкостных экспериментов установлено:

зависимость интенсивности износа инструмента от скорости резания при нестационарном течении имеет экстремальный характер так же, как и при стационарном, но с минимумом при более высоких скоростях;



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

#### Библиографический список

1. Макаров, А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
2. Мигранов, М.Ш. Изнашивание инструмента в условиях нестационарности процесса течения при изготовлении деталей ГТД: дисс ... кан. техн. наук / М.Ш. Мигранов. Уфа, 1995. 242 с.
3. Румер, Ю.Б. Термодинамика, статистическая физика и кинетика / Ю.Б. Румер, М.Ш. Рывкин. М.: Наука, 1977. 552 с.
4. Силин, С.С. Теория подобия в приложении к технологии машиностроения / С.С. Силин. Ярославль: ЯПИ, 1989. 108 с.
5. Ящерицын, П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. Минск: «Вышэйшая школа», 1990. 511 с.

УДК 621.821

Е.А. Щербаков, Н.В. Щербакова, И.В. Рыбин  
Тверской государственной технической университет

### ДИНАМИКА ИЗМЕНЕНИЯ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СМАЗОЧНЫХ МАСЕЛ В УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИИ ГАЗОПЕРЕКАЧИВАЮЩИХ АГРЕГАТОВ

Газоперекачивающий агрегат (ГПА) предназначен для компримирования природного газа на компрессорных станциях газопроводов и подземных хранилищах.

ГПА компрессорной станции состоит из центробежного нагнетателя природного газа, привода, всасывающего и выхлопного устройств, систем автоматики, маслосистемы, топливовоздушных и масляных коммуникаций и вспомогательного оборудования. В указанных агрегатах используются смазочные триботехнические узлы, к которым относятся подшипники центробежного нагнетателя и газотурбинного двигателя, преимущественно работающие в режиме гидравлической смазки.

В настоящее время стоит задача выбора смазочного материала (масла), обеспечивающего наибольший срок службы агрегатов.

В связи с этим была проведена исследовательская работа, цель которой заключалась в изучении изменения физико-химических показателей смазочных масел марок МС-8П и Петрим в условиях эксплуатации ГПА от 0 до 1500 часов работы.

Объектом исследования являлись ГПА № 1, 2, 3, техническая характеристика которых приведена в таблице [1].

Таблица. Техническая характеристика ГПА

	ГПА № 1	ГПА № 2	ГПА № 3
Номинальная мощность, МВт	16	16	16
Эффективный КПД двигателя в стационарных условиях, %	38	38	35,5
Номинальная частота вращения вала ЦБН, об/мин	5300	5300	5200
Давление на выходе компрессора, МПа	9,9	9,9	8,34
Применяемое масло (стоимость, руб/кг)	Масло авиационное МС-8П (39)	Масло авиационное Петрим (256)	Масло авиационное Петрим (256)

Продолжительность работы триботехнических узлов ГПА в основном зависит от следующих физико-химических свойств масел.

Кинематическая вязкость  $\nu$  характеризует степень подвижности нефтепродукта, его прокачиваемость и скорость истечения. Масляный слой работает под нагрузкой, поэтому чем выше удельная нагрузка в подшипниках машин, тем выше должна быть вязкость. В то же время масло не должно обладать чрезмерно высокой вязкостью. Нарастание вязкости может служить критерием, характеризующим степень старения масла. Кинематическая вязкость определяется по ГОСТ 33-2000 [2].

Кислотное число к. ч. характеризует наличие в масле коррозионно-активных компонентов. Повышенная кислотность ухудшает такие свойства масел, как стабильность, эмульгирующая способность. Кислотное число определяется по ГОСТ 5985-79 [4].

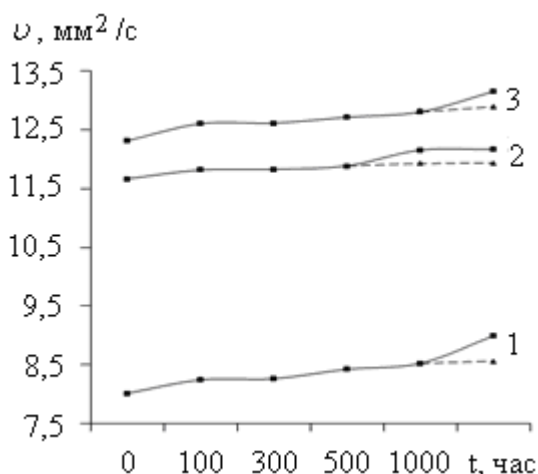
Температура вспышки характеризует пожароопасность нефтепродукта и содержание в нем легколетучих компонентов, т.е. способность масел испаряться. Так как в процессе хранения и эксплуатации нефтепродуктов происходит потеря наиболее летучих компонентов, их температура вспышки может только повышаться. Температура вспышки определяется в открытом тигле по ГОСТ 4333-87 [3], в закрытом тигле по ГОСТ 6356-75 [5].

Содержание металлов (массовая концентрация элементов) определяется на спектрофотометре Spectroil M/C-W, показывает следовой уровень металлов, вынесенных маслом с трущихся поверхностей, содержание загрязнений и концентрацию различных присадок.

Результаты проведенных испытаний приведены на рис. 1–4.

Как видно из графика (рис. 1), показатель «кинематическая вязкость» масла МС-8П подвержен увеличению. Общий ее прирост за 1500 часов эксплуатации составил около 12%. Если принять во внимание, что в процессе

эксплуатации ГПА периодически осуществляется долив свежего масла в количестве 197 л на 1210 часов работы, тенденция увеличения вязкости снижается (пунктирные линии на графике). Кинематическая вязкость масла Петрим меняется аналогично: увеличение показателя при 50°C составило около 4% (сплошная линия). Отсюда можно сделать вывод, что процесс «старения» масла МС-8П идет наиболее интенсивно. В частности, скорость изменения показателя кинематической вязкости в 2,8 раза выше, чем у масла Петрим.



1 – ГПА № 1 масло МС-8П; 2 – ГПА № 2 масло Петрим; 3 – ГПА № 3 масло Петрим

Рис. 1. Изменение кинематической вязкости при 50 °C при эксплуатации ГПА

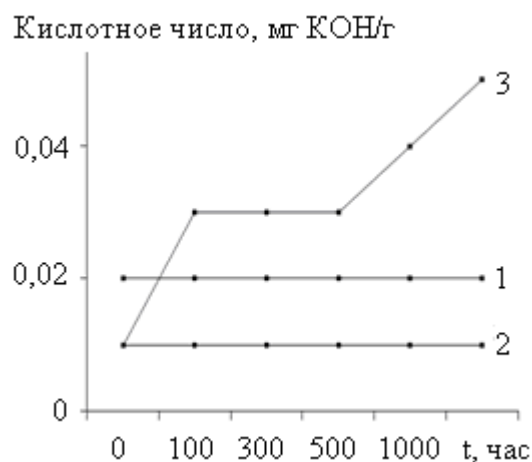


Рис. 2. Изменение кислотного числа

Изменений кислотного числа масла МС-8П и Петрим в ГПА № 1 и № 2 не выявлено. Кислотное число марки масла Петрим, используемого в ГПА № 3, значительно изменяется на начальной стадии (участок графика от 0 до 100 часов работы двигателя), затем стабилизируется (участок графика от 100 до 500 часов работы), затем вновь повышает свое значение (участок графика от 500 до 1500 часов работы). Конечное значение показателя в пять раз превышает начальное (см. рис. 2).

При эксплуатации ГПА № 1 и № 2 изменений температуры вспышки масел МС-8П и Петрим также не выявлено, а по ГПА № 3 увеличение составляет 32°C (рис. 3).

Спектральный анализ масел показал, что в процессе эксплуатации ГПА содержание железа и меди увеличивается в зависимости от количества часов работы.

Из графика (рис. 4) видно, что содержание железа и меди в масле Петрим не зависит от типа компрессора, меняется незначительно, конечные значения примерно одинаковы. В масле МС-8П увеличение содержания железа идет менее интенсивно и на момент окончания эксперимента содержание железа в нем было в среднем на 25% меньше, чем в масле Петрим. Содержание меди, наоборот, в масле МС-8П увеличивается более интенсивно и на момент окончания эксперимента в три раза превысило содержание меди в масле Петрим.

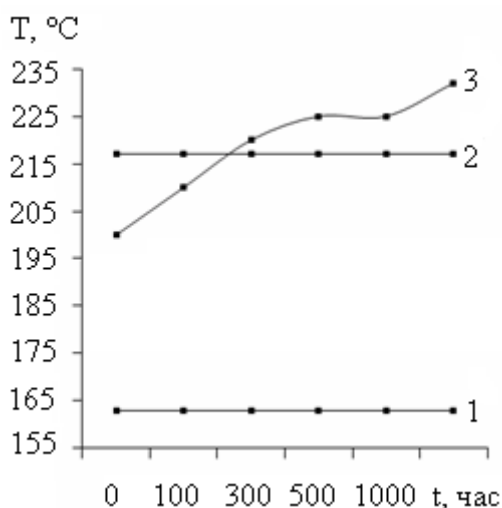


Рис. 3. Изменение температуры вспышки: 1 – ГПА № 1 масло МС-8П; 2 – ГПА № 2 масло Петрим; 3 – ГПА № 3 масло Петрим

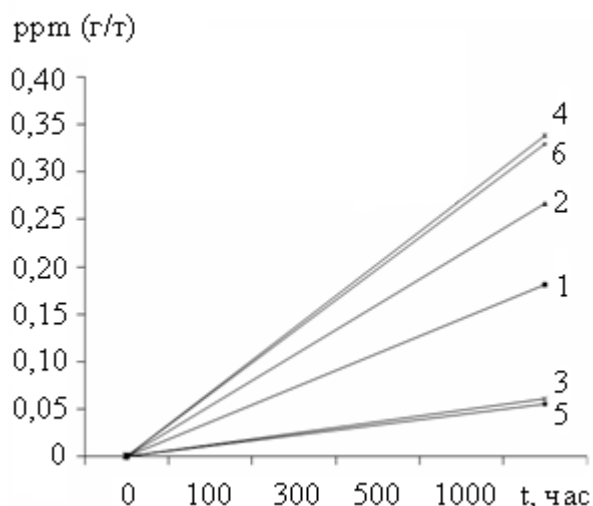


Рис. 4. Изменение содержания железа и меди при эксплуатации ГПА: 1, 3, 5 – с содержанием Cu; 2, 4, 6 – с содержанием Fe; 1, 2 – ГПА № 1 масло МС-8П; 3, 4 – ГПА № 2 масло Петрим; 5, 6 – ГПА № 3 масло Петрим

Полученные экспериментальные данные показывают, что оптимальным для ГПА № 1 и 2 является масло Петрим, менее подверженное изменению физико-химических свойств. Однако стоимость масла Петрим в 6,5 раз выше стоимости масла МС-8П (см. таблицу), поэтому целесообразно рассмотреть возможность добавления присадок, поддерживающих значения показателей качества масла МС-8П в процессе эксплуатации, близко к первоначальным значениям. Для ГПА № 3 целесообразно вести работу по подбору масла другой марки с дальнейшим изучением изменения его свойств в процессе эксплуатации ГПА.

На основании проведенных исследований можно сделать вывод, что изменение физико-химических свойств масел дает большой объем информации, необходимой для выбора смазочного материала ГПА.

#### Библиографический список

1. Щербакова, Н.В. Перекачивающие станции магистральных трубопроводов. Ч. 1 Торжок, 2000.
2. ГОСТ 33-2000 Нефтепродукты. Прозрачные и непрозрачные жидкости. Определение кинематической вязкости и расчет динамической вязкости.
3. ГОСТ 4333-87 Нефтепродукты. Методы определения температур вспышки и воспламенения в открытом тигле.
4. ГОСТ 5985-79 Нефтепродукты. Метод определения кислотности и кислотного числа.
5. ГОСТ 6356-75 Нефтепродукты. Метод определения температуры вспышки в закрытом тигле.

УДК 621.891

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

### **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ СОЕДИНЕНИЙ, НАГРУЖЕННЫХ ПОПЕРЕЧНОЙ СДВИГАЮЩЕЙ СИЛОЙ**

Коэффициент трения покоя в неподвижных соединениях зависит от давления, параметров шероховатости сопрягаемых поверхностей, направления следов обработки, твердости, сочетания материалов деталей. Отметим, что в настоящее время не существует аналитических зависимостей, учитывающих совместное влияние указанных факторов на прочность соединений на сдвиг [1]. В связи с этим ниже представлены результаты экспериментального исследования нагрузочной способности соединения плоских деталей.

В качестве образцов были использованы стальные цилиндры диаметром 16 мм и высотой 24 мм. Рабочими являлись плоские параллельные торцевые поверхности цилиндра с одинаковой шероховатостью. При этом указанные рабочие поверхности обрабатывали фрезерованием, круговым точением или шлифованием.

Отметим, что плоская малоразмерная круговая форма рабочей поверхности образца позволила исключить влияние волнистости поверхности и считать, что контурное давление равно номинальному; в то же время такие образцы соответствуют реальным изделиям: фланцевым соединениям уплотнительных устройств, стыкам деталей приборов, опорной поверхности гайки, шайбы и т.п.

Цилиндрический образец 3 устанавливали торцами между двумя стальными плитками 1 и 2 (с полированными рабочими поверхностями), которые закрепляли в захватах специального приспособления, размещенного на предметном столике пресса Бринелля (рис. 1а). Перед установкой сопрягаемые поверхности деталей очищали от жировых пленок промывкой в спирте. Было испытано три партии соединений. Характеристики образцов и стальных плиток показаны в таблице. Параметры шероховатости определяли с помощью профилометра модели 130 завода «Протон-МИЭТ».

Для определения нагрузочной способности соединений плоских деталей на сдвиг было использовано приспособление, общий вид которого показан на рис. 1б. Для создания нормальной силы, прижимающей цилиндрический образец к плиткам, использован нагружающий механизм пресса Бринелля; нагрузка от шпинделя пресса передается через шаровую опору 5, вертикальный шток и верхний захват 4 на исследуемое соединение.

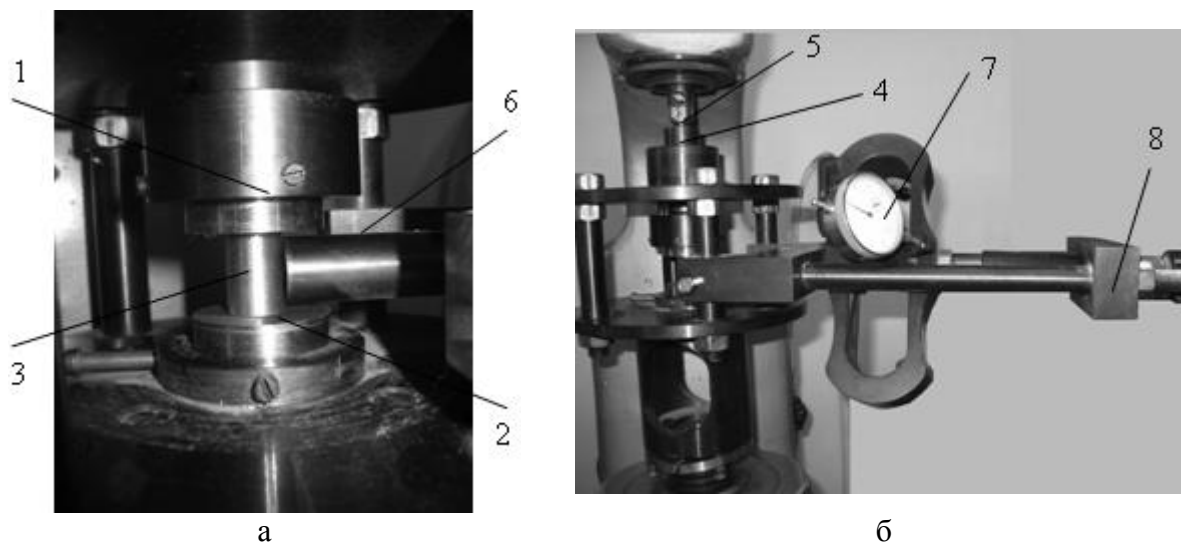


Рис. 1. Схемы испытуемого соединения (а) и экспериментальной установки (б):  
1 и 2 – опорные плитки; 3 – испытуемый образец; 4 – верхний захват; 5 – шаровая опора;  
6 – горизонтальный шток; 7 – индикатор; 8 – образцовый динамометр

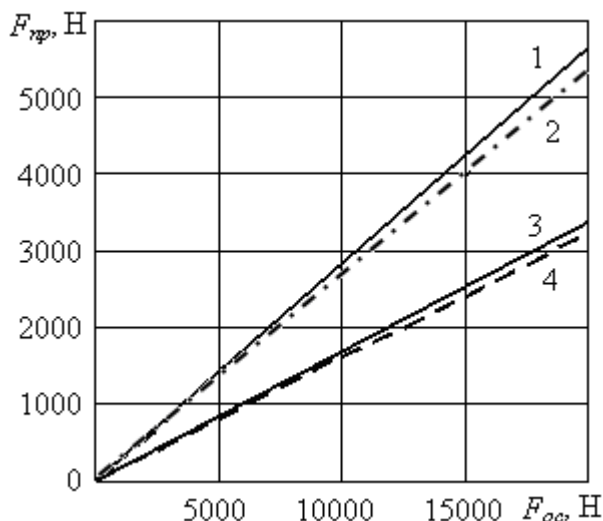
Таблица. Характеристики образцов и стальных плиток

Номер партии соединений	Цилиндрические образцы			Плитки
	Твердость НД, МПа	Вид обработки	Шероховатость Ra, мкм	Твердость НД, МПа
1	2700	Фрезерование	5	2700
2	2700	Круговое точение	2	2700
3	2700	Шлифование	0,9	2700

Сдвиг цилиндрического образца в горизонтальном направлении проводили с помощью винта. Сдвигающая сила передается от винта к цилиндрическому образцу через образцовый динамометр 8, снабженный индикатором 7 для фиксации нагрузки и горизонтальный шток 6. Отметим, что поскольку цилиндрический образец своими торцами взаимодействует с двумя полированными поверхностями плиток, то его относительный сдвиг происходит одновременно по двум плоскостям контакта. В связи с этим, показания индикатора равны удвоенной силе трения.

Испытания на сдвиг проводили при различных нагрузках (от 2452 до 19 620 Н), сжимающих стык деталей, что соответствовало средним давлениям (12–98) МПа. При этом для поверхностей образцов, обработанных шлифованием, испытание на сдвиг проводили как вдоль, так и поперек следов обработки. Силу трения покоя определяли как половину наибольшей сдвигающей силы, фиксируемой индикатором в момент начала сдвига цилиндрического образца. При каждом уровне нормального давления в стыке деталей было испытано по три образца. По результатам испытаний для каждой партии соединений строили (по методу наименьших квадратов) графики зависимостей сил трения покоя от нормальной силы, сжимающей стык деталей (рис. 2).

Зависимость коэффициента трения покоя в стыке деталей от среднего давления приведена на рис. 3; видно, что с ростом среднего давления величина коэффициента трения покоя вначале может уменьшаться, а затем остается приблизительно постоянной.



1 и 2 – фрезерование при сдвиге поверхностей поперек следов обработки и вдоль соответственно; 3 – круговое точение; 4 – шлифование

Рис. 2. Зависимость предельной силы сдвига покоя от осевой силы

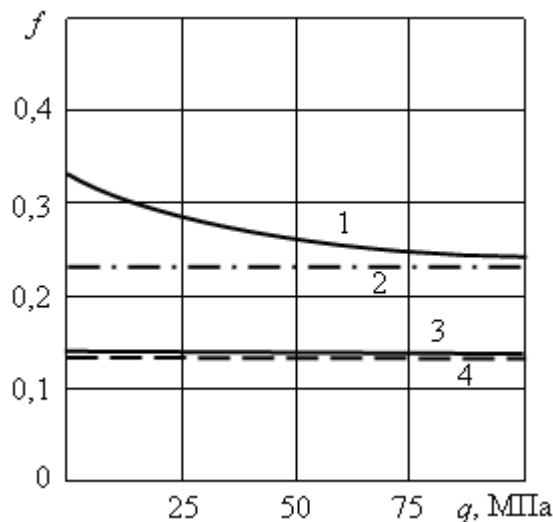


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения  $f$  от среднего давления  $q$

Отметим, что аналогичную, но только более ярко выраженную зависимость коэффициента трения покоя от среднего давления авторы наблюдали при экспериментальном исследовании нагрузочной способности соединений с натягом [2].

Указанный характер этой зависимости является следствием известной условности общепринятой методики экспериментального определения коэффициента трения [3]. Из формулы, по которой обычно определяют коэффициент трения покоя:

$$f = \frac{F_{np}}{F_{oc}},$$

следует, что при осевом усилии, сжимающем стык деталей, равным нулю ( $F_{oc} = 0$ ) усилие  $F_{np}$ , необходимое для взаимного смещения деталей, также должно быть равно нулю. Такое положение справедливо лишь для идеального случая, когда сопрягаемые поверхности являются идеально плоскими, а шероховатость на них отсутствует. В реальных соединениях даже при  $F_{oc} = 0$  усилие сдвига  $F_{np}$  будет отлично от нуля вследствие взаимодействия микронеровностей сопрягаемых поверхностей деталей. Как видно из рис. 3, указанное явление оказалось наиболее заметным при сдвиге поперек следов обработки деталей после фрезерования.

### Библиографический список

1. Крагельский, И.В. Трение, изнашивание и смазка: справочник в 2-х томах / И.В. Крагельский, В.В. Алисин. М.: Машиностроение, 1976. Т. 1. 400 с.; 1979. Т. 2. 358 с.
2. Дрозд, М.С. Обобщенный метод расчета нагрузочной способности соединений с натягом / М.С. Дрозд, М.М. Матлин // Вестник машиностроения. 1981. № 10. С. 12–15.
3. Копцев, С.М. Статическая прочность соединений с натягом / С.М. Копцев // Известия вузов. Машиностроение. 1972. № 3. С. 166–169.

УДК 621.891

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

### РЕОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАГНИТНЫХ МАСЕЛ

Одной из наиболее перспективных областей применения магнитных масел является использование их для смазки подшипников скольжения [1, 2]. В процессе эксплуатации подшипники скольжения с магнитной смазкой имеют ряд преимуществ по сравнению с трибосопряжениями, в которых используются традиционные смазки. В частности, при высоких нагрузках на традиционный подшипник или малых скоростях вращения вала толщина смазочной пленки недостаточна для разделения трущихся поверхностей, и граничное трение становится доминирующим [1, 2]. В этом режиме происходит износ поверхностей, и поэтому он менее предпочтителен, чем гидродинамический, но тем не менее избежать его не всегда удается. В подшипниках скольжения с магнитной смазкой (магнитожидкостных) содержится большое количество резервного масла и обеспечивается непрерывная регенерация его на фрикционном контакте [3, 4]. К тому же в подшипниках, заполненных немагнитным пластичным смазочным материалом, отсутствует механизм надежной подачи его в зону трения. В подшипниках с пористыми втулками для поступления масла из пор подшипник предварительно должен разогреться за счет фрикционного тепла, т.е. заведомо он не может работать с малым трением.

В то же время устойчивая работоспособность магнитожидкостных подшипников в большой мере определяется реологическими свойствами масел. Так, от вязкости масел при низких скоростях сдвига зависит количество масла, подаваемого по пленке в зону трения, а значит, режим трения. Вязкость при высоких скоростях сдвига определяет тепловой режим работы подшипника и несущую способность смазочного слоя.

Большое значение имеет температурная зависимость вязкости. Например, для тяжело нагруженных подшипников желательнее, чтобы вязкость слабо реагировала на температуру, а для слабо нагруженных высокоскоростных подшипников благоприятным является снижение вязкости масла при разогреве.



Покажем реологические свойства некоторых практически значимых магнитных масел. Кривые течения диэфирных магнитных масел М-1, М-1П и для сравнения вязкого кремнийорганического масла М-2, магнитных масел на основе динонилфталата М-3 и дибутилсебацата М-4 приведены на рис. 1. Кривые получены на ротационном вискозиметре МВР-Б при скорости сдвига от 4 до 2000  $\text{с}^{-1}$ , в диапазоне температур 20–100 $^{\circ}\text{C}$  и при наложении поперечного магнитного поля с индукцией 0,22 Тл.

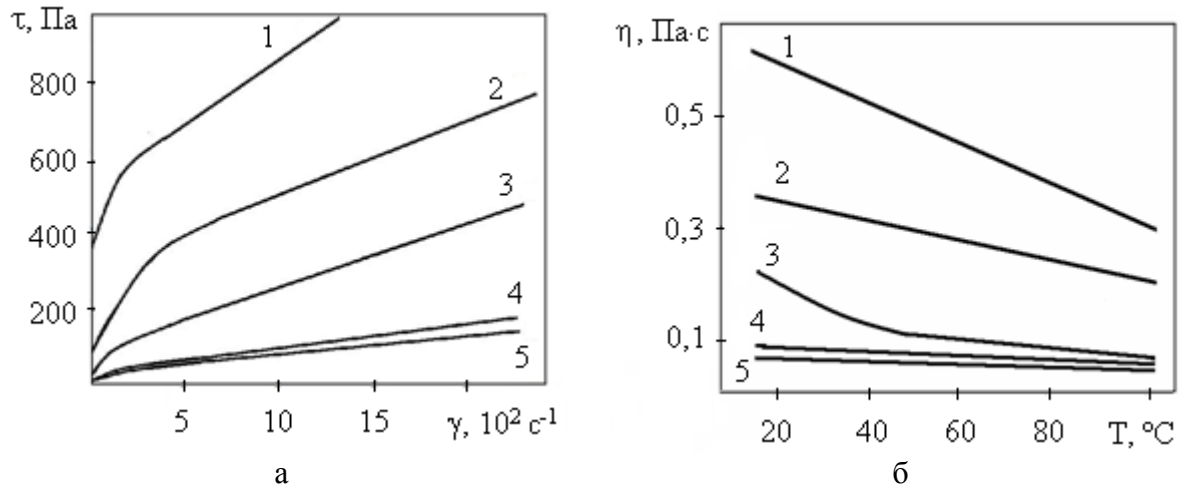


Рис. 1. Реологические свойства магнитных масел в зависимости от скорости сдвига (а) и температуры (б): 1 – М-2 (23 кА/м); 2 – М-1 (23 кА/м); 3 – М-3 (34 кА/м); 4 – М-1П (28 кА/м); 5 – М-4 (29 кА/м). В скобках приведена намагниченность масел

При небольших скоростях масла ведут себя как вязкопластические среды и хорошо описываются моделью Шведова – Бингама. Масла имеют предельное напряжение сдвига, значение которого тем меньше, чем более пологая зависимость напряжения сдвига от скорости сдвига или, что тоже самое, чем меньше вязкость дисперсионных сред масел.

С увеличением скорости сдвига линейная зависимость напряжения сдвига от скорости нарушается, пластическая вязкость масла имеет тенденцию к уменьшению. Это объясняется постепенным разрушением образованной дисперсными частицами структуры под действием сдвиговых напряжений.

По мере возрастания температуры магнитных масел их вязкость снижается в основном из-за соответствующей зависимости вязкости дисперсионных сред, хотя у последних они идут несколько круче. Маловязкие жидкости на основе диэфиров имеют более пологие вязкостно-температурные кривые, чем высоковязкие (диэфирное масло М-1П с полимерными оболочками на частицах и кремнийорганическое масло М-2).

Быстрый спад вязкости наблюдается у масла на основе динонилфталата М-3 при температуре менее 60 $^{\circ}\text{C}$ , что наиболее вероятно связано с термоактивированным процессом разрушения структуры масла. Этот же процесс сказывается и на температурной зависимости вязкости масла М-2, ко-

торая более крутая, чем у других масел, хотя для его дисперсионной среды вязкость от температуры изменяется существенно меньше.

Таким образом, в зависимости от требуемых реальных условий эксплуатации магнитожидкостного подшипника, можно провести оптимизацию физико-механических свойств группы магнитных масел. Дополнив базу данных по коллоидной устойчивости, испаряемости и термостабильности реологическими свойствами магнитных масел, можно разработать узел трения с наилучшими трибологическими характеристиками для решения конкретной технологической задачи.

#### **Библиографический список**

1. Фертман, В.Е. Магнитные жидкости: справочное пособие / В.Е. Фертман. Минск: Выш. шк., 1988. 184 с.
2. Орлов, Д.В. Магнитные жидкости в машиностроении / Д.В. Орлов и [др.]. М.: Машиностроение, 1993. 272 с.
3. Болотов, А.Н. Магнитное масло для узлов трения, работающих при граничной смазке / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2011. № 9. С. 27–32.
4. Bolotov, A.N. Magneto-liquid sliding bearings / A.N. Bolotov, V.V. Novikov, V.G. Pavlov // Friction and wear. 2004. V. 25. № 3. С. 286–291.

УДК 621.9 / 539.61

В.Р. Мухамадеев, М.Ш. Мигранов  
Уфимский государственный авиационный технический университет

### **ВЛИЯНИЕ МНОГОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ИЗНОС РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА**

Применение мехатронных систем, оснащенных высокоскоростными станками с числовым программным управлением (ЧПУ), и адаптивного управления (АдСУ) решает чрезвычайно важные задачи повышения производительности обработки и автоматизации индивидуального и мелкосерийного производства, широко распространенного в современном машиностроении. В то же время станки с ЧПУ и АдСУ, в частности токарной и фрезерной группы, отличаются значительной стоимостью, что обусловило высокие требования к научной обоснованности режимов эксплуатации этого оборудования. И, как следствие, их эффективное использование требует создания лезвийного инструмента с высокими режущими свойствами, разработки ускоренных способов оценки этих свойств, создания методик теоретического и экспериментального исследования процесса резания, имеющего место при высокоскоростной, многоинструментальной и многопереходной обработках сложно-профильных поверхностей деталей на станках с ЧПУ и АдСУ.

При этом для повышения эффективности лезвийной обработки и технологической надежности необходимо увеличивать разность между периодом стойкости инструмента и временем обработки, например, путем снижения требований к точности обработки, снижения режимов обработки, увеличения затрат на инструментальный материал (заменой инструмента в пределах одного прохода или операции), снижения интенсивности износа инструмента (применением прогрессивных смазочно-охлаждающих технологических сред и многофункциональных износостойких покрытий), активного управления по физическим параметрам (стабилизацией температурного режима на оптимальном уровне).

Только два последних способа наиболее приемлемы, так как снижение режимов резания приводит к увеличению периода стойкости только на участке монотонной зависимости стойкости от скорости. Для жаропрочных материалов характерна немонотонная связь скорости резания и стойкости [1], и снижение скорости ниже определенного уровня не сопровождается ростом стойкости. Увеличение числа замен инструмента ограничено на получистовых и чистовых операциях требованиями высокого качества поверхности и приповерхностного слоя, из-за чего нельзя заменить инструмент до конца прохода. Снижение требований к точности, выражающееся в увеличении допусков на размеры изготавливаемых деталей, возможно, если предположить селективную сборку узлов машины, как это имеет место в производстве подшипников качения, но это противоречит условиям сохранения «весовой» точности.

Режущие инструменты работают в условиях воздействия сложного комплекса факторов, например, высоких контактных напряжений и температур, а также в условиях протекания физико-химических процессов. При этом контактные площадки инструмента интенсивно изнашиваются в условиях абразивного воздействия инструментального материала, адгезивно-усталостных, коррозионно-окислительных и диффузионных явлений. Работоспособность инструмента может быть повышена за счет такого изменения поверхностных свойств, при которых контактные площадки режущего клина будут наиболее эффективно сопротивляться вышесказанным видам изнашивания и явлениям 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 [2]. 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 очень большое внимание уделяется многокомпонентным и многослойным покрытиям.

В данной работе приведены результаты экспериментальных исследований закономерностей влияния на износостойкость инструментального

материала с многослойными покрытиями, во-первых, химического состава и кристаллохимического строения, во-вторых, технологии получения этих покрытий, в-третьих, лезвийной обработки различных материалов в широком диапазоне изменения элементов режима резания.

Стойкостные и температурные испытания проводили на универсальном токарном станке нормальной жесткости I6K20, оборудованном тиристорным преобразователем для бесступенчатого регулирования частоты вращения.

Для экспериментальных исследований при точении использовались заготовки из стали 40X из одной партии материалов. При точении использовались заготовки диаметром 70–120 мм и длиной 300–400 мм, предварительно обточенные и зацентрованные с обеих сторон. Заготовки зажимали в самоцентрирующемся трехкулачковом патроне с изоляционными прокладками и поджимали вращающимся центром, установленном в пиноли задней бабки станка. Точение проводилось резцами со сменными четырехгранными твердосплавными пластинами BK8 с нанесенными на них покрытиями: TiN; N + TiN; TiCr; (AlTi)N; (TiAl)N; (TiAlCr)N.

Большинство экспериментальных данных по износу и стойкости режущих инструментов получены путем непосредственного наблюдения и измерения зон износа на резце. При этом, как показали предварительные эксперименты и анализ литературных данных [3], в условиях чистового и получистового резания определяющим элементом износа инструмента является фаска износа по его задней поверхности. Анализ профиля износа задней поверхности, выполненный в исследовании [4], показал, что наименьшей изменчивостью результатов измерения износа характеризуется средний износ задней поверхности вдоль главной режущей кромки. Этот параметр при постоянных значениях переднего и заднего углов режущего клина отражает размерную износостойкость инструмента. Исходя из вышеизложенного, в качестве исследуемого параметра износа инструмента использовалась средняя ширина фаски износа задней поверхности (без учета выемок). Ширину  $h_3$  фаски износа инструмента по задней поверхности измеряли с помощью отсчетного микроскопа МИР-2М с насадкой МОВ-15 точностью отсчета до 0,002 мм. Для обеспечения достоверности результатов эксперимента, согласно рекомендациям [4], измерения повторялись 4–5 раз при отклонениях не более 8%.

В результате экспериментальных исследований можно сделать следующие выводы:

применение покрытий существенно снижает прочность на срез адгезионных связей практически во всем диапазоне температур контакта;

износостойкость твердосплавных пластин с покрытиями при точении в сравнении с основой в исследуемом диапазоне режимов обработки выросла в среднем на 15–25% (рисунок);

покрытие неоднозначно изменяет напряженность режущей части инструмента. Снижаются максимальные значения касательных напряжений на контактной площадке передней поверхности, нормальные напряжения изменяются в зависимости от отношения нормальной силы к площадке контакта;

покрытие существенно снижает параметры нароста и диапазон скоростей резания, при которых формируется нарост;

многослойные покрытия оказывают существенное влияние на перераспределение теплового потока в зоне контакта, в частности, увеличивается количество тепла, отводимого стружкой, уменьшаются тепловые потоки в деталь и инструмент, и как следствие, приводит к смещению износоустойчивости режущего инструмента в зоне приработочного износа.

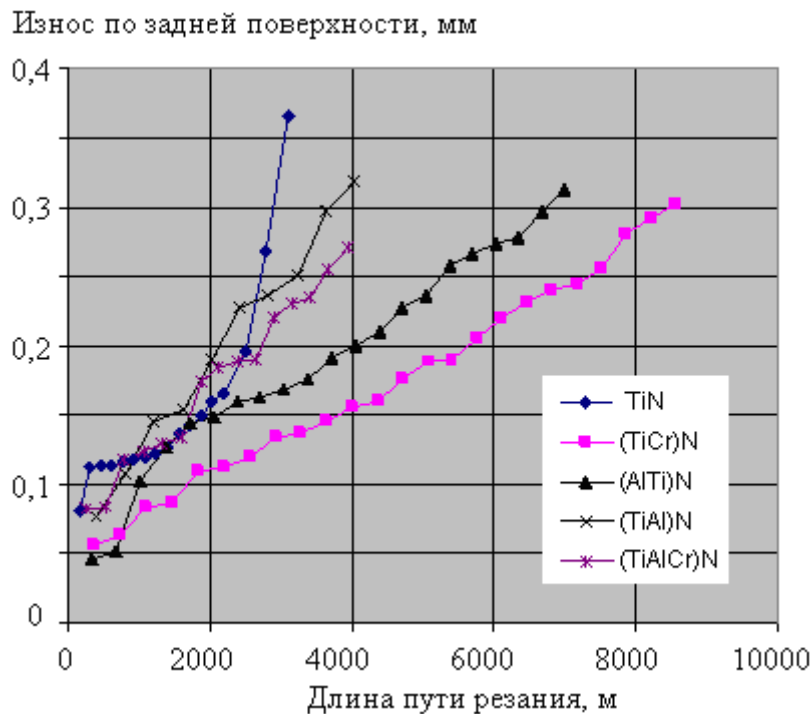


Рисунок. Зависимость износа инструмента с различными покрытиями от длины пути резания

### Библиографический список

1. Макаров, А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
2. Верещака, А.С. Резание материалов: термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании / А.С. Верещака, С.А. Васин, В.С. Кушнер. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.
3. Макаров, А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1966. 264 с.
4. Макаров, А.Д. Износ твердосплавного инструмента при резании жаропрочных сплавов / А.Д. Макаров, В.С. Мухин, Н.В. Воронин // Станки и инструмент. 1974. № 2. С. 26–28.

УДК 621.891

М.В. Васильев

Тверской государственной технической университет

### ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СОСТАВЛЯЮЩИХ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ПРИ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОМ КОНТАКТЕ

Законы трения в настоящее время объясняются молекулярно-механической теорией, согласно которой трение имеет двойственную природу. В общем виде элементарная фрикционная связь с точки зрения механики сочетает в себе совокупность двух процессов, один из которых – деформация поверхностных слоев материала, а второй – разрушение срезом адгезионной связи. Несмотря на то что каждый из этих процессов следует своим законам, они описываются в единых терминах – напряжениях и деформациях, возникают одновременно и в одном и том же теле, что предполагает их взаимное влияние. Стоит отметить, что исследователи не пришли к единому мнению относительно влияния на коэффициент трения его составляющих.

Традиционно, применительно к процессам трения рассматривают внедрение единичной неровности в полупространство. Согласно [1], в момент перехода от неподвижного состояния к скольжению в случае пластического контакта площадь фактического касания практически не изменяется, а происходит лишь ее перераспределение на контактирующих поверхностях. Этот процесс сопровождается изменением сближения между контактирующими телами (рис. 1). Из геометрических соображений следует, что величина заглубления единичного индентора при скольжении  $h_{ск}$  составляет [1]:

$$h_{ск} = 2 \cdot h_{ст} \cdot \sqrt{1 + f^2}, \quad (1)$$

где  $f$  – коэффициент трения.

Множество исследователей сходятся во мнении, что деформационная составляющая коэффициента трения  $f_d$  является функцией относительного внедрения:

$$f_d = k \sqrt{\frac{h_{ск}}{R}}, \quad (2)$$

где  $k = 0,7$  для цилиндрической неровности [2],  $k = 0,55$  для неровности сферической формы [1–3];  $R$  – радиус неровности.

Вместе с тем существуют разные взгляды на расчет суммарного коэффициента трения.

Основываясь на экспериментальных данных, в первом приближении И.В. Крагельский рассматривает коэффициент трения как сумму двух его составляющих [3]:

$$f = f_a + f_d. \quad (3)$$

Рассматривая единичную цилиндрическую неровность, в работе [2] получено:

$$f = \frac{f_a + f_d}{1 - f_a \cdot f_d}. \quad (4)$$

И.Г. Горячевой и М.Н. Добычиним получена зависимость [4]

$$f = f_d + f_a \cdot (f_a \cdot f_d + 1). \quad (5)$$

Рассмотрим проблему в рамках упругопластического контакта с помощью средств численного моделирования.

Предварительные вычисления показали, что полноценно изучить данный вопрос с необходимой точностью возможно при решении двухмерной задачи, поэтому была разработана двухмерная модель с вдавливанием и последующим сдвигом абсолютно жесткого цилиндра в полупространство из реального материала. Описание используемых в расчетной модели методов решения и моделей материалов приведено в [5].

Уже при проверке адекватности расчетной модели стало очевидно, что неровность движется в соответствии с описанием Н.М. Михина: происходит перераспределение площади контакта и заглабление (рис. 1).

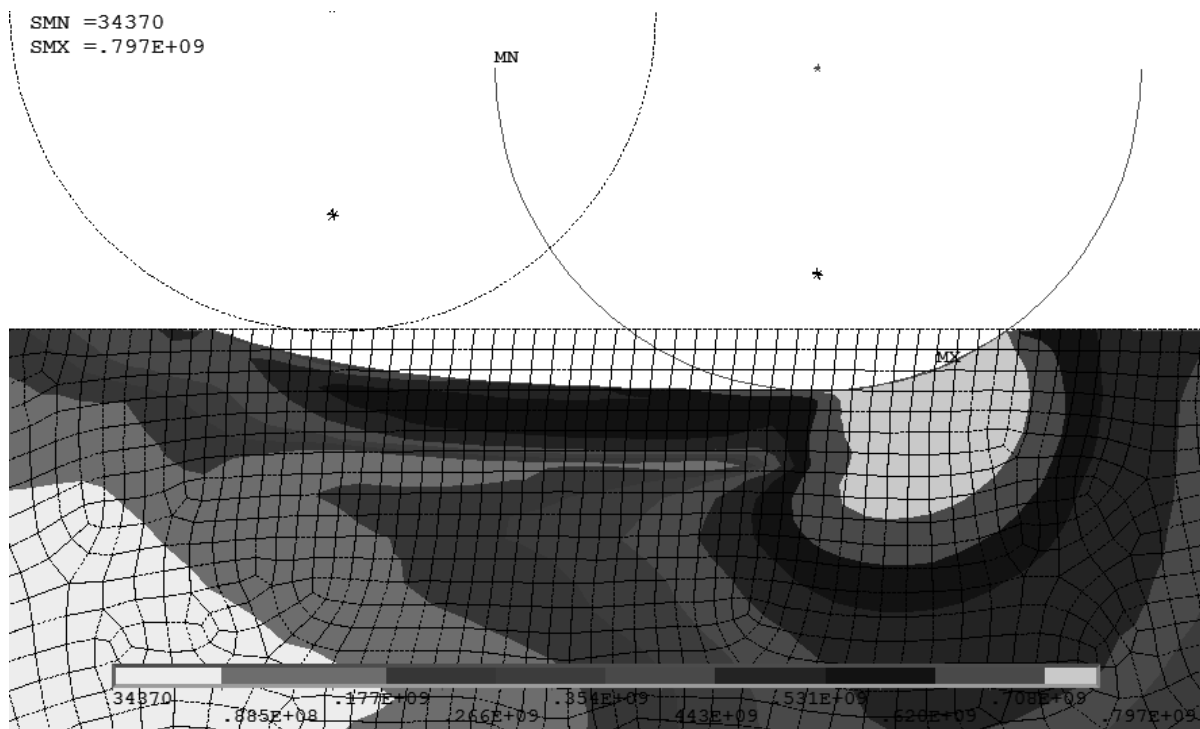


Рис. 1. Распределение эквивалентных напряжений при сдвиге

Также не вызывает сомнения определение деформационной составляющей: расхождения со значениями, полученными по (2) оказались ничтожными.

Однако дальнейшие расчеты методом конечных элементов (МКЭ) показали, что заглабление неровности всегда больше теоретического, рас-

считанного по (1). Вероятно, имеющееся расхождение расчетов с теорией вызвано неравномерным распределением контактных давлений при сдвиге.

Для оценки влияния на коэффициент трения его составляющих была проведена серия расчетов по вдавливанию цилиндра с последующим сдвигом. Все расчеты были проведены для материалов сталь 45, сталь У12 и сталь 40Х, для трех разных значений первоначального внедрения в диапазоне  $h_{ст}/R \leq 0,1$  и для семи разных значений адгезионной составляющей коэффициента трения в диапазоне  $0 \leq f_a \leq 0,3$ .

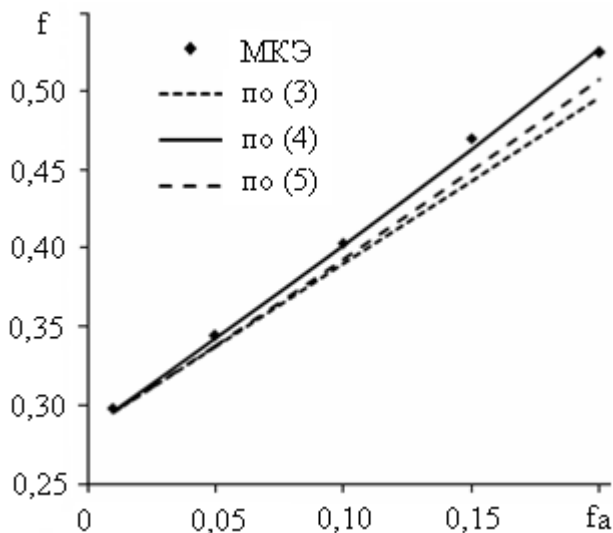


Рис. 2. Сравнение зависимостей коэффициента трения от изменения его адгезионной составляющей по результатам одной серии расчетов (материал – сталь У12, первоначальное внедрение –  $h_{ст}/R = 0,08$ )

В результате, рассчитанные значения коэффициента трения оказывались всегда выше суммы двух его составляющих. Дальнейший анализ полученных результатов показал высокую сходимость с формулой (4) (рис. 2).

Очевидно, что при малых значениях  $f_a$  и  $f_d$  выражение (4) преобразуется в (3). Вместе с тем, нельзя отрицать существование материалов и условий нагружения, при которых значения составляющих коэффициента трения достигают высоких значений, и в таких случаях пренебрежение знаменателем в (4) приведет к ощутимой погрешности расчетов.

#### Библиографический список

1. Михин, Н.М. Внешнее трение твердых тел / Н.М. Михин. М.: Наука, 1977. 221 с.
2. Демкин, Н.Б. Физические основы трения и износа машин / Н.Б. Демкин. Калинин: Калининский ордена Трудового Красного Знамени политехнический институт, 1981. 116 с.
3. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / В.И. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
4. Горячева, И.Г. Итоги развития молекулярно-механической теории трения / И.Г. Горячева, М.Н. Добычин // Трение и износ. 2008. Т. 29. № 4. С. 327–337.
5. Болотов, А.Н. Исследование упругопластических контактных деформаций металлов применительно к процессам фрикционного взаимодействия / А.Н. Болотов, О.В. Сулягин, М.В. Васильев // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2011. Т. 13. № 4(3). С. 977–981.



УДК 531.43

В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, М.П. Вильмс  
Тверской государственной технической университет**ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕНИЯ МЕТАЛЛОВ НА МИКРОСТРУКТУРНОМ  
УРОВНЕ В УСЛОВИЯХ ГРАНИЧНОЙ СМАЗКИ**

Данная работа является продолжением исследований процессов трения на микроструктурном уровне, описанных в [1]. Цель исследований – изучение влияния адсорбированных на поверхности металла молекул поверхностно-активных веществ (ПАВ) на коэффициент трения на микроструктурном уровне (в масштабах единичной площадки фактического контакта неровностей контактирующих шероховатых поверхностей).

Для определения триботехнических характеристик использовали микротрибометр [2]. Конструкция микротрибометра позволяет проводить измерения коэффициента трения по схеме шар – плоскость: индентор сферической формы с малым радиусом закругления контактирует с плоским образцом. Использовался стальной индентор радиусом кривизны 0,5 мм. Контртелом во всех экспериментах служила полированная стальная плоская поверхность 13–14 класса шероховатости.

Коэффициент трения определяли при нормальных нагрузках  $N$  на индентор от 0,5 до 5 мН, создаваемых разновесами массой от 50 до 500 мг. При таких нагрузках диаметр пятна контакта составляет порядка  $1 \div 3$  мкм, что соответствует по порядку величины среднему диаметру единичного пятна контакта шероховатых поверхностей.

Контактирующие поверхности перед нанесением граничного слоя ПАВ очищали по методу Ахматова [3] протиранием порошком активированного угля с помощью хлопчатобумажной ткани. Такой способ не гарантирует полного удаления всех адсорбированных молекул с поверхности испытываемых образцов, о чем говорит величина коэффициента трения  $\approx 0,4$ , тем не менее он обеспечивает воспроизводимость исходного состояния поверхности перед нанесением слоя смазочного материала.

Для создания граничного слоя использовали две высшие жирные кислоты: насыщенную капроновую и ненасыщенную рицинолевую (рис. 1).

Капроновая кислота  $\text{CH}_3(\text{CH}_2)_4\text{COOH}$  – самая

низкомолекулярная из высших жирных кислот, имеет классическую конфигурацию молекулы в виде относительно короткой линейной углеродной цепочки с карбоксильной группой на конце. Согласно этой схеме, длина молекулы капроновой кислоты составляет примерно 1 нм [3].

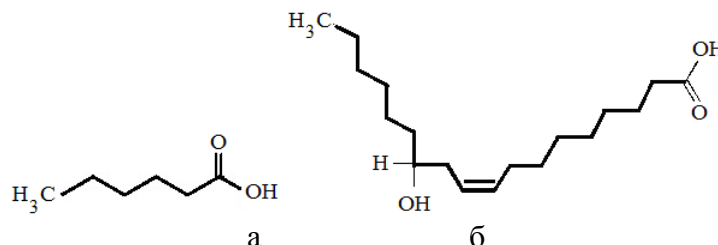


Рис. 1. Схема молекул капроновой (а) и рицинолевой (б) кислот

Рицинолевая кислота  $\text{CH}_3(\text{CH}_2)_5\text{CH}(\text{OH})\text{CH}_2\text{OH}=\text{CH}(\text{CH}_2)_7\text{COOH}$  – основной компонент касторового масла (до 90%), содержит кроме карбоксильной группы гидроксильную и одну двойную связь примерно в середине молекулы. В соответствие со схемой (рис. 1), молекула рицинолевой кислоты имеет общую длину немного меньше 2,5 нм. Молекулы рицинолевой кислоты обладают высоким сродством к металлическим поверхностям.

Для исследования влияния количества адсорбированных молекул на фрикционные характеристики использовались растворы различной концентрации капроновой и рицинолевой кислот в толуоле.

Тонкая пленка кислоты наносилась на поверхность стального образца методом сливания растворов [3]. Стальная пластинка вертикально погружалась в сосуд с раствором исследуемой кислоты в толуоле. При извлечении пластинки в результате стекания раствора и испарения летучего растворителя на ее поверхности образуется тонкий граничный слой молекул кислоты. Равномерное извлечение образца обеспечивает равномерное нанесение вещества на поверхность.

Результаты экспериментальных исследований приведены на рис. 2.

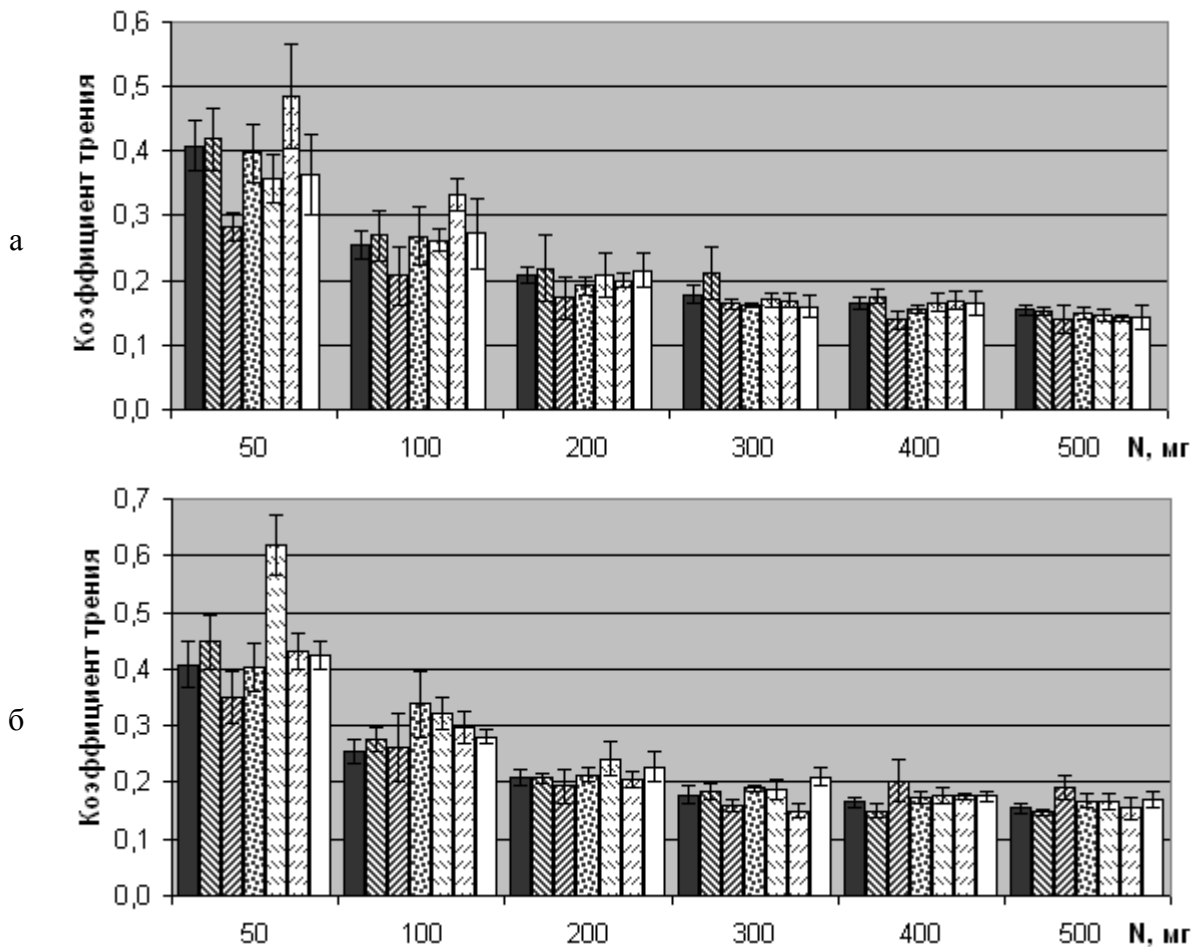


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения от нагрузки при наличии на поверхности адсорбированных молекул капроновой (а) и рицинолевой (б) кислот:

■ ▨ ▩ ▪ ▫ ▬ □ – без смазки;  $C = 10^{-4}$ ;  $1,3 \cdot 10^{-4}$ ;  $1,4 \cdot 10^{-4}$ ;  $1,7 \cdot 10^{-4}$ ;  $2,5 \cdot 10^{-4}$ ;  $5,0 \cdot 10^{-4}$

Зависимость коэффициента трения от нагрузки на индентор представлена на рис. 2 для различных объемных концентраций  $C$  исследованных кислот в растворителе. Как и следовало ожидать, с ростом нагрузки коэффициент трения убывает, практически стабилизируясь на уровне  $0,15 \div 0,20$  при нагрузках более 300 мг.

Если зависимость коэффициента трения от нагрузки носит вполне ожидаемый, хорошо известный по многочисленным экспериментам характер, то зависимость коэффициента трения от концентрации жирных кислот в растворителе нуждается в обсуждении. Из рис. 2 следует, что эта зависимость немонотонная, причем немонотонность особенно заметна при малых нагрузках на индентор. Для большей наглядности на рис. 3 представлены те же экспериментальные данные, но в виде зависимости коэффициента трения от концентрации жирных кислот в растворителе при постоянной нагрузке на индентор.

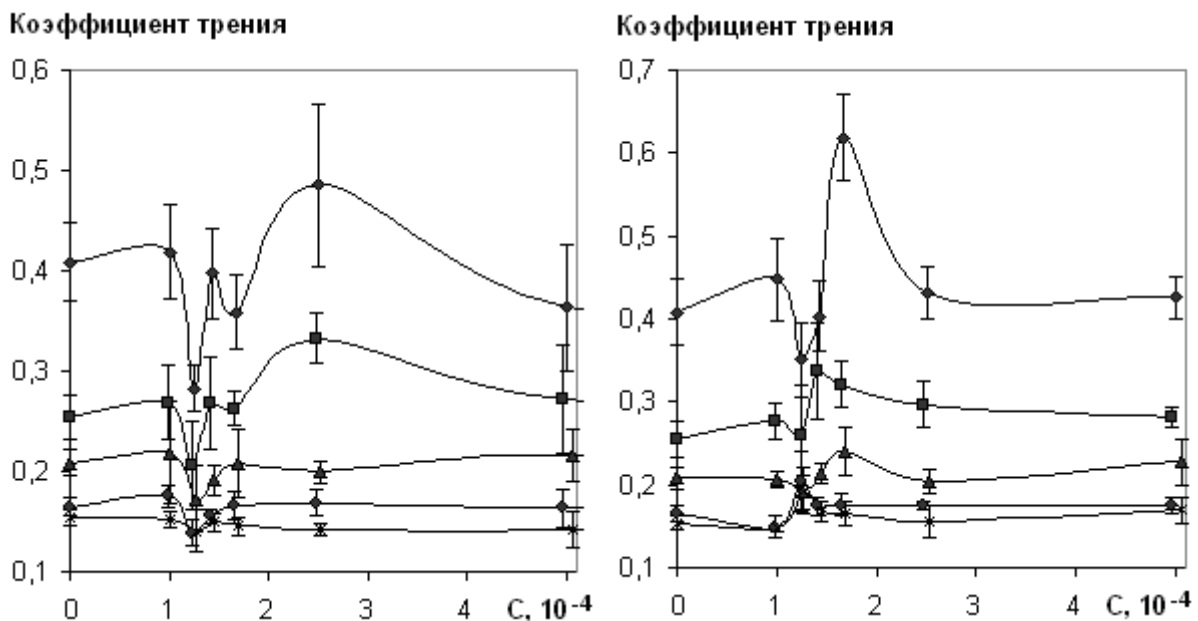


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения от концентрации капроновой (а) и рицинолевой (б) кислот в толуоле: —◆— 50 мг; —■— 100 мг; —▲— 200 мг; —●— 400 мг; —\*— 500 мг

Из рис. 3 следует, что присутствие на поверхности металла адсорбированных молекул жирных кислот может не только снижать коэффициент трения по сравнению с очищенной поверхностью, но, как это ни парадоксально, и повышать его. Этот эффект особенно заметен при малых нагрузках на индентор, и более выражен для молекул рицинолевой кислоты, чем для молекул капроновой. Аналогичный эффект обнаружен при трении стекла по стеклу при наличии на поверхности адсорбированных молекул пальмитиновой кислоты [4], причем примерно при тех же значениях концентрации, что и в наших экспериментах. Следуя Б.В. Дерягину, зависимости, представленные на рис. 3, можно объяснить следующим образом. При

очень малых концентрациях кислоты в растворе мы получаем очень малую степень заполнения адсорбционного слоя, молекулы не образуют сплошной пленки и могут перемещаться по поверхности металла подобно двумерному газу. Кроме молекул кислоты, на поверхности металла могут адсорбироваться молекулы растворителя, но они не обладают эффективным экранирующим действием, поэтому коэффициент трения практически не отличается от значений для очищенных поверхностей. С ростом концентрации кислоты в растворе степень заполнения адсорбированного слоя увеличивается, молекулы кислоты при этом располагаются параллельно поверхности адсорбента, снижая коэффициент трения по сравнению со значениями для очищенных поверхностей. При дальнейшем увеличении концентрации кислоты часть ее молекул вынуждена располагаться перпендикулярно поверхности, адсорбированный слой как бы становится шероховатым, и коэффициент трения увеличивается. При достаточно больших концентрациях кислоты заполнение адсорбированного слоя становится полным, все молекулы располагаются перпендикулярно поверхности и адсорбированный слой приобретает характерный вид «щетки», многократно описанный в литературе. Коэффициент трения снижается и перестает зависеть от концентрации кислоты. Боуден и Тейбор [5] также отмечают, что при очень малых нагрузках коэффициент трения медных поверхностей, смазанных лауриновой и монтановой (октакозановой) кислотами, выше, чем несмазанных поверхностей. Они объясняют это тем, что при малых нагрузках трение обусловлено не взаимодействием твердых поверхностей, а процессами в самой углеводородной пленке. С ростом нагрузки во взаимодействие через смазочную пленку вступают неровности поверхностей. Таким образом, этот вопрос нуждается в более детальном исследовании.

#### Библиографический список

1. Измайлов, В.В. Исследование трения металлов и неметаллов на микроструктурном уровне / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, М.П. Вильмс // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2011. С. 38–46.
2. 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.
3. Ахматов, А.С. Молекулярная физика граничного трения / А.С. Ахматов. М.: Физматгиз. 1963. 472 с.
4. Дерягин, Б.В. Что такое трение / Б.В. Дерягин. М.: Изд-во академии наук. 1963. 232 с.
5. Боуден, Ф.П. Граничное трение смазанных металлов / Ф.П. Боуден, Д. Тейбор // Трение и граничная смазка: сб. статей под ред. И.В. Крагельского. М.: Изд. иностранной литературы, 1953. С. 144–165.

УДК 621.913

Э.В. Клюйко

Тверской государственной технической университет

### ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ НА МЕТАЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ

Производительность формообразования характеризует быстроту увеличения площади  $\sigma_\phi$  обработанной резанием поверхности изделия; она измеряется величиной этой площади в единицу времени  $t$ . Различают среднюю производительность формообразования  $Q_{\phi c} = \sigma_\phi / t$  и текущую, изменяющуюся во времени  $Q_\phi = d\sigma_\phi / dt$ . Если относительные движения инструмента и обрабатываемой детали равномерные, что имеет место в большинстве случаев, то  $Q_\phi = Q_{\phi c}$ .

Несмотря на то, что понятие «производительность формообразования» известно давно, его общее аналитическое выражение и применимость для реальных способов металлообработки практически отсутствует. В работе [1] указывается, что этот показатель удобен для оценки станков общего назначения, используемых для выполнения отделочных работ, однако конкретных данных об этом не приводится. В работе [2] дается обобщенная формула и пример для определения производительности формообразования.

В данной работе предлагаются новые расчетные формулы для определения  $Q_\phi$ . Они предназначены для сравнительной оценки различных способов (не только отделочных), применяемых для обработки одинаковых по форме и размерам поверхностей изделий. Известно, что при обработке различными способами одной и той же по форме и размерам поверхности, ее параметрическое уравнение имеет различные аналитические описания, отражающие отличия в этих способах, выражающиеся в разной ориентации и формах координатных (производящих) линий поверхности [3]. Радиус-вектор  $\mathbf{r}(u, v)$  поверхности формируемой при резании имеет следующий параметрический вид:

$$\mathbf{r}(u, v) = x(u, v) \cdot \mathbf{i} + y(u, v) \cdot \mathbf{j} + z(u, v) \cdot \mathbf{k} = \{x(u, v); y(u, v); z(u, v)\}. \quad (1)$$

Здесь  $x(u, v)$ ,  $y(u, v)$ ,  $z(u, v)$  – прямолинейные координаты точек  $M_j$  поверхности, выраженные через параметры  $(u, v)$  движений, участвующих в формообразовании. В качестве  $(u, v)$  обычно выбирают углы поворота, линейные перемещения и положения подвижных звеньев. При обработке способами копирования [3] параметр  $u$  характеризует положение точки формообразующего контакта на режущей кромке инструмента. Параметры  $(u, v)$  взаимнонезависимые, с разным отсчетом времени, т.е.  $u = f(t)$ ,

$v = f(\tau)$ , где  $\tau$  и  $t$  - предполагаются независимыми друг от друга, т.к. источниками движения для соответствующих параметров должны быть разные приводные устройства.

Методы определения поверхности (1) известны давно, наиболее универсальными среди них являются приемы, основанные на векторных и матричных преобразованиях [2, 5]. По полученному таким образом уравнению (1) и границам изменения параметров  $u_1 \leq u_j \leq u_2, v_1 \leq v_j \leq v_2$  по известному из дифференциальной геометрии [5] уравнению двукратным интегрированием определяют площадь  $\sigma_\phi$  поверхности формообразования:

$$\sigma_\phi = \int_{u_2}^{u_1} du \int_{v_2}^{v_1} N dv = \int_{v_1}^{v_2} dv \int_{u_1}^{u_2} N du. \quad (2)$$

Здесь  $N$  – модуль вектора нормали в точках области  $\sigma_\phi$ ,  $N = \sqrt{EG - F^2}$ ,  $E, G, F$  – коэффициенты первой квадратичной формы поверхности,  $E = (dr/du)^2 = x_u^2 + y_u^2 + z_u^2$ ,  $G = (dr/dv)^2 = x_v^2 + y_v^2 + z_v^2$ ,  $F = x_u x_v + y_u y_v + z_u z_v$ , где  $x_u, y_u, \dots, y_v, z_v$  – производные от координат  $x, y, z$  радиус-вектора, взятые соответственно по  $u$  или  $v$ . В первой части формулы (2) при первом интегрировании в модуле нормали параметр  $u$  принимают постоянным, а  $v$  – переменным, а при втором – наоборот.

Представляя  $Q_\phi = d\sigma_\phi/dt$  в виде двух равносильных соотношений  $(d\sigma_\phi/du)(du/dt) = (d\sigma_\phi/dv)(dv/dt)$ , подставляя в них соответствующие выражения  $\sigma_\phi$  из (2) и беря производные по  $t$ , получим два варианта возможных формул производительности формообразования:

$$Q_\phi = \frac{dv}{dt} \int_{u_2}^{u_1} N du = \frac{du}{dt} \int_{v_1}^{v_2} N dv. \quad (3)$$

Здесь производные  $dv/dt$  и  $du/dt$  являются скоростями соответствующих формообразующих движений, т.е. либо скоростями резания, либо подачами. Первый вариант имеет место при врезном точении, когда одна из производящих формируется переносом формы режущей кромки на поверхность детали (копирование), а вторая создается скоростью резания. Второй вариант производящих в виде рабочих подач характерен для всех остальных способов формообразования, в которых оба семейства производящих (координатных линий) создаются кинематическим путем [3]. Если формообразующие движения равномерные, то можно не прибегать к формуле (3), а получить выражение производительности  $Q_\phi$  непосредственным дифференцированием (2).

Определим производительность формообразования при поперечном тангенциальном точении цилиндрической поверхности (рис. 1) резцом 1 с режущей кромкой длиной  $L$ , расположенной под углом  $\lambda$  к оси вращения  $OZ$  обрабатываемой детали 2; радиус обработанной поверхности  $R$ . Уравнение радиуса-вектора (1) получено в [3], оно имеет вид:

$\mathbf{r}(u, v) = \{R \sin v; -R \cos v; u \cos \lambda\}$ . Здесь параметры  $v$  и  $u$  – угол поворота детали и текущая длина врезаемой в металл режущей кромки соответственно,  $0 \leq u \leq L$ . Для определения площади  $\sigma_\phi$  вычисляем квадратичные коэффициенты:  $E = (dr/du)^2 = \cos^2 \lambda$ ,  $G = (dr/dv)^2 = R^2$ ,  $F = 0$ ,  $N = \sqrt{EG - F^2} = R \cos \lambda$ .

Подставляя значения коэффициентов в (2), получим:

$$\sigma_\phi = \int_0^L du \int_0^{2\pi} R \cos \lambda \cdot dv = \int_0^L (2\pi R \cos \lambda) du = 2\pi R L \cos \lambda.$$

Для определения производительности  $Q_\phi$  применим вторую формулу (3), т.к. при обработке копирование отсутствует (рис. 1), т.е. обе производящие (образующая и направляющая) получают кинематическим путем:

$$Q_\phi = \frac{du}{dt} \int_0^{2\pi} R \cos \lambda \cdot dv = \frac{du}{dt} 2\pi R \cos \lambda.$$

Здесь параметр  $u$  связан с перемещением в направлении  $\Pi_2$  по координате  $x$  соотношением  $u = x / \sin \lambda$ , поэтому  $du/dt = (dx/dt) / \sin \lambda = S_{non} / \sin \lambda$ , где  $S_{non}$  – поперечная подача, мм/мин. Подставляя это выражение вместо  $du/dt$ , окончательно получим  $Q_\phi = 2\pi R S_{non} \operatorname{ctg} \lambda$ . Этот же результат будет при непосредственном дифференцировании  $\sigma_\phi$ , т.к. вращение детали и подача резца – равномерные движения.

Рассмотрим еще пример из работы [2]. Необходимо определить  $Q_\phi$  при шлифовании линейчатой поверхности детали цилиндрическим шлифкругом (рис. 2). Продольный контур поверхности задан уравнением  $y = f(x)$ . Схема формообразования соответствует касательному копированию, т.к. продольный контур получается с огибанием (касанием), а прямолинейный поперечный профиль формируется копированием прямолинейных образующих  $M_1, M_2$  шлифкруга.

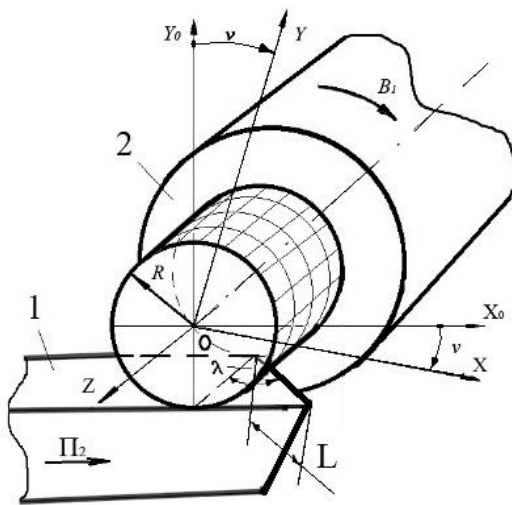


Рис. 1. Поперечное точение цилиндрической поверхности с тангенциальной подачей резца

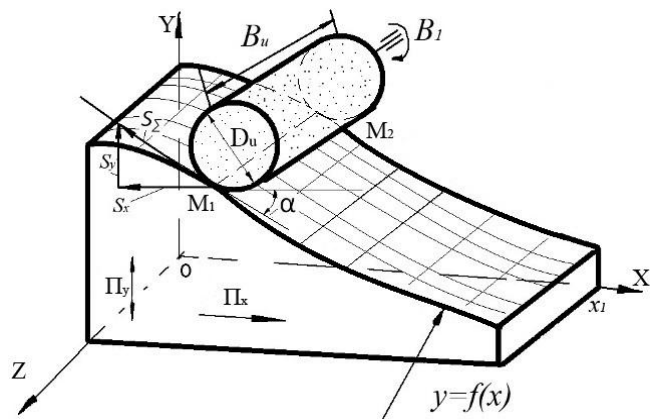


Рис. 2. Шлифование линейчатой поверхности цилиндрическим шлифкругом

Считая продольный контур  $y = f(x)$  положим, (текущие радиусы кривизны  $\rho_j$  во всех точках контура должны значительно превышать радиус  $R_u$  шлифкруга, т.е.  $\rho_j \gg R_u$ ), можно пренебречь влиянием огибания на искажение эквидистантой траектории центра шлифкруга. Тогда уравнение заданной поверхности в параметрической форме будет иметь вид:  $\mathbf{r}(u, v) = \{v; f(v); u\}$ , где параметр  $v = x = s_x t$  – перемещение вдоль координаты  $x$ ,  $s_x$  – подача вдоль  $x$ ;  $y = f(v) = \dot{f}(v) s_x t$  – перемещение вдоль координаты  $y$ ,  $\dot{f}(v)$  – производная  $dy/dx = \operatorname{tg} \alpha$ ;  $u$  – текущий параметр вдоль образующей шлифкруга,  $0 \leq u \leq B_u$ ,  $B_u$  – высота шлифкруга. Вычисляем квадратичные коэффициенты:  $E = 1$ ,  $G = 1 + (df/dv)^2$ ,  $F = 0$ ,  $N = \sqrt{1 + (df/dv)^2}$ . Площадь поверхности  $\sigma_\phi = \int_0^{B_u} du \int_0^{v_1} \sqrt{1 + (df/dv)^2} dv = B_u \cdot L(x)$ , где  $L(x)$  – длина дуги кривой  $y = f(x)$  в пределах  $0 \leq v_j \leq x_1$ . Так как  $x$  и  $y$  зависят от времени, непосредственным дифференцированием получим:

$$Q_\phi = d\sigma_\phi / dt = B_u \cdot S_\Sigma,$$

где  $S_\Sigma = \frac{dL}{dt} = \sqrt{S_x^2 + S_y^2}$ ,  $S_\Sigma$  – результирующая скорость подачи, ориентированная по касательной к продольному контуру поверхности (см. рис. 2).

#### Библиографический список

1. Ананьин, С.Т. Металлорежущие станки / С.Т. Ананьин, Н.С. Ачеркан, Б.Л. Богуславский. М.: Машгиз, 1958. 1015 с.
2. Решетов, Д.Н. Точность металлорежущих станков / Д.Н. Решетов, В.Т. Портман. М.: Машиностроение, 1986. 336 с.
3. Ключко, Э.В. Основы кинематики формообразования на металлорежущих станках / Э.В. Ключко // СТИН, 1997. № 11, с. 12–15; № 12, с. 16–21.
4. Литвин, Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф.Л. Литвин. М.: Наука, 1968. 584 с.
5. Рашевский, П.К. Курс дифференциальной геометрии / П.К. Рашевский. ГИТТЛ, 1956. 420 с.

УДК621.91002

В.В. Смирнов  
Тверской государственный технический университет

#### ОСОБЕННОСТИ КОНСТРУКТОРСКО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА С ПОМОЩЬЮ САПР АДЕМ

Мировой опыт в области машиностроения показал необходимость применения систем сквозного проектирования: от разработки конструкции изделия до технологии изготовления. Наличие модулей САД/САМ/САРР



позволяет осуществлять сквозной процесс проектирования изделия, разработки технологического процесса, а также создания управляющих программ для станков с ЧПУ без перекодирования информации, а значит без ее искажения и потерь. Отличием САПР ADEM является наличие библиотек режущего, вспомогательного и измерительного инструмента, материалов, выполненных по российским стандартам.

CAD-модуль позволяет создавать графические документы в системе ADEM. Это основывается на двух схемах: классическая схема с использованием элементов (отрезок, ломаная, окружность, кривая и т.п.) и методов их построения (по точкам, касательно, перпендикулярно и т.п.), а также схема с применением связанных контуров и булевых операций. Любые плоские и пространственные объекты ADEM могут быть использованы для построения объемных тел, а в качестве профилей могут быть использованы проекции плоских элементов на объемные тела или поверхности. Модели из других систем, имеющие дефекты, могут быть автоматически или полуавтоматически исправлены средствами ADEM. Для обмена данными встроены интерфейсы: SAT, STEP, VDA, IGES, CATIA, а также STL – для технологий быстрого прототипирования.

CAM-модуль основан на использовании различных методик программирования обработки в зависимости от решаемой задачи. Такой подход позволяет запрограммировать плоское 2-координатное фрезерование с элементами так называемого «прощающего» проектирования, при котором система исправляет ошибки пользователя, задавшего неверные технологические параметры для обработки текущего элемента. Методика объемного 5-координатного фрезерования не использует триангулирование поверхностей, что значительно улучшает качество получаемой поверхности и сокращает время расчета. Объем управляющей программы можно регулировать, задавая точность аппроксимации и замену линейных перемещений дугами. ADEM позволяет выполнить автоматическое «затягивание» разрывов между поверхностями в процессе обработки. Помимо традиционного многоосевого фрезерования в ADEM реализована 5-координатная обработка стенок боковой частью фрезы. В системе ADEM существует модуль обработки с постоянной плоскостью (Z-level). С его помощью можно выполнять черновую и чистовую обработку объемных моделей на 2,5-координатных станках. Качество поверхности регулируется числом проходов по координате Z или максимальной высотой оставляемого гребешка.

САРР-модуль позволяет получать полный набор технологической документации, необходимой для внедрения детали в производство. ADEM САРР позволяет проектировать технологические процессы на различные виды производства: механообработка, сборка, сварка, гальваника, покраска, штамповка, термообработка и др. Глубоко проработанный интерфейс пользователя и наполненность баз данных технологического оснащения позволяет инженеру-технологу быстро и просто создать оптимальный еди-

ничный, типовой или групповой технологический процесс. Присутствует поддержка отечественных (ЕСКД) и зарубежных (ANSI, ISO) стандартов, существует возможность создания пользовательских элементов оформления чертежа.

Следует выделить такую особенность, как доработка сканированных чертежей, чтение различных растровых форматов (BMP, TIFF, PCX, JPEG). Проведение различных операций с выделенными частями растрового изображения (перенос, поворот, копирование, зеркальное отражение, масштабирование), а также дополнение чертежа новой информацией в векторном исполнении с привязкой к растрам является удобным компонентом для технологов и студентов.

Преимущества САПР ADEM:

информационная поддержка сквозного цикла проектирования;  
единое конструкторско-технологическое пространство;  
универсальность методов проектирования;  
насыщенность конструкторским и технологическим инструментарием;  
поддержка передовых и традиционных технологий производства;  
адаптивность к условиям конкретных производств.

Немаловажной является и возможность применять ADEM в качестве традиционной САПР с последующим переходом к сквозным технологиям проектирования и подготовки производства.

#### **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. С. 108–109.

УДК 621:681.3

Е.В. Полетаева, Р.А. Галузин  
Тверской государственный технический университет

#### **К ПРОБЛЕМЕ АНАЛИЗА-СИНТЕЗА ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИСТЕМ В УСЛОВИЯХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ**

Автоматизированное проектирование производственных систем предполагает расчет оптимального решения, который, как правило, представляет собой последовательное использование некоторого количества математических моделей, формализующих те или иные подсистемы, и элементов производственных систем, связанных между собой структурно и параметрически, количество которых зависит от сложности системы, уровня детализации и соответствует цели исследования.

Такая последовательность расчетов обусловлена сложностью или даже невозможностью создания детализированной модели сложной системы, поэтому, как правило, от «грубой» модели системы переходят к нескольким более простым, описывающим отдельные стороны реального объекта. С одной стороны, появляется возможность более детального изучения системы, с другой – это изучение становится «фрагментарным». Дело в том, что при анализе переход от модели системы к моделям подсистем и элементов всегда связан с анализом, который предполагает разложение изучаемого объекта на части, элементы, присущие этому объекту составляющие (мысленные или реальные). При этом игнорируются информационные связи между составляющими, на которые разбит объект. При последующем синтезе системы самая большая проблема заключается именно в восстановлении информационных связей между элементами системы. Однако связи между моделями не являются жесткими: во время оптимизационных вычислений меняется не только их структурная и параметрическая составляющая, но и количественная. Поэтому, как правило, после проведения анализа некоторой части системы, проводят синтез, корректируя параметры и структуру всей системы, затем опять анализ, затем синтез и т.д., пока не будет найдено приемлемое решение. Это очень трудоемкий путь, требующий не только применения современной вычислительной техники, но и выполнения сложной инженерной работы, которая в конечном счете обязательно приводит к оптимальному решению.

Чтобы автоматизировать процедуру анализа-синтеза надо не только для системы, подсистем и элементов производственной системы, но и для большого разнообразия связей, входящих в структуру системы и определяющих большинство ее свойств, создавать дополнительные модели, которые должны участвовать в расчетах наравне с моделями подсистем и элементов. Только в этом случае возможен полноценный анализ-синтез системы.

Сформулируем основные принципы анализа-синтеза производственных систем.

Во-первых, модель подсистемы, элемента исследуемой системы должна содержать информацию как обо всей системе, так и о других подсистемах и элементах, составляющих систему. Эта информация представляет собой сведения о связях как структурных, так и параметрических. Такой принцип позволяет автоматически при изменении структуры или параметров одной подсистемы оценить изменения соответственно структуры и параметров всех других подсистем, связанных с рассматриваемой.

Во-вторых, модели подсистем вместе со связями представляют собой ориентированный граф, позволяющий выстроить алгоритм оптимизации всей системы, используя математический аппарат теории графов.

В-третьих, так как оптимизация одной из подсистем позволяет параллельно вносить соответствующие изменения в другие подсистемы, то, вы-

брав критерии оптимизации и изменяя приоритеты, можно получить несколько рациональных решений для производственной системы, что часто бывает необходимо при технологическом проектировании сложных производственных систем.

Для того, чтобы реализовать перечисленные выше принципы, необходима соответствующая информационная база. Такой базой может быть на сегодняшний день только онтология в предметной области (в данном случае в области машиностроения) – это формализация некоторой области знаний с помощью концептуальной схемы. Онтология включает в себя словарь указателей на термины предметной области и логические выражения, описывающие соотношения между ними.

Под формальной моделью онтологии в общем случае понимают  $O = \langle T, R, F \rangle$ , где  $T$  – конечное множество терминов предметной области, которую описывает онтология  $O$ ;  $R$  – конечное множество отношений между терминами описываемой предметной области;  $F$  – конечное множество функций интерпретации, которые задаются на терминах и отношениях терминологии.

Онтология в области машиностроения должна быть основана на современных разработках в различных областях, таких как технология машиностроения, математика, логика, психология, лингвистика, культурология, семиотика и др. Положенная в основу базы знаний терминологическая система предметной области должна обеспечивать осуществление операций ввода, дополнения, изменения хранящейся информации при изменении условий производства. Структура системы должна обеспечивать как анализ, так и синтез производственных систем. Возможность концептуального представления реальных объектов производства позволяет синтезировать в одной системе модели, разработанные в разных областях знаний, описывающих отдельные стороны производственных систем или отдельные их элементы. Именно такая система должна явиться основой для:

синтеза уже существующих моделей, разработанных для решения частных задач проектирования, организации и управления, хорошо зарекомендовавших себя на практике;

автоматизации технологического проектирования производственных систем.

#### **Библиографический список**

1. Полетаева, Е.В. Принципы построения базы знаний информационной системы машиностроительного производства: монография / Е.В. Полетаева. Тверь: ТГТУ, 2010. 135 с.
2. Волчкевич, Л.И. Автоматизация производственных процессов: учеб. пособие для вузов / Л.И. Волчкевич. М.: Машиностроение, 2007. 380 с.
3. Авдошин, С.М. Информационные технологии онтологического инжиниринга / С.М. Авдошин, М.П. Шатилов // Информационные технологии. 2008. № 10. С. 28–37.

УДК 621.9.65.01513

В.Г. Прохоров, Г.И. Рогозин, А.А. Королёв  
Тверской государственной технической университет

## **ВОПРОСЫ РАЗРАБОТКИ СТАНОЧНОГО ПРИСПОСОБЛЕНИЯ**

Станочное приспособление является основным компонентом технологической системы механообработки, поэтому его исполнение определяет технологические возможности и трудоемкость технологической операции. При этом мобильность современного быстросменного производства в большой степени зависит от технологических и конструктивных возможностей станочного приспособления.

Погрешности в изготовлении станочного приспособления, а также износ его установочных элементов (опор) и отклонения в его положении на станке непосредственно переносятся в поле рассеяния операционных размеров обрабатываемой детали. Не учитывать действительные значения этих составляющих – значит допускать возможность появления несоответствия результатов обработки требованиям чертежа обрабатываемой детали, причем причину несоответствия оперативно невозможно ни выявить, ни исправить.

В полном соответствии с задачами подготовки производства и современными достижениями информационных технологий в настоящее время выполняются работы по созданию системы информационной поддержки автоматизированного проектирования станочных приспособлений.

На кафедре технологии и автоматизации машиностроения (ТАМ) ТвГТУ по тематике НИР с участием студентов продолжают разрабатываться вопросы размерного анализа конструкций изделий. В число этих вопросов включается и разработка конструкции станочных приспособлений для технологических систем, работающих в условиях серийного производства. Разработка конструкции приспособления требует большого объема справочного материала, анализа и выбора отдельных решений из числа наработанных практических рекомендаций. Для изучения и развития соответствующих проектных решений необходима систематизация накопленной информации в формате единой общепринятой методики, которая позволит разработчику системно использовать всю необходимую информацию. Поэтому на кафедре ТАМ разрабатывается соответствующий проект системы автоматизированной информационной поддержки. Информационное поле этой системы представляет собой многоблочную проектную среду, где собираются все известные наработки в решении конструкторско-технологических задач механообработки. Одной из таких задач и является разработка станочного приспособления.

Исходная для проектирования станочного приспособления блок-схема, на которой крупными блоками и связями показаны основные этапы проекта и место их выполнения, показана на рис. 1. Диалог разработчика

станочного приспособления с информационными элементами представленной системы осуществляется по программе, построенной на алгоритме, реализующем связи между компонентами блок-схемы.

В настоящее время на кафедре разработана основная часть этой программы: расчет станочного приспособления на точность его изготовления по одному из направлений операционных размеров (свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2011616101. Расчет на точность изготовления приспособления для установки детали, обрабатываемой на металлорежущем станке, в направлении получаемого размера). Главная экранная форма программы приведена на рис. 2.

Форма разделена на две половины. В левой части на основании операционного эскиза технологического процесса разработчик анализирует операционные размеры, устанавливая их совпадение с технологической базой и соответствующую погрешность базирования. Для этого на операционном эскизе произвольно нумеруются границы операционных размеров и затем последовательно заносятся в пункты А, Б и В (по каждому размеру) в зависимости от происхождения и совпадения границы с технологической базой. Далее размеры вводятся в таблицу № 1 (рис. 2), в которой автоматически диктуется требование ввести погрешность базирования, если размер имеет границу, не совпадающую с технологической базой. При определении погрешности базирования могут потребоваться конструктивные параметры установочных элементов. Их выбор производится из библиотеки установочных элементов (электронный вариант библиотеки не создан). Расчет погрешности базирования производится для типовых случаев по известным формулам, иначе осуществляются геометрические расчеты в соответствии с определением сути погрешности базирования.

Следующим шагом является обоснование схемы установки заготовки. Для этого на правой половине экранной формы определяется допустимая погрешность базирования по расчетному размеру (в таблице № 1 (рис. 2)) и сравнивается с действительной. Этот шаг осуществляется введением допуска на получаемый размер, а также введением статистической точности, соответствующей технологической операции, для которой производится расчет приспособления. После нажатия на кнопку «Выполнить» может всплыть указание «изменить схему базирования». Это означает, что необходимо уменьшить действительную погрешность базирования, изменив схему установки или параметры установочных элементов.

Если данное предупреждение не всплывает, то расчет продолжается по «расчетному выражению», приведенному на экранной форме программы (рис. 2). Физический смысл этого выражения заключается в обеспечении технологического баланса точности: слева – точность операционного размера; справа (под корнем) – вероятностная сумма составляющих, обусловленных реальными факторами, сопровождающими процесс механообработки на металлорежущем станке.

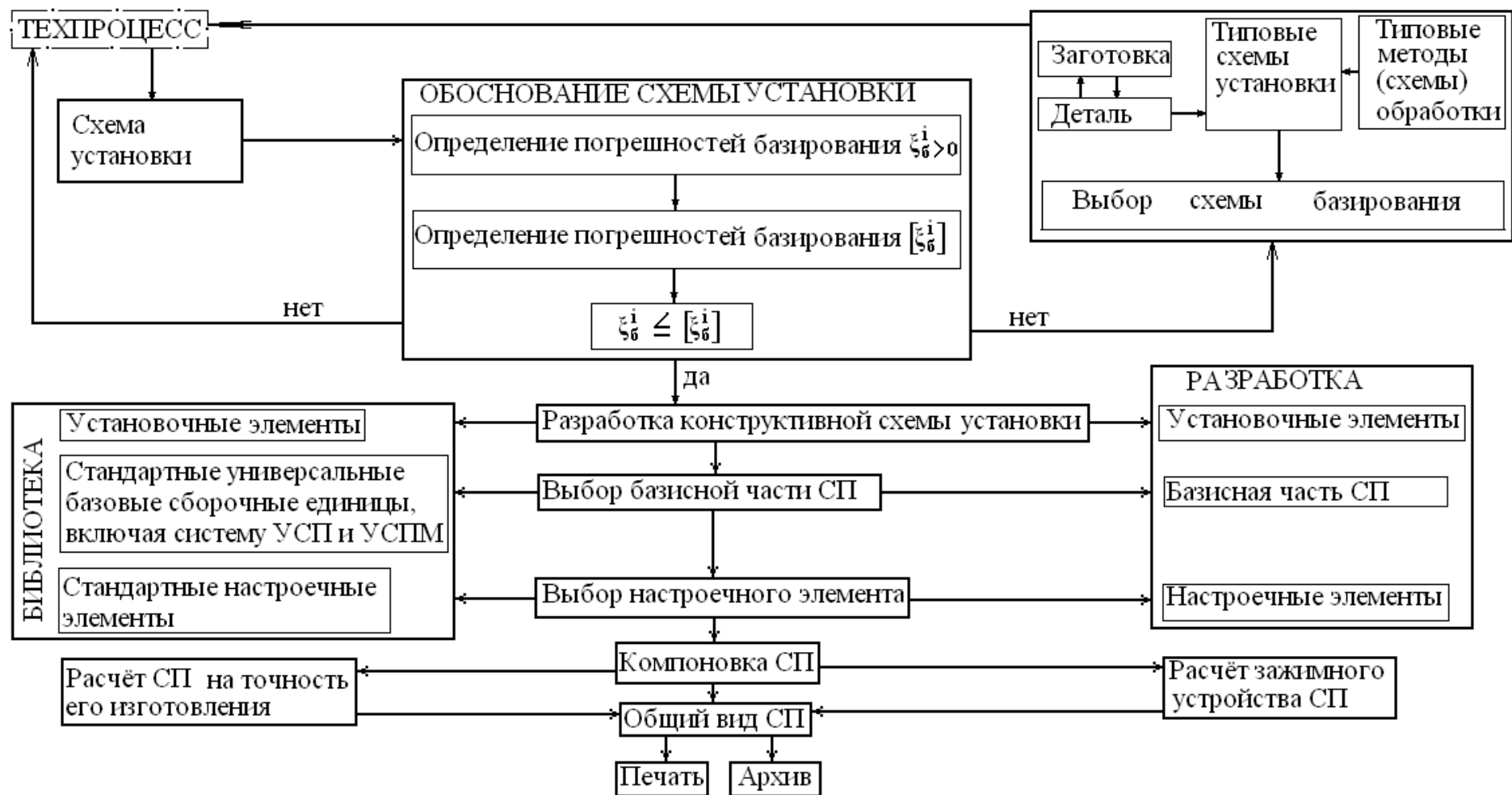


Рис. 1. Система автоматизированной поддержки разработки станочного приспособления

Расчет на точность изготовления приспособления  
для установки детали, обрабатываемой на металлорежущем  
станке, в направлении получаемых размеров

Определение погрешности базирования

Определение границ получаемых линейных размеров

Получаемые инструментом

Левая гр.      Правая гр.

А)

Б) Измерительная, не совпадающая с технологической базой

В) Совпадающая с технологической базой

Ввод размера в таблицу №1  >>

Таблица №1

Обозначение размера	И. база	Т. база	П. гр.	Еб, мм
1-2	-	-	1	0
2-3	2	-	3	0,12
4-5	4	4	5	0

Где: И - измерительная  
Т - технологическая  
П. гр. - Получаемая граница  
Еб - Погрешность базирования, мм

Удалить записи

>>

Расчет погрешностей, определяющих  
точность изготовления станочного приспособления

Расчетное выражение

$$T = 1,2 \sqrt{\xi_{\text{б}}^2 + \xi_{\text{з}}^2 + \xi_{\text{н}}^2 + \xi_{\text{пл}}^2 + \xi_{\text{о}}^2 + \xi_{\text{н}}^2 + k \omega_{\text{ст}}^2}$$

где:  $T$  - допуск получаемого размера, мм;  
 $\xi_{\text{б}}$  - погрешность базирования, мм;  
 $\xi_{\text{з}}$  - погрешность закрепления детали, мм;  
 $\xi_{\text{н}}$  - погрешность износа установочных элементов, мм;  
 $\xi_{\text{пл}}$  - погрешность положения приспособления на станке, мм;  
 $\xi_{\text{о}}$  - погрешность положения опоры, мм;  
 $\xi_{\text{н}}$  - погрешность настроечного элемента, мм;  
 $\omega_{\text{ст}}$  - статистическая точность обработки, мм;  
 $k=0,6 - 0,8$ .

Значение коэффициента  $k$ :

0,7

Ввод известных составляющих погрешности обработки

$\xi_{\text{з}} =$   0,0 мм;  
 $\xi_{\text{н}} =$   мм;  
 $\xi_{\text{пл}} =$   мм;  
 $\xi_{\text{о}} =$   мм;  
 $\xi_{\text{н}} =$   мм.

Выбор размера из Таблицы №1

1-2  
 2-3  
 4-5

$T =$   0,25 мм;

$\xi_{\text{б}} =$   0,12 мм;

$\omega_{\text{ст}} =$   0,1 мм;

Обоснование выбранной схемы базирования по расчетному выражению

$T - \omega_{\text{ст}} \approx \xi_{\text{б}}$   Выполнить

Расчет составляющих погрешности обработки

>>

$\xi_{\text{з}} =$   0,000 мм;  
 $\xi_{\text{н}} =$   0,078 мм;  
 $\xi_{\text{пл}} =$   0,078 мм;  
 $\xi_{\text{о}} =$   0,078 мм;  
 $\xi_{\text{н}} =$   0,078 мм.

Рис. 2. Экранная форма программы расчета станочного приспособления на точность



Задача расчета станочного приспособления на точность его изготовления состоит в определении погрешности положения опор  $\xi_0$ , контактирующих с базовой поверхностью заготовки, и погрешности положения конструктивного элемента  $\xi_n$ , по которому производится размерная настройка станка.

Решение этой задачи требует определения всех остальных составляющих точности операционного размера, в направлении которого ведется расчет приспособления. Причем значения этих составляющих должны быть увязаны как с возможностью их реального обеспечения, так и с получением технологически достижимых минимальных величин погрешностей положения опор и настроенного элемента. Таким образом, расчетное выражение содержит несколько неизвестных, взаимосвязанных операционной точностью. Существующая практика его решения сводится к введению в уравнение параметров, соответствующих накопленному опыту, и интуитивному подбору их значений в рекомендуемых диапазонах. В предлагаемой программе расчета также используются имеющиеся наработки по определению отдельных составляющих. Но процесс принятия решения организуется и автоматизируется. Сначала все неизвестные расчетного выражения приравниваются к одной величине – некой средней. Это возможно потому, что во-первых, значение этой средней является промежуточным, т.е. находится внутри интервала значений, допустимых операционной точностью, и не является окончательным. Во-вторых, сущность формулы вероятностного сложения такова, что чем ближе значения отдельных составляющих друг другу, тем достовернее результат. Расчет среднего (промежуточного) значения неизвестных производится автоматически. Далее в диалоговом режиме пользователь программы, ориентируясь на вычисленное среднее значение, принимает его к расчету как значение одной из неизвестных погрешностей (предпочтительно той, по выбору которой имеются обоснованные рекомендации). При новых условиях находится значение второй «средней», и с учетом ее величины определяется следующая составляющая и т.д. Таким образом, число неизвестных постепенно убывает.

Предлагаемый подход к унификации расчета станочного приспособления на точность его изготовления особенно удобен для неопытных разработчиков и студентов и позволяет направить поиск неизвестных параметров технологического процесса на решение конкретных задач. Например, в данной работе решается задача определения составляющих, по которым на следующем этапе разработки приспособления решаются размерные конструкторские цепи приспособления как сборочной единицы.

Отыскание составляющих операционной точности по расчетному выражению с использованием экранной формы производится следующим образом. Выбирается значение коэффициента  $K$  в интервале  $0,6 \div 0,8$ . Этот коэффициент характеризует суммарную долю влияния на точность механообработки составляющих, обусловленных использованием станочного

приспособления (кроме погрешности базирования). Обычно принимают  $K = 0,7$ ; это соответствует усредненным условиям, когда две-три (из пяти) составляющие незначительно или совсем не влияют на суммарную погрешность обработки. Теперь нажимаем на кнопку пуска расчета «>>», и при введенных ранее исходных параметрах технологической операции получаем:  $\xi_3 = \xi_{и} = \xi_{пс} = \xi_0 = \xi_{н} = 0,07$ . Это значение первой промежуточной средней. После этого, если какие-либо составляющие не участвуют в технологическом балансе, то в соответствующих окошках (ячейках для текста) проставляются нули, и снова нажимаем на кнопку пуска расчета. Получаем значение второй средней. Например, пусть погрешность закрепления равна нулю (полагая, что направление размера и направление закрепления взаимно перпендикулярны). Теперь, записав  $\xi_3 = 0,0$  и повторно нажав на кнопку расчета, получим новую среднюю: 0,078 (см. рис. 2). Далее оцениваем следующую (на выбор) составляющую с учетом значения второй средней расчетной величины, вводим принимаемую величину составляющей в соответствующее расчетное окно, нажимаем на расчетную кнопку и т.д., пока не определим последнюю неизвестную составляющую.

Принимаемые расчетные значения составляющих можно изменять относительно последней неизвестной составляющей. При этом полностью используются резервы заданной операционной точности.

Полный расчет станочного приспособления по всем направлениям операционных параметров (линейным и угловым) производится по программе последовательно.

УДК 621.437:62-762

Д.Г. Масленников  
Тверской государственный технический университет

### **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПОРШНЯ ДВИГАТЕЛЯ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ**

Статистический анализ показывает, что для подавляющего большинства потребителей двигателей внутреннего сгорания того или иного назначения, предельная мощность установки возрастает на 60–100% за десятилетие [1]. Поэтому основным требованием потребителя к двигателю является непрерывное возрастание мощности. Вместе с этим, необходимо отметить естественное стремление проектировщика изделия конечного назначения отвести под двигатель и обслуживающие его системы по возможности меньше места, ограничить массу агрегатов. Уменьшение габаритов и массы двигателя достигается за счет увеличения литровой мощности  $N_{л}$ , т.е. при его форсировке по частоте вращения вала  $n$ , по давлению над-

дува  $p_k$  и повышению эффективности использования воздуха. Увеличение литровой мощности  $N_L$  посредством повышения оборотов вала  $n$  широко используется в двигателях с искровым зажиганием, для современных моделей которых  $n$  достигает  $6500 \text{ мин}^{-1}$  и выше [2]. Дизели строительно-дорожных машин и грузовых автомобилей, как правило, имеют номинальную частоту вращения вала  $n$ , не превышающую  $2600 \text{ мин}^{-1}$ . По этой причине литровая мощность дизелей без наддува находится в пределах  $N_L = 12 \dots 15 \text{ кВт/л}$  и существенно уступает аналогичному показателю двигателей с искровым зажиганием, имеющим  $N_L = 20 \dots 50 \text{ кВт/л}$ . Для дизелей форсирование по частоте вращения вала применяется гораздо реже, чем для двигателей с искровым зажиганием, для которых этот способ повышения литровой мощности является основным.

Частота вращения вала  $n$  связана с ходом поршня  $h$  и его средней скоростью  $c_m$  соотношением

$$n = \frac{30c_m}{h}.$$

Повышение средней скорости поршня  $c_m$  ведет к резкому росту инерционных и тепловых нагрузок и, соответственно, резко снижает ресурс и надежность двигателя.

Для уменьшения этих негативных факторов требуется, помимо прочего, совершенствование конструкции поршневой группы. Конкретнее, требуется уменьшение массы комплекта поршня и повышение его термостойкости.

Для решения этого вопроса предлагается изменить конструкцию системы уплотнений поршень – гильза.

Уплотняющими устройствами в современных поршневых двигателях являются поршневые кольца, которые положительно себя зарекомендовали и конструкторской доработки не требуют. Уплотняющее действие колец достигается за счет прижатия их к поверхности цилиндра и в результате образования системой поршневых канавок и зазоров сложного лабиринта. Основное требование, предъявляемое к кольцам, состоит в том, чтобы они плотно прилегали и к поверхности цилиндра и опорным поверхностям канавок поршня. Для того чтобы обеспечить плотное (без просвета) прилегание кольца к стенке цилиндра, необходимо, чтобы в каждой точке по окружности цилиндра оно оказывало хотя бы небольшое начальное давление на его стенку (от  $0,5$  до  $2,0 \text{ кг/см}^2$ ) [1]. В противном случае в зоне просвета газы могут отжать кольцо от поверхности цилиндра.

Прижатие колец к зеркалу цилиндра происходит за счет собственной силы упругости и, главным образом, за счет давления газов  $P$ , проникающих через зазоры в полости кольцевых канавок. Это же давление прижимает кольцо торцевой плоскостью к боковой опорной поверхности канавок поршня. Таким образом, давление в замкнутом лабиринте поршень – гильза

последовательно снижается от верхнего компрессионного кольца к нижнему, что и обеспечивает уплотнение рабочего объема двигателя (рис. 1).

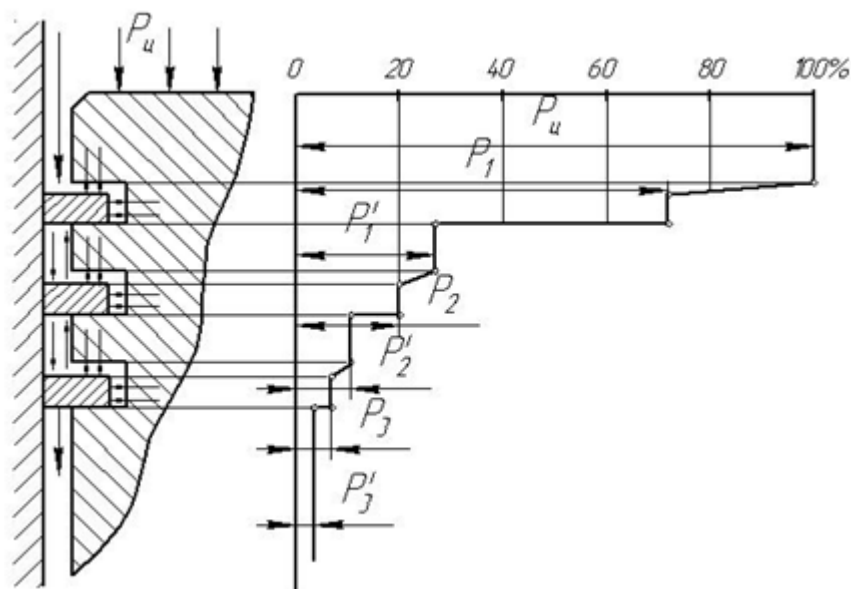


Рис. 1. Схема уплотняющего действия поршневых колец  
 $P_i$  – давление внутри  $i$ -го кольца;  $P'_i$  – давление под  $i$ -м кольцом

Недостатком такой конструкции является утечка газов через зазоры в канавках поршня и замковые разрезы в кольцах, особенно в момент перекидки поршня около верхней мертвой точки, как раз когда давление рабочих газов является максимальным. С точки зрения уменьшения массы комплекта поршня, такая система требует большой высоты, а следовательно, и массы уплотняющей части (головки) поршня.

В связи с изложенным, предлагается уплотнение поршня в цилиндре двигателя внутреннего сгорания [3], аналогичное манжетным уплотнениям, широко применяемым в гидравлике.

Конструкция уплотнения (рис. 2) состоит из двух упругих металлических уплотнительных колец – верхнего 4 и нижнего 5 с наклонными внешними кромками, расположенными однонаправлено в сторону уплотняемого объема, прилегающими к стенке цилиндра 3, и распорного кольца 6 между ними. Вся конструкция установлена в одной канавке поршня, расположенной между его верхней уплотняющей частью 1 и нижней направляющей частью 2 (поршень сделан разборным).

При работе двигателя горячие газы проникают в зазор между головкой поршня 1 и стенкой цилиндра 3 к наклонной внешней кромке верхнего упругого уплотнительного кольца 4, прижимая ее к стенке цилиндра 3. При этом внешняя наклонная кромка нижнего упругого уплотнительного кольца 5 также прижимается к стенке цилиндра 3. Наклонные кромки уплотнительных колец 4 и 5 и распорное кольцо 6 образуют замкнутую внутреннюю полость 7, в которую под давлением поступает охлаждающее

масло. Обладая высокой теплопроводностью, верхнее кольцо 4 быстро нагревается, но также быстро и отдает тепло охлаждающему маслу, циркулирующему в замкнутой внутренней полости 7. Таким образом, температура верхнего кольца 4 не может подняться выше температуры охлаждающего масла, которое, в свою очередь, хорошо отводит тепло за счет конвективного теплообмена, т.е. интенсивной циркуляции. Интенсивная циркуляция масла в полости 7 осуществляется однонаправлено, через входное 8 и выходное (на рисунке не показано) отверстия в распорном кольце 6, расположенные диаметрально противоположно. Масло под давлением поступает в отверстие 8 через канал 9 в направляющей части поршня 2 от центральной масляной магистрали двигателя через коленчатый вал, шатун, палец (на рисунке не показаны) и выводится через диаметрально противоположное отверстие в распорном кольце 6 и соответствующий канал в направляющей части поршня 2 в подпоршневое пространство.

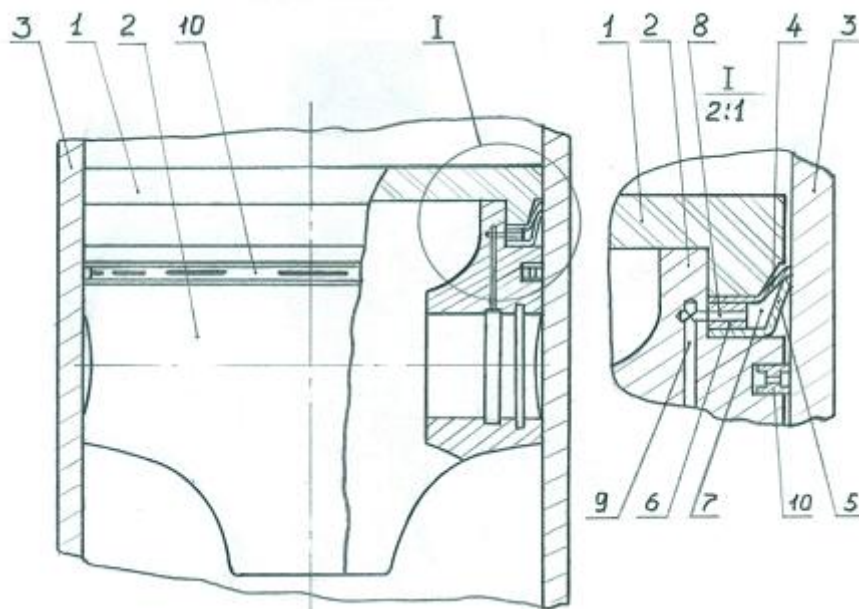


Рис. 2. Конструктивный вид усовершенствованного поршня

Работоспособность уплотнения достигается за счет упругости наклонных кромок уплотнительных колец, которая обеспечивает начальное прижатие и пропорциональное поджатие их к стенкам цилиндра, в зависимости от давления газов над поршнем. Кроме того, в процессе работы двигателя осуществляется смазка внешних наклонных кромок колец, трущихся о стенку цилиндра за счет взаимного смещения этих наклонных кромок под действием переменного давления рабочих газов и просачивания охлаждающего масла из внутренней полости между ними через линию контакта к поверхности цилиндра.

Такая конструкция позволяет изготавливать уплотнительные кольца цельными, штампованными из тонкого упругого листового металла, и избавиться от монтажного (замкового) разреза каждого кольца. Таким обра-

зом, упрощается технология изготовления колец и, главное, исключается утечка газов через эти разрезы. В результате обеспечивается лучшая герметичность газового стыка поршень – гильза и становится достаточным использование на поршне всего одного уплотнения.

Применение такой конструкции уплотнения позволяет принципиально изменить конструкцию всего поршня. Появляется возможность уменьшить высоту головки поршня, сделать ее съемной, из жаропрочного материала и меньшей массы. Нижняя, направляющая часть поршня должна быть выполнена из легкого сплава и также конструктивно максимально облегчена. Однако остается необходимость установки в направляющей части поршня хотя бы одного маслосъемного кольца традиционной конструкции (рис. 2, поз. 10).

Использование уплотнений такого типа возможно и на других объемных машинах, например таких, как компрессоры или роторные двигатели.

Разработка находится на стадии технического предложения.

#### **Библиографический список**

1. Конструирование и расчет двигателей внутреннего сгорания: ред. Н.Х. Дьяченко [и др.]. Ленинград: Машиностроение. 1979. 392 с.
2. Двигатели внутреннего сгорания: в 3 кн. Кн. 1 Теория рабочих процессов: уч. для ВУЗов / В.Н. Луканин [и др.]. М.: Высшая школа, 2005. 479 с.
3. Патент № 2354840. Уплотнение поршня в цилиндре двигателя внутреннего сгорания / Д.Г. Масленников; опубл. 10.05.09.

УДК 621.91.01.9.015

М.Ш. Мигранов

Уфимский государственный авиационный технический университет

#### **НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ НЕСТАЦИОНАРНОМ ТОЧЕНИИ**

В настоящее время проблему теоретического расчета напряжений в зоне резания при постоянных параметрах режима лезвийной обработки можно считать достаточно изученной. При непрерывном изменении скорости резания, элементов сечения срезаемого слоя, геометрии инструмента и т.д., в связи с инерционностью деформационных и тепловых явлений в зоне резания процесс стружкообразования приводит к смещению во времени изменения напряжений и силы резания по отношению к вызвавшему это изменение фактору.

Напряженное состояние в любой точке линии  $AB$ , эквивалентной условной плоскости сдвига (рис. 1), может быть представлено напряжением текучести  $\tau_p$  и гидростатическим напряжением  $p$ .

Из условия равновесия элемента зоны сдвига  $\Delta S_1 \times \Delta S_2$  (рис. 1б) приращение гидростатического напряжения  $\Delta p$ , определяющего величину

упрочнения вдоль условной плоскости сдвига  $AB$  на длине  $\Delta S_2$ , можно записать в виде

$$\Delta \rho = \frac{\Delta \tau_p}{\Delta S_1} \cdot \Delta S_2. \quad (1)$$

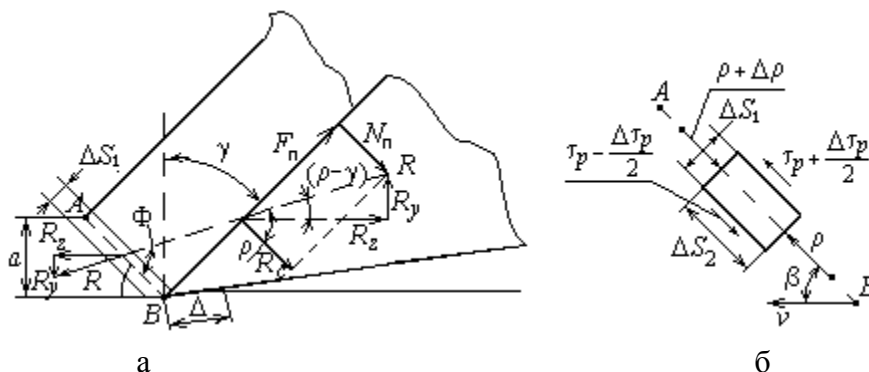


Рис. 1. Схема сил резания (а) и напряжений, действующих на элемент зоны сдвига (б), предложенная Оксли [1]

Используя соотношение Генки, учитывающее упрочнение,

$$\rho - 2 \Sigma_p \cdot \psi + \int \frac{\partial \tau_p}{\partial S_1} \cdot dS_2 = \text{const}, \quad (2)$$

где  $\psi$  – угол между касательной к линии скольжения в любой точке и осью, для плоскости сдвига  $AB$  с учетом (1) можно записать для точки  $B$

$$\rho_B = \rho_A - \frac{\Delta \tau_p}{\Delta S_1} \cdot \frac{a}{\sin \beta} = \rho_A - \frac{\Delta \tau_p}{c_S}, \quad (3)$$

где  $c_S = \frac{\Delta S_1 \cdot \sin \beta}{a}$  – относительная толщина зоны сдвига;  $\beta$  – угол наклона условной плоскости сдвига;  $a$  – толщина срезаемого слоя.

В рассматриваемой модели нестационарного стружкообразования (рис. 2) при движении резца с линейно изменяющейся скоростью резания резец из положения I перемещается в положение II с изменением угла сдвига  $\Delta \beta$ . Плоскость сдвига из начального положения  $AB$  переходит при этом в положение  $A'B'$ . Поле линий скольжения представляется в виде веера с центром в точке  $O$ .

Приняв, что линии скольжения подходят к свободной поверхности зоны стружкообразования в точке  $A'_i$  (рис. 2б) под углом  $45^\circ$  и пренебрегая эффектом упрочнения между точками  $A_i$  и  $A'_i$ , гидростатическое давление в точке  $A_i$  равно [1]:

$$\rho_A = \tau_{pi} \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \beta_i \right) \right], \quad (4)$$

где  $\tau_{p_i}$  – касательное напряжение при пластическом течении вдоль плоскости сдвига при текущем значении угла сдвига  $\beta_i$ .

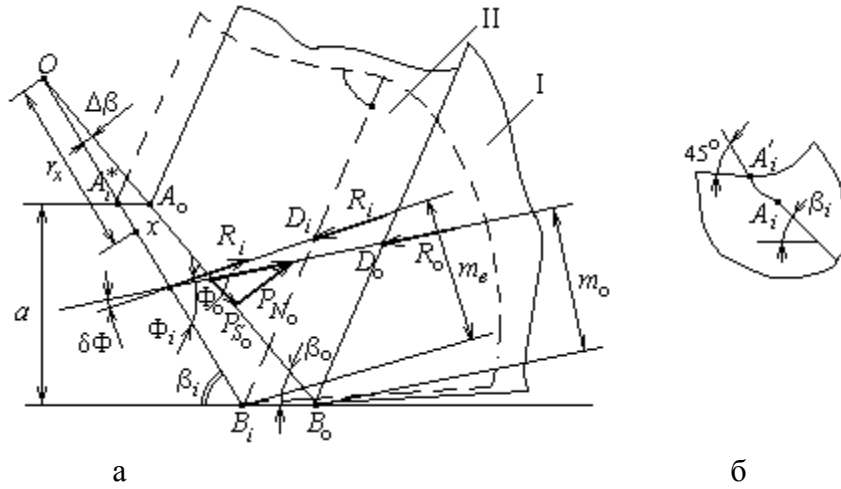


Рис. 2. Схема действия сил (а) и линий скольжения (б) при изменении угла сдвига

Считая линию течения  $A_i B_i$  независимой от  $AB$ , фактор упрочнения по уравнению (2) можно принять следующим образом:

$$\frac{\partial \tau_p}{\partial S_1} = \frac{\tau_{p_o} - \tau_{p_i}}{\Delta \beta \cdot r_x} = \frac{\tau_p \cdot k_S}{r_x}, \quad (5)$$

где  $k_S = \frac{\Delta \tau_p}{\tau_p \cdot \Delta \beta}$  – коэффициент относительного изменения напряжения

сдвига, приходящегося на единицу изменения угла сдвига;  $r_x$  – текущее значение радиуса вдоль линии скольжения (см. рис. 2а).

Гидростатическое давление в произвольной точке  $X$  линии течения  $A_i B_i$  в соответствии с уравнениями (3) – (5):

$$\rho_x = \tau_{p_i} \left\{ \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \beta_i \right) \right] - \int_{r_A}^{r_x} k_S \frac{dr}{r} \right\} = \tau_{p_i} \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \beta_i - k_S \cdot \ln \frac{r_x}{r_A} \right) \right]. \quad (6)$$

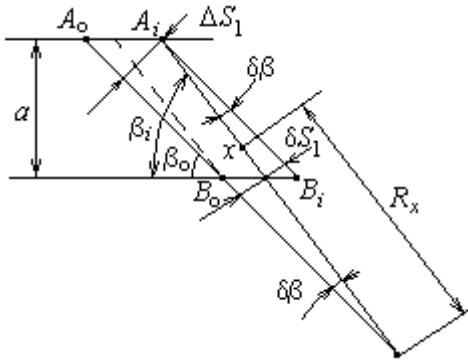


Рис. 3. Схема изменения толщины зоны сдвига при изменении угла сдвига

Для упрощения выражения (6) рассмотрим схему изменения формы зоны сдвига начальной толщины  $\Delta S_1$  при увеличении угла сдвига от  $\beta_o$  до  $\beta_i$  (рис. 3). Считая изменение угла сдвига  $\delta \beta = \beta_i - \beta_o$  малым, можно записать приближенные соотношения:

$$\begin{aligned} \Delta S_1 &\approx R_A \cdot \delta \beta; \\ \Delta S_1' &= \Delta S_1 - \delta S_1 \approx R_B \cdot \delta \beta, \end{aligned} \quad (7)$$

$$\text{где } \delta S_1 \approx \frac{a \cdot \delta \beta}{\sin \beta}.$$



Уравнение (7) и схема на рис. 3 выражают известный факт [2], что толщина зоны стружкообразования с ростом угла сдвига при увеличении скорости резания уменьшается.

С учетом того, что  $\ln \frac{r_B}{r_A} = -\ln \frac{R_B}{R_A}$ , уравнение (6) можно переписать в виде

$$\rho_{\beta_i} = \tau_{p_i} \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \beta_i \right) - k_S \cdot \delta\beta \left( \frac{a}{\sin \beta_i \cdot \Delta S_1} \right) \right]. \quad (8)$$

Силы сдвига  $P_{S_i}$  и сжатия  $P_{N_i}$  на линии  $A_i B_i$ :

$$P_{S_i} = \tau_{p_i} \cdot b (r_{B_i} - r_{A_i}) = \tau_{p_i} \frac{ab}{\sin \beta_i}; \quad (9)$$

$$P_{N_i} = \frac{\tau_{p_i} \cdot ab}{\sin \beta_i} \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \beta_i \right) - \frac{1}{2c_{S_i}} \left( \frac{\partial \ln \tau_p}{\partial \beta} \right) \cdot d\beta \right], \quad (10)$$

где  $b$  – ширина срезаемого слоя.

Угол между результирующей силой резания  $R_i$  и условной плоскостью сдвига:

$$\operatorname{tg} \Phi_i = \frac{P_{N_i}}{P_{S_i}} = 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \beta_i \right) - \frac{1}{2c_{S_i}} \left( \frac{\partial \ln \tau_p}{\partial \beta} \right) d\beta. \quad (11)$$

Анализ выражения (11) показывает, что увеличение угла сдвига неоднозначно влияет на угол  $\Phi_i$ , а следовательно, на соотношение составляющих  $R_z$  и  $R_y$  сил резания (см. рис. 1а) и на размер  $m_i$  (рис. 2), определяющий длину зоны пластического контакта с стружки с передней поверхности инструмента, поскольку в диапазоне скоростей выше зоны наростообразования производная  $\left( \frac{\partial \ln \tau_p}{\partial \beta} \right)$ , как правило, величина отрицательная.

Из геометрических соображений (рис. 1)

$$\Phi_i = \beta_i + \omega_i - \gamma, \quad (12)$$

где  $\omega$  – средний угол трения между стружкой и передней поверхностью инструмента.

Таким образом, равновесное положение условной плоскости сдвига  $A_i B_i$  определяется как деформационными процессами в зоне сдвига, так и условиями контактирования стружки с передней поверхностью инструмента.

Напряжения  $\tau_p$  и  $\rho$  на поверхности сдвига  $A_i B_i$  могут быть связаны с напряжениями на передней поверхности инструмента  $q_F$  и  $q_N$  [2] в общей для этих инструментов точке  $B$  на конечной границе зоны сдвига:

$$q_F(B) = \tau_p \cdot \cos 2(\beta - \gamma); \quad (13)$$

$$q_N(B) = \tau_p \cdot \sin 2(\beta - \gamma) + \rho(B), \quad (14)$$

где  $q_F(B)$  и  $q_N(B)$  – касательные и нормальные напряжения на передней поверхности соответственно.

Известно [3], что полная ширина  $c$  контакта стружки с передней поверхностью инструмента разделяется на два участка, характерных для наиболее распространенных условий резания: участок  $BD$  внутреннего скольжения (зона заторможения или застойная зона) и участок  $DE$  внешнего трения (рис. 4).

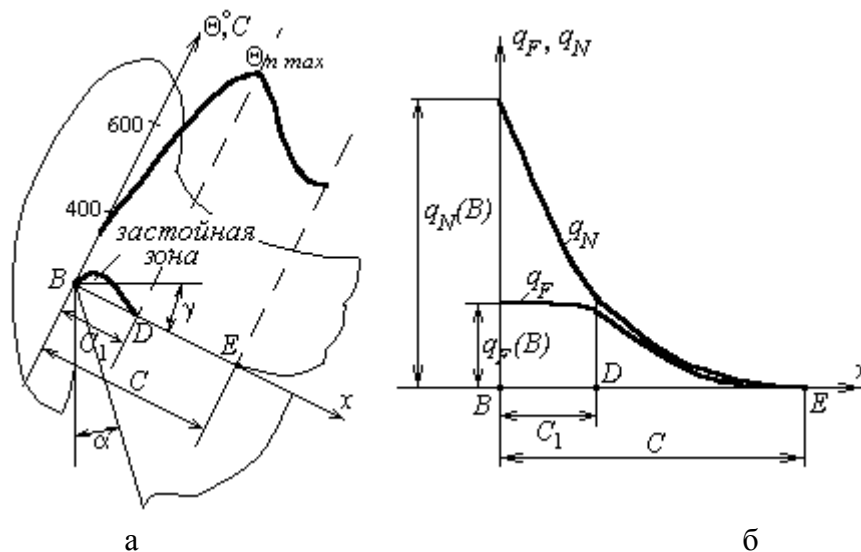


Рис. 4. Схема зоны контакта стружки с передней поверхностью инструмента, распределения температуры (а) и удельных нагрузок (б) на передней поверхности

При этом касательные напряжения  $q_F$  в пределах заторможенной зоны распределены равномерно и их величина практически постоянна или незначительно снижается в диапазоне скоростей резания, характерном для эксплуатации инструмента из твердого сплава, в то время как средняя величина  $\bar{q}_N$  при точении жаропрочных и высоколегированных материалов имеет максимум при определенной скорости резания [3].

Рост среднего нормального напряжения указывает на повышение сопротивления материала пластической деформации вследствие увеличения скорости деформирования и упрочения обрабатываемого материала. В результате такого поведения зависимостей  $q_F$  и  $q_N$  величина среднего коэффициента трения  $\mu$  с повышением скорости резания сначала снижается, а затем становится приблизительно постоянной. В некоторых случаях зависимость  $\mu(v)$  имеет экстремальный характер с точкой минимума при некоторой скорости (температуре) резания [3].

Анализ полученных зависимостей показывает, что с возможным увеличением угла сдвига  $\beta_i(\tau) = \beta_0 + \Delta\beta(\tau)$  во времени обработки  $\tau$  максималь-

ные касательные напряжения  $q_{Fi}(B)$  на передней поверхности инструмента в пределах заторможенной зоны незначительно снижаются. Максимальные нормальные напряжения  $q_{Ni}(B)$  при этом возрастают в большей степени, поскольку  $c_{Si} \leq 1$ . В связи с этим средний коэффициент трения  $\bar{\mu}$  на передней поверхности инструмента снижается, но с определенным запаздыванием по отношению к изменению максимального коэффициента трения  $\mu(B) = q_F(B)/q_N(B)$ , поскольку при этом возрастает относительный размер  $\chi$  зоны заторможения. Запаздывание в изменении  $\bar{\mu}$  в соответствии с выражением (12) накладывает ограничение  $\eta$  на возможное изменение  $\Delta\beta(\tau)$  угла сдвига, расчетно-экспериментальные значения которого получены в работе [4] для различных значений ускорения резания  $a_v$  (рис. 5), и скорости изменения  $a_s$  подачи (рис. 6).

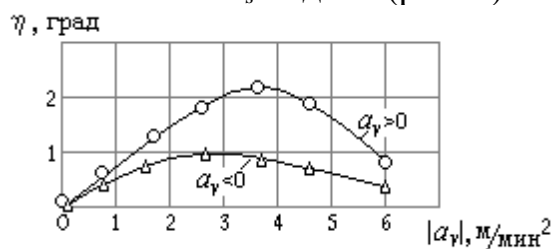


Рис. 5. Влияние ускорения резания на величину запаздывания в изменении угла сдвига при нестационарном точении сплава ХН73МБТЮ резцом ВК8 ( $v = 0,58$  м/с,  $S = 0,1$  мм/об,  $t = 0,5$  мм,  $\gamma = 0^\circ$ )

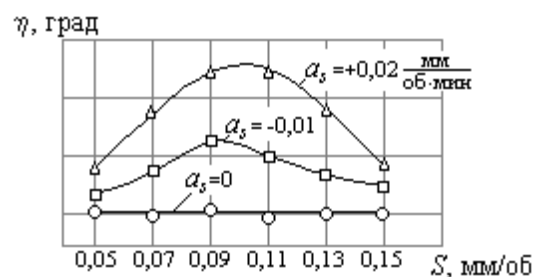


Рис. 6. Зависимость величины запаздывания в изменении угла сдвига от подачи инструмента при точении сплава ХН73МБТЮ резцом ВК8 с различными скоростями изменения  $a_s$  подачи ( $v = 0,5$  м/с,  $t = 0,5$  мм,  $\gamma = 0^\circ$ )

Как показывают приведенные на этих графиках зависимости, обработка с увеличением скорости ( $a_v > 0$ ) резания и подачи ( $a_s > 0$ ) инструмента в исследованном диапазоне изменения режимов резания приводит к большему запаздыванию в изменении деформационных процессов, а следовательно, напряженного состояния, чем обработка со снижением элементов режима резания ( $a_s, a_v < 0$ ).

#### Библиографический список

1. Оксли, П.Б. Механизм резания металлов с переменным напряжением текучести / П.Б. Оксли // Конструирование и технология машиностроения. 1962. № 4. С. 25–32.
2. Постнов, В.В. Исследование стружкообразования при нестационарном резании / В.В. Постнов // Автоматизированные технологические и мехатронные системы в машиностроении: сб. научн. трудов. Уфа: УГАТУ, 1997. С. 39–43.
3. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел / Л.Ш. Шустер. Уфа: Гилем, 1999. 199 с.
4. Мигранов, М.Ш. Изнашивание инструмента в условиях нестационарного процесса точения при изготовлении деталей ГТД: автореф. дис. ... канд. техн. наук / М.Ш. Мигранов. Уфа: УГАТУ, 1995. 14 с.

УДК 621.822

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

### **ОПТИМИЗАЦИЯ ЗАДАЧИ УПРАВЛЕНИЯ РЕСУРСОМ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ МАШИН ДЛЯ ДОБЫЧИ И ПЕРЕРАБОТКИ ТОРФА**

Система планово-предупредительного обслуживания и ремонта, которая в основном применяется в настоящее время при эксплуатации различных машин в нашей стране, не обеспечивает оптимального использования ресурсов, так как не учитывает индивидуального состояния каждой машины.

Работоспособность машин во многом зависит от состояния ее трибозвеньев, поэтому своевременная и точная диагностика наиболее важных параметров позволяет достаточно точно определить остаточный ресурс и принять соответствующие меры к его поддержанию.

Выявление наиболее значимых видов износа и их устранение в реальной практике эксплуатации оборудования не всегда возможно, поэтому для правильной оценки состояния и прогнозирования ресурса можно использовать динамику изменения диагностируемого параметра и его влияние на эффективность использования машины.

Оптимальное решение задачи по распределению ресурсов при эксплуатации машины для добычи и переработки торфа (МДПТ) возможно только при использовании информационных технологий и специальных технических средств диагностики, обеспечивающих качественный сбор информации и анализ изменения суммарного экономического эффекта от наработки изделия. Это позволяет достаточно точно определить граничные условия при реализации алгоритма информационных технологий и получить максимальный экономический эффект от использования МДПТ.

Использование информационных технологий при эксплуатации МДПТ с учетом характера изменения экономического эффекта позволит оперативно по каждому конкретному изделию определить целесообразность дальнейшего использования при любой наработке с начала эксплуатации, и стимулировать у персонала ответственное отношение к сохранению ресурса техники.

В соответствии с выработанным ресурсом, техническим состоянием (уточненным по результатам диагностики) и наработкой, планируемой на рассматриваемый период, разрабатываются годовые и месячные планы-графики ТО и ремонтов, а так же проверяется достаточность имеющихся технических средств, материалов и оборотных агрегатов.

Остаточный ресурс машины или агрегата определяют на основе изменения диагностического параметра  $I_i$ , предельного значения этого параметра  $I_{пр}$  и характера изменения параметра состояния  $I_i$  в зависимости от

наработки. Для решения практических задач изменения параметра с достаточной точностью можно выразить формулой

$$I_i = I_{\text{ном}} \pm K_c t_i^\alpha,$$

где  $I_{\text{ном}}$  – номинальное значение параметра после этапа приработки;  $K_c$  – коэффициент, характеризующий скорость изменения параметра и зависящий от условий эксплуатации и режимов работы;  $t_i$  – наработка машины в момент измерения параметров;  $\alpha$  – показатель степени, характеризующий интенсивность изменения параметра во всем диапазоне наработки и зависящий от материала и конструкции изделий, условий эксплуатации и режимов работы.

Для определения остаточного ресурса достаточно знать приращение изменения параметра относительно его начального значения (рис. 1):

$$\Delta I = K_c t_i'^{\alpha},$$

где  $t_i' = t_i - t_{\text{нач}}$ . В практических расчетах величиной  $t_{\text{нач}}$  можно пренебречь и принять  $t_i' = t_i$ .

Тогда остаточный ресурс будет равен разности между предельной наработкой  $t_{\text{пр}}$ , соответствующей предельному значению параметра  $I_{\text{пр}}$ , и наработкой  $t_i'$  при диагностировании МДПТ,  $t_{\text{ост}} = t_{\text{пр}} - t_i'$ .

Выразив  $t_{\text{пр}}$  через  $\Delta I_{\text{пр}}$  и через  $\Delta I_i$ , получим

$$t_{\text{ост}} = \left( \frac{\Delta I_{\text{пр}}}{K_c} \right)^{1/\alpha} - t_i' = t_i' \left( \left( \frac{\Delta I_{\text{пр}}}{K_c} \right)^{1/\alpha} \left( \frac{K_c}{\Delta I_{\text{пр}}} \right)^{1/\alpha} - 1 \right) = t_i' \left( \frac{\Delta I_{\text{пр}}^{1/\alpha}}{\Delta I_i^{1/\alpha}} - 1 \right). \quad (1)$$

При неизвестной наработке с начала эксплуатации до момента диагностирования остаточный ресурс можно определить по двум замерам параметра через интервал наработки  $\Delta t$ :

$$\Delta t = t_i - t_{i-1} = \left( \frac{\Delta I_i}{K_c} \right)^{1/\alpha} - \left( \frac{\Delta I_{i-1}}{K_c} \right)^{1/\alpha} = \frac{\Delta I_i^{1/\alpha} - \Delta I_{i-1}^{1/\alpha}}{K_c^{1/\alpha}},$$

откуда

$$K_c^{1/\alpha} = \frac{\Delta I_i^{1/\alpha} - \Delta I_{i-1}^{1/\alpha}}{\Delta t}.$$

Учитывая, что

$$\Delta t_i = \frac{\Delta I_i^{1/\alpha}}{K_c^{1/\alpha}} = \frac{\Delta t \Delta I_i^{1/\alpha}}{\Delta I_i^{1/\alpha} - \Delta I_{i-1}^{1/\alpha}},$$

подставив значение  $\Delta t_i$  в формулу (1), получим

$$t_{\text{ост}} = \frac{\Delta t (\Delta I_{\text{пр}}^{1/\alpha} - \Delta I_i^{1/\alpha})}{\Delta I_i^{1/\alpha} - \Delta I_{i-1}^{1/\alpha}}.$$

Достоверность прогнозирования остаточного ресурса, как правило, определяется точностью показателя степени  $\alpha$ .

Значения контролируемых параметров могут отличаться в несколько раз у отдельных объектов диагностирования. По данным исследований

гидросистем МДПТ коэффициент подачи десяти сдвоенных аксиально-поршневых насосов 223.25 торфяных экскаваторов МТП-71-1 при наработке 5,5 тыс. моточасов изменялся от 0,2 до 0,8 при среднем значении 0,57. Результаты изменения коэффициента подачи этих насосов отражены на рис. 2 (кривые 1–10). Предельного состояния ( $K_Q = 0,75$ ) девятый и десятый подконтрольные насосы достигают при наработке 2,5 тыс. моточасов, а второй и третий – при наработке 6 тыс. моточасов. Среднестатистическому значению коэффициента подачи для предельного состояния соответствует наработка 4,2 тыс. моточасов. Значения показателя  $\alpha$  для рассматриваемых насосов изменяются на порядок. Прогнозирование остаточного ресурса на основе среднестатистического значения  $\alpha_{cp}$  приводит к существенным погрешностям. Анализ данных по изменению коэффициента подачи показывает, что ошибка прогнозирования остаточного ресурса по  $\alpha_{cp}$  составляет 50%. Таких ошибок можно избежать при определении значений  $\alpha$  по каждому диагностируемому объекту при очередных контрольных мероприятиях.

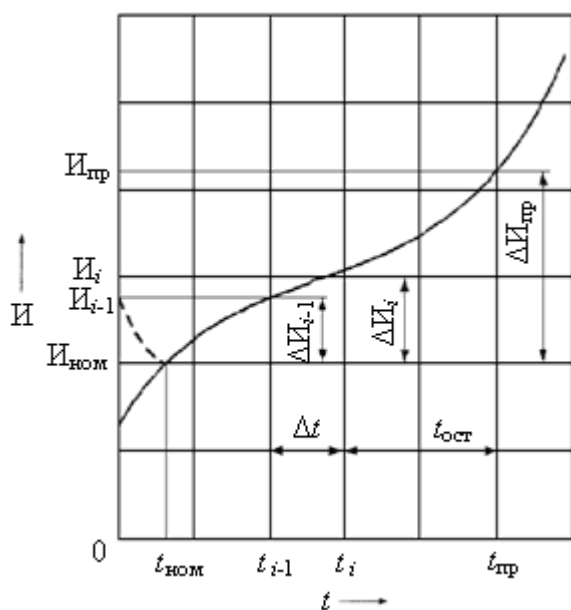


Рис. 1. Определение остаточного ресурса

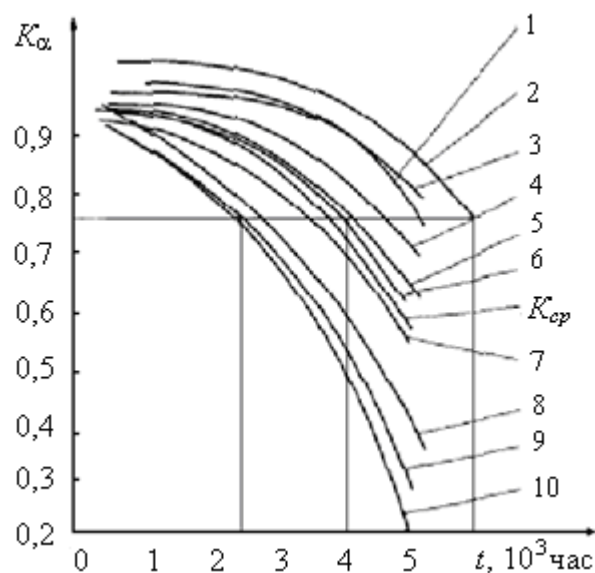


Рис. 2. Зависимость коэффициента подачи от наработки

В реальных условиях эксплуатации значение  $\alpha$  можно определять по двум замерам диагностического параметра, решая систему уравнений

$$\Delta I_i = K_c t_i^\alpha, \Delta I_{i+1} = K_c t_{i+1}^\alpha,$$

где  $i = 1, \dots, m$ ;  $m$  – порядковый номер диагностики при  $t_{ост} = 0$ .

После преобразований получаем

$$\alpha_i = \frac{\ln(\Delta t_{i+1} / \Delta t_i)}{\ln(t_{i+1} / t_i)}.$$

С увеличением  $m$  точность  $\alpha$  повышается. Для прогнозирования ресурса определяется средневзвешенное значение коэффициента:

$$\alpha_{св} = \frac{\sum_{i=1}^m \Delta t_i \alpha_i}{\sum_{i=1}^m \Delta t_i},$$

где  $\Delta t_i$  – интервал наработки между двумя замерами контролируемого параметра.

Анализ результатов  $t_{ост}$  с учетом значений  $\alpha$  показывает хорошую сходимость экспериментальных данных с расчетными (ошибка не превышает 5%).

При использовании информационных технологий на участке диагностирования МДПТ прогнозирование остаточного ресурса можно проводить по всем сборочным единицам и машине в целом используя специальный алгоритм [1].

Алгоритм работает на трех уровнях функционирования, в соответствии с ключевым параметром. Самый низкий уровень использует банк данных, сформированный ранее на более высоком уровне программы. На вход поступает и обрабатывается текущая информация по диагностике данной системы или ее подсистемы (дата, наработка, параметр диагностики), потом на печать отправляется расчетная текущая информация или информация, накопленная по данной подсистеме, либо текущая информация и все содержимое базы данных.

Применение информационных технологий при определении состояния МДПТ и прогнозировании остаточного ресурса обеспечит эффективную эксплуатацию техники в период добычи торфа за счет наиболее полного использования. С помощью информационной системы в любой момент времени можно получить данные о текущем состоянии машины и рекомендации по проведению обслуживаний и ремонтов для конкретной машины, в том числе с использованием самых современных технологий восстановления [2].

#### Библиографический список

1. Максименко, А.Н. Диагностика строительных, дорожных и подъемно-транспортных машин: учеб. пособие / А.Н. Максименко, Г.Л. Антипенко, Г.С. Лягушев. Санкт-Петербург, 2008. 302 с.
2. Болотов, А.Н. Восстановление локально изношенных подшипников методом пластического деформирования по прилегающей поверхности / А.Н. Болотов, Н.Б. Демкин, И.В. Горлов // Трение, износ, смазка. 2005. № 2. С. 26–30.

УДК 621.928.26

А.В. Кондратьев, С.М. Кочканян, И.С. Вовченко  
Тверской государственной технической университет

## ВЫБОР КОНСТРУКТИВНЫХ СХЕМ И РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ВАЛКОВЫХ СОРТИРОВОК

Валковые сортировки (сепараторы, грохоты) нашли применение в различных областях народного хозяйства благодаря эффективному воздействию на разделяемые смеси (рис. 1). В то же время, практическое применение этих устройств показало их недостаточно надежную работу при разделении сыпучих материалов. Так, например, при выделении древесных включений из торфяной залежи происходит заклинивание древесины между рабочими элементами, наматывание растительности на валы и налипание торфа на поверхности дисков и валов. Подобные отрицательные явления наблюдаются на валковых сепараторах при вычесывании камней из пахотного слоя сельхозугодий, уборке и очистке от почвы корнеклубнеплодов, предварительном грохочении углей и антрацитов и т.д. Кроме того, наличие абразивных частиц в сортируемом материале приводит к интенсивному износу дисков и валов.

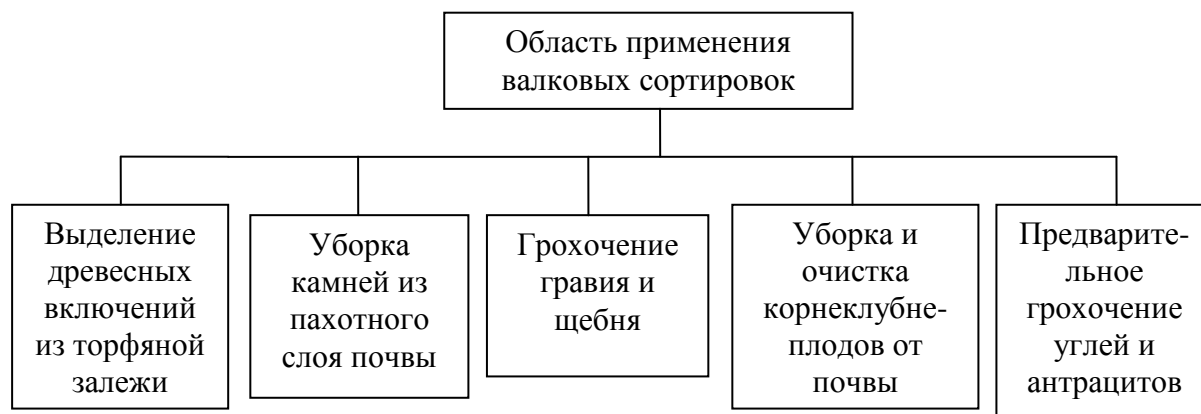


Рис.1. Использование сортировок в различных технологических процессах

К настоящему времени разработано большое количество вариантов конструктивного исполнения валковых сортировок, и в зависимости от направления их использования необходимо выбрать ту или иную схему.

Выбор конструктивных параметров валковых сортировок должен основываться на обеспечении надежной и эффективной работы сортирующих устройств. В ранее опубликованных работах говорилось, что для сепаратора с шахматным расположением дисков (рис. 2) определение размерных характеристик сводится к вычислению диаметров дисков заданной формы и межцентрового расстояния между валами из условия минимизации заклинивания твердых включений (например, древесных включений,



зерен гравия или щебня) между диском и валом, согласно следующим выражениям [1, 2]:

$$D = (d + 2aK) / (2K_0 K_n - 1), \quad (1)$$

$$A = D K_0 K_n, \quad (2)$$

где  $D$  – диаметр описанной окружности дисков, мм;  $A$  – межцентровое расстояние между валами, мм;  $d$  – диаметр вала, мм;  $a$  – промежуток между двумя соседними дисками вала, мм (рабочий «просвет»);  $K$  – коэффициент, характеризующий отношение  $e/a$  ( $e$  – расстояние от вершины диска до соседнего вала, мм);  $K_0$  – геометрический коэффициент, равный отношению  $D_{en}/D$  ( $D_{en}$  – диаметр вписанной окружности диска, мм);  $K_n$  – коэффициент, характеризующий степень перекрытия дисков соседних валов, определяется как отношение  $A / D_{en}$  ( $K_n = 1 \dots 0,7$ ).

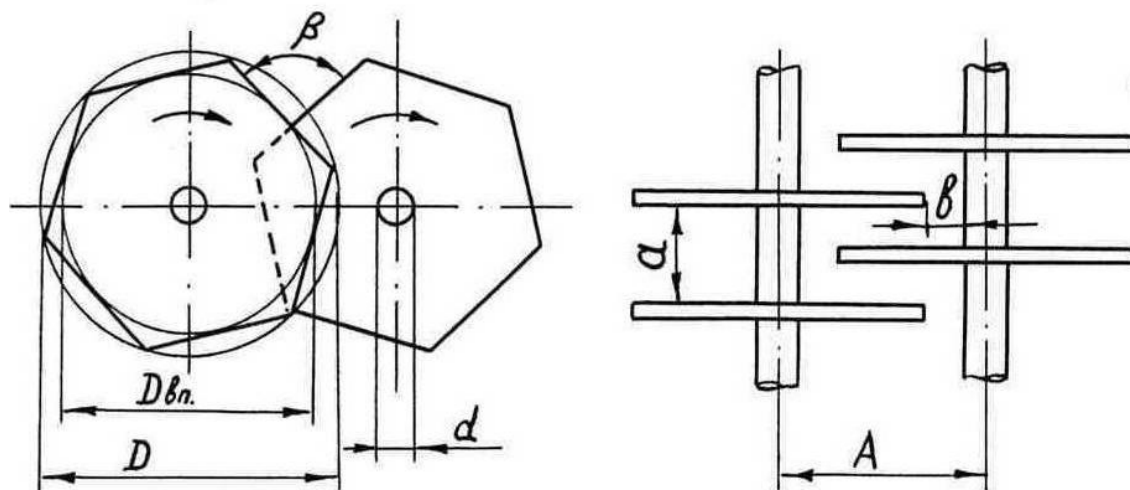


Рис. 2. Схема валкового сепаратора с шахматным расположением дисков

Последовательность расчета следующая. Сначала задают параметры  $a$ ,  $d$ ,  $K$ ,  $K_0$ ,  $K_n$ , исходя из технологических условий процесса разделения сыпучих материалов с учетом размерных характеристик компонентов смеси, а затем по выражениям (1) и (2) определяют  $D$  и  $A$ . При этом параметры сепаратора и кинематический режим его работы должны в обязательном порядке удовлетворять требованию предотвращения заклинивания нетехнологических включений между смежными дисками:

$$\beta > 2\alpha_{mp}, \quad (3)$$

где  $\beta$  – угол между гранями смежных дисков;  $\alpha_{mp}$  – угол трения нетехнологического включения по материалу диска ( $\alpha_{mp} = 20^\circ \dots 24^\circ$  при трении древесины и камней по стали) [3].

Принимая во внимание результаты эксплуатации валковых сепараторов, рекомендуемая величина угла  $\beta$  должна находиться в пределах  $90^\circ \dots 135^\circ$ . Выполнение условия (3) достигается за счет соответствующей конфигурации (формы) дисков и величины их взаимного перекрытия.

Однако следует заметить, что на такой конструкции полностью предотвратить заклинивание твердого включения между валом и диском невозможно. Это объясняется тем, что существует вероятность попадания между диском и валом материала с соотношением длины и толщины, превышающим отношение  $v/a$ . Поэтому данную схему можно рекомендовать для сепарации корнеклубнеплодов, грохочения углей, отделения древесных включений от торфа.

Предотвращение заклинивания твердых включений можно достичь на валковом грохоте с эластичными втулками [4]. Для предотвращения заклинивания твердых включений при любом численном значении  $v$  необходимо на валах сепарирующего устройства рекомендуемой схемы устанавливать эластичные (например, резиновые) втулки. Схема валкового сепаратора с эластичными втулками показана на рис. 3.

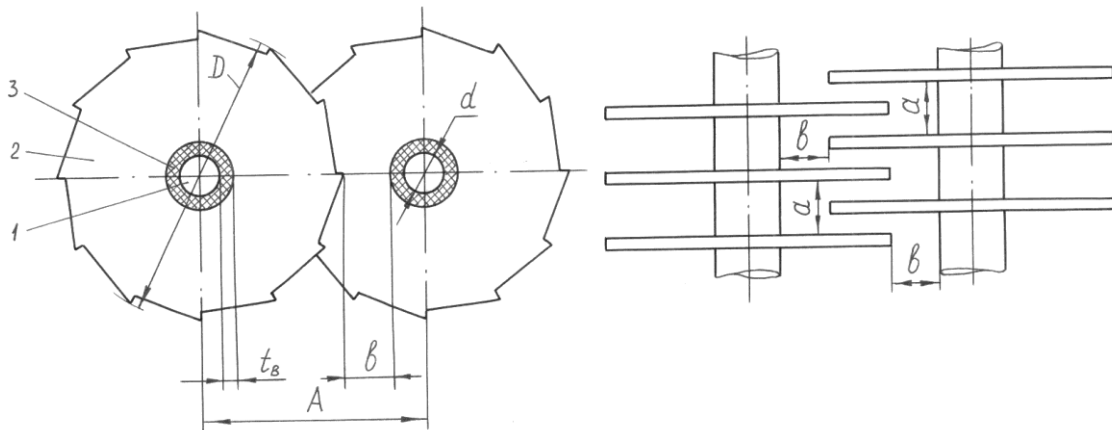


Рис. 3. Схема валкового сепаратора с эластичными втулками:  
1 – вал, 2 – диск, 3 – эластичная втулка

Определение расчетных диаметров  $D$  дисков и межцентрового расстояния  $A$  сепаратора с эластичными втулками осуществляется по уравнениям:

$$D = (2v + a) / [K_o(2K_n + 1,4) - 2,4], \quad (4)$$

$$A = D/2 + v + t_s + d/2, \quad (5)$$

где  $v$  – кратчайшее расстояние от вершины диска до втулки соседнего вала, мм;  $t_s$  – толщина эластичной втулки, мм ( $t_s \approx 1,4[D - D_{en}]/2$ ).

Выбрав форму диска, характеризуемую коэффициентом  $K_o$ , и задав параметры  $a$ ,  $d$ ,  $K_n$  и  $v$ , по уравнениям (4) и (5) можно определить величины  $D$  и  $A$  для сепаратора, обеспечивающего надежное и качественное выполнение процесса разделения сыпучего материала. Данную конструкцию можно использовать для грохочения гравия и щебня и выделения камней из пахотного слоя почвы.

Для исключения наматывания растительных остатков на вал был разработан сепаратор с приближенными дисками (рис. 4).

Определение расчетных диаметров  $D$  дисков и межцентрового расстояния  $A$  сепаратора с приближенными дисками осуществляется по следующим уравнениям:

$$D = (2aK_1^{-1} + d) / K_0(2K_n - 1), \quad (6)$$

$$A = D K_n (1 + K_0) / 2, \quad (7)$$

где обозначения те же, что в формулах (1), (2);  $K_1$  – вероятностно-статистический коэффициент, например, для древесины  $K_1 = 1,1/(0,6...0,8)$ . Схему с приближенными дисками можно рекомендовать для выделения древесных включений из торфяной залежи, уборки и очистки корнеклубнеплодов от почвы.

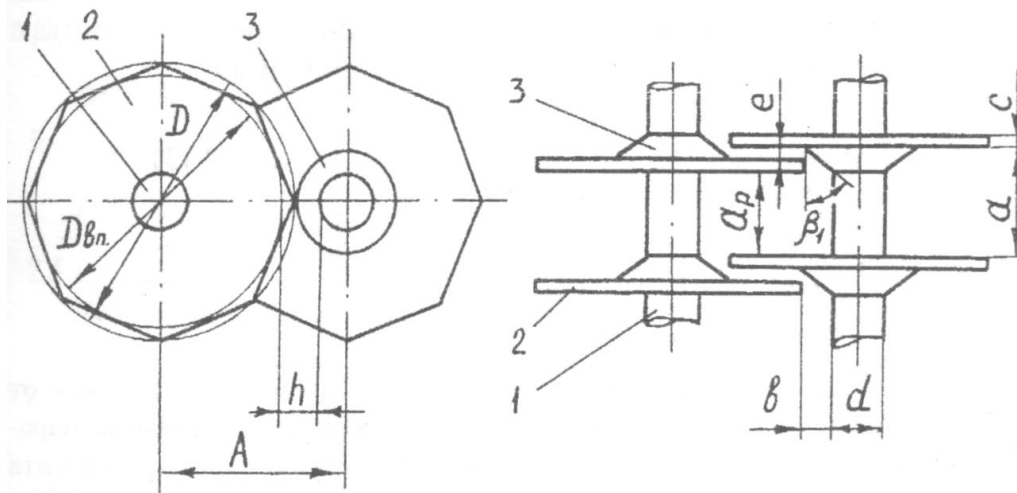


Рис. 4. Схема сепаратора с приближенными дисками:  
1 – вал, 2 – диск, 3 – конусная ступица

В ходе анализа конструктивных особенностей валковых сортировок было замечено, что шахматное расположение дисков является препятствием для проектирования устройств с малым значением промежутка  $a$  (например,  $a = 5...10$  мм), когда толщина диска может быть больше промежутка между соседними дисками.

Для решения данного вопроса была предложена конструкция валковой сортировки, на валах которой расположены встык круглые сепарирующие диски, т.е. диски каждого вала расположены напротив сепарирующих дисков соседних валов. При этом круглые диски выполнены с утолщением по контуру в виде шпальта, а между валами с круглыми дисками установлены очистительно-транспортные валы с зубчатыми дисками, входящими в промежутки между сепарирующими дисками на величину, равную или большую разнице наружного и внутреннего радиусов утолщений сепарирующего диска [5]. В каждом промежутке между зубчатыми дисками на очистительно-транспортном валу неподвижно установлена эластичная упругая втулка с зазором к торцам сепарирующих дисков. Схема устройства показана на рис. 5.

Сначала, исходя из технологических требований, необходимо выбрать параметры  $D, d, h, d_{om}, a, b, t_{om}, c$ . При этом численное значение  $b$  принимается из условия  $b < a$ . Величина  $c$  находится в интервале от  $b$  до  $d_{om} + 2b$ . Затем необходимо определить диаметр диска очистительно-транспортного вала и координаты его расположения.

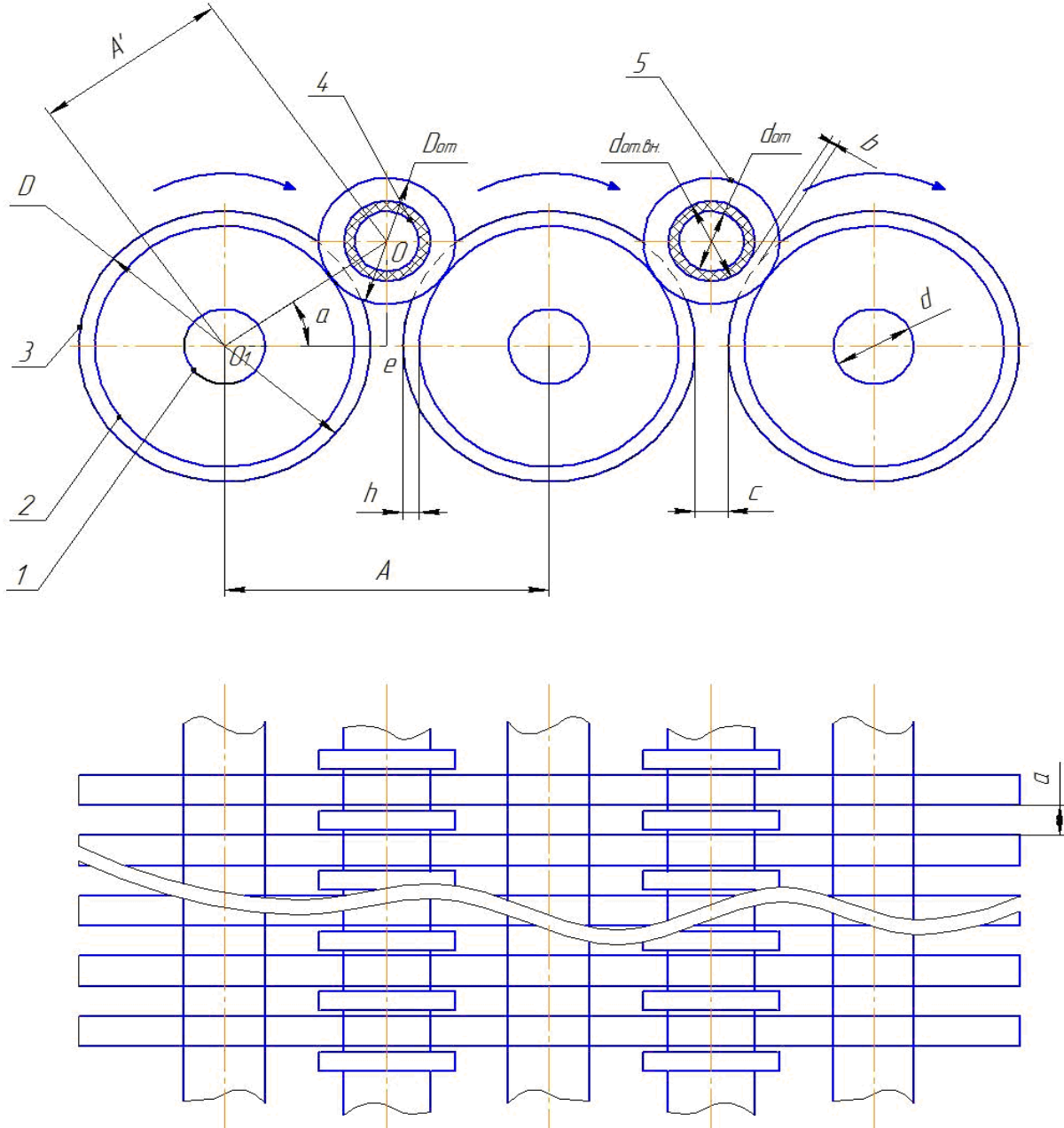


Рис. 5. Схема сортировки с очистительно-транспортными валками:  
 1 – вал; 2 – сепарирующий диск; 3 – шпальт (утолщение по контуру сепарирующего диска 2); 4 – очистительно-транспортный вал; 5 – диск вала 4;  
 $A$  – межцентровое расстояние между валами 1;  $D$  – диаметр сепарирующего диска 2;  
 $D_{in}$  – внутренний диаметр шпальта 3 диска 2;  $d$  – диаметр вала 1;  $d_{om}$  – диаметр вала 4;  
 $D_{om}$  – диаметр диска 5;  $b$  – расстояние между торцом диска 2 и валом 4;  $a$  – расстояние между соседними сепарирующими дисками 2;  $c$  – расстояние между торцами дисков 2;  
 $h$  – толщина контурной части шпальта 3 диска 2;  $\alpha$  – угол между линией, соединяющей центры валов 1, 4, и отрезком, проведенным через центры рядом стоящих валов 1

Выражение для определения диаметра диска очистительно-транспортирующего вала:

$$D_{om} = d_{om} + 2b + (D - D_u)k_n, \quad (8)$$

где  $D_u = D - 2h$ ;  $k_n$  – коэффициент перекрытия ( $k_n = 1$  при  $A = D/2 + D_{om}/2$ ,  $k_n < 1$  при  $A < D/2 + D_{om}/2$ ).

Из треугольника  $oo_1e$  следует, что горизонтальная координата центра очистительно-транспортирующего вала:

$$oo_1e = A/2 = (D + c)/2. \quad (9)$$

Межосевое расстояние между сепарирующим валом и очистительно-транспортирующим валом:

$$A' = oo_1 = (D/2 + b + d_{om}/2). \quad (10)$$

После этого определяем численное значение угла  $\alpha$  из выражения

$$\cos \alpha = (D + c) / (D/2 + b + d_{om}/2). \quad (11)$$

Затем находим вертикальную координату центра очистительно-транспортирующего вала:

$$oe = (D/2 + b + d_{om}/2) \sin \alpha. \quad (12)$$

Изменяя промежуток  $c$ , можно увеличивать или уменьшать вертикальную координату расположения очистительно-транспортирующего вала и по уравнениям (8)–(12) рассчитать параметры сортировки. Применение данной конструкции валковой сортировки позволит, например, эффективно классифицировать гравий и щебень во всем размерном диапазоне от 5 до 10 мм.

Таким образом, исходя из условий эксплуатации валковых сортировок, можно выбрать их схему и определить рациональные конструктивные параметры, обеспечивающие надежную и результативную работу валкового сепаратора или грохота.

#### Библиографический список

1. Кондратьев, А.В. Обоснование конструкций валковых сепараторов торфяных и камнеуборочных машин / А.В. Кондратьев, С.М. Кочканян, Ю.Н. Павлов // Матер. XXIII научно-практ. конф. Тверь: ТГСА, 2000. С. 137–139.
2. Кондратьев, А.В. Повышение эффективности процесса разделения на валковых сепараторах / А.В. Кондратьев, С.М. Кочканян, Ю.Н. Павлов // Проблемы и перспективы развития агропромышленного комплекса региона: сб. науч. трудов. Тверь: ТГСХА, 2002. С. 235–237.
3. Кондратьев, А.В. Создание высокоэффективных валковых сепараторов торфяных машин и оборудования: дис. ... докт. техн. наук / А.В. Кондратьев. Тверь. 1998. 361 с.
4. А.с. № 1727575. Ротационный сепаратор / А.В. Кондратьев, А.Б. Мясников, С.М. Кочканян. Оpub. 1992. Бюл. № 15.
5. Патент № 89430. Ротационный сепаратор / А.В. Кондратьев, С.В. Мочалов, С.М. Кочканян, С.П. Смородов, И.С. Вовченко. Оpub. 2009. Бюл. № 34.

УДК 621.311:658.26

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

## ПРИНЯТИЕ РЕШЕНИЙ В СИСТЕМАХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Эффективность процедур автоматизированного проектирования технологических процессов (ТПр) изготовления деталей во многом определяется способом оценки решений на уровнях декомпозиции процесса проектирования, поэтому разработка системы оценки решений приобретает первостепенное значение при разработке систем автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП) с элементами искусственного интеллекта (ИИ).

**Принципы выбора системы критериев.** Система критериев на уровнях декомпозиции процесса технологического проектирования (ПТП) в САПР ТП с элементами ИИ – необходимое условие для отбора целесообразных вариантов [1, 2]. Решения на высших уровнях ПТП из-за малой степени детализации носят логический характер, их точность при переходе к следующим уровням должна увеличиваться. Для повышения эффективности процедур поиска решений на каждом уровне отбирается несколько вариантов, так как не имеется математического доказательства, что получение оптимальных решений на высших уровнях обеспечивает глобальный оптимум ТПр в целом. Интервалы значений критериев выбираются так, чтобы, с одной стороны, не увеличивать число детализируемых вариантов, с другой – не потерять лучшее или близкое к нему решение. Были сформулированы основополагающие принципы, определяющие формирование критериев: 1) комплексность – учет важнейших факторов; 2) количественный вид и пропорциональность; 3) критерии должны отражать структурные и параметрические свойства ТПр, быть модифицируемыми при изменениях в производственной системе (ПС); 4) иерархичность; 5) соответствие смыслового содержания критериев смысловому содержанию уровня; 6) обеспечение получения решений в сужающихся пространствах.

**Критерии оценки решений в САПР ТП.** Наиболее часто на первом уровне ПТП (укрупненная схема ТПр) используют критерии: минимумы технологической себестоимости  $C_m \rightarrow \min$  и приведенных затрат  $C_{прив.} \rightarrow \min$ ; неполное оперативное время  $t_{on.} \rightarrow \min$ ; максимум технологической производительности резания  $K_m \rightarrow \max$ . Главными недостатками являются: отсутствие связи критериев с состоянием в технологических подразделениях (ТП) по загрузке оборудования; отсутствие оценки связи с параметрами ТПр [3]. Учитывая, что выбор заготовки в условиях единичного и мелкосерийного производства часто ограничивается различным сортовым прокатом, а этапы обработки допускают лишь частичную перестановку, то

основным управляемым параметром критерия являются маршруты обработки поверхностей (МОП).

Рассмотрим характеристики: 1) мощность обобщенного маршрута обработки поверхностей  $M_O = \cup \text{МОП}_i = \cup \{\text{ПЕР}_j\}_i$ , где  $i$  – номера обрабатываемых поверхностей;  $j$  – порядковый номер перехода; 2) мощность пересечения маршрутов обработки  $M_{\Pi} = \cap \text{МОП}_i = \cap \{\text{ПЕР}_j\}_i$ . Оценим множества  $M_O$  и  $M_{\Pi}$  по параметру перехода – виду обработки. Число элементов в множествах  $N_O$  и  $N_{\Pi}$ , найдем их соотношение  $K_{\Pi} = N_O/N_{\Pi}$  и проанализируем.

Увеличение  $K_{\Pi}$  соответствует использованию большего числа различных методов, определяет дифференциацию ТПр на операции, загрузку большего числа станков. Уменьшение  $K_{\Pi}$  способствует концентрации обработки за счет сокращения различных ее методов, уменьшения числа операций. Оценим множества  $M_O$  и  $M_{\Pi}$  по признаку – типу применяемого инструмента (число элементов в множествах  $N_O^I$  и  $N_{\Pi}^I$ ). Отношение  $K_{II} = N_O^I/N_{\Pi}^I$  прямо характеризует тенденцию к увеличению (уменьшению) числа применяемого инструмента и затрат на него, косвенно-указанное выше.  $K_{II}$  характеризует структурные составляющие ТПр. Рассмотрим величину, обозначив ее  $K_{ТП}$  – коэффициент состояния ТП:  $K_{ТП} = (Z_T/0,85)^{mI}$ , где  $Z_T$  – приведенная загрузка по типам оборудования, применяемого для реализации множества переходов  $M_O$ ;  $Z_T = \sum^n Z_{\Pi i}$ , где  $Z_{\Pi i}$  – приведенная загрузка  $i$ -го типа станка,  $n$  – их количество; 0,85 – нормативная загрузка, рекомендуемая для предприятий по плановым работам;  $mI$  – показатель степени. Для учета влияния объема обработки каждого вида расчет  $Z_{\Pi i}$  ведется с учетом числа переходов, выполняемых на данном типе станка, и общего их числа по деталям.  $K_{ТП}$  объемно учитывает загрузку оборудования, характеризует готовность ТП к работе; чем его величина больше, тем более дифференцирован должен быть ТПр с целью обеспечения равномерной загрузки оборудования. Рассмотрим произведение  $K_{\Pi}$  и  $(1/K_{ТП})$ , обозначив его  $K_1^I$ :

$$K_1^I = \left( \cup \text{МОП}_i / \text{МОП}_i \right) \times (1/K_{ТП}) = \left( N_O / N_P \right) \times (1/(Z_T/0,85)^{mI}).$$

$K_1^I$  отражает структуру ТПр по методам обработки, учитывает ожидаемое распределение этих методов по станкам, изменение загрузки оборудования, что позволяет использовать его в качестве критерия. Рассмотрим  $K_2^I = K_{II} \times (1/K_{ТП})$ :  $K_2^I = \left( N_O^I / N_P^I \right) \times (1/(Z_T/0,85)^{mI})$ .

$K_2^I$  характеризует структуру ТПр с точки зрения инструмента и влияние на загрузку множества предусмотренных переходов, т.е. носит комплексный характер, но более явно связан с затратами, нежели  $K_1^I$ . В связи с этим, первый критерий  $K_1^I = E_1^I$  следует использовать, если ЦФ ТПр  $Q \rightarrow \max$ , а второй  $K_2^I = E_2^I$ , когда  $C \rightarrow \min$ :  $K_{I\min} \leq E_1^I \leq K_{I\max}$ ,  $K_{2\min} \leq E_2^I \leq K_{2\max}$ .

Если критерий – минимальный цикл изготовления деталей  $T_u \rightarrow \min$ , то он предполагает дифференциацию ТПр на операции, и обработку на рабочих местах параллельно-последовательно. В этом случае фактическая загрузка ТП во внимание не принимается ( $K_{ТП} = 1$ ), а  $K_1^1$  смещен в сторону больших величин; поэтому критерий  $E_3^1 = K_{II} : K_{3\min} \leq E_3^1 \leq K_{3\max}$ .

На основе опыта моделирования при внедрении САПР ТП на ООО «Нефтегеофизика» (г. Тверь) были установлены значения  $K_{1\max}$ ,  $K_{2\max}$ ,  $K_{1\min}$ ,  $K_{2\min}$ ,  $K_{3\max}$ ,  $K_{3\min}$ , которые в последующем уточняются в процессе работы.

На уровне маршрутной технологии находят применение следующие критерии: максимальная производительность операции  $Q_{OP} \rightarrow \max$ , минимумы приведенных затрат  $C_{ПР.он} \rightarrow \min$ , технологической себестоимости  $C_{Тон} \rightarrow \min$  и трудоемкости  $t_{Ш.К} \rightarrow \min$ . Для критериев не очевидна взаимосвязь с параметрами и структурами ТПр. Рассмотрим соотношение  $K_0 = \kappa/q$ , где  $\kappa$  – число операций в маршруте,  $q$  – число этапов механической обработки. Увеличение  $K_0$  ведет к дифференциации ТПр, уменьшение – к концентрации, т.е. он характеризует основные структурные составляющие ТПр и его производительность. Проанализируем выражение  $K_D = (L_p/L_0)^{m^2}$ , где  $L_0$  – размер оптимальной партии, определяющий дифференциацию ТПр,  $L_p$  – размер фактической партии запуска. При увеличении партии деталей  $L_p$  целесообразно увеличивать дифференциацию ТПр, и наоборот. На данном уровне уточнены группы станков в пределах типа, поэтому введем величину  $K_{ТП}^2 : K_{ТП}^2 = (3_\Gamma / 0,85)^{m^1}$ , где  $3_\Gamma$  – приведенная загрузка по группам оборудования в пределах типа. Значение  $K_1^2$  отражает структуру спроектированной технологии и состояние ТП, поэтому  $K_1^2 = \frac{\kappa}{q} \times (1 / (3_\Gamma / 0,85)^{m^1})$  можно использовать как критерии  $E_1^2$ , если ЦФ ТПр  $Q \rightarrow \max$  (индекс сверху означает уровень):  $K_1^2 \min < E_1^2 < K_1^2 \max$ . Проанализируем  $K_2^2 = E_2^2 = K_0 \times (1 \div (K_{ТП}^2 \times K_D))$ .  $K_D$  учитывает экономическую сторону технологии. Тогда, при  $K_1^2 \min = K_2^2 \min$ ,  $K_1^2 \max = K_2^2 \max$  и  $L_p < L_0$  ( $K_D < 1$ ) выдерживание соотношения  $K_{2\min}^2 < E_2^2 < K_{2\max}^2$  приводит к уменьшению  $K_0$ , т.е. к концентрации обработки, и наоборот. Критерий эффективен при ЦФ ТПр  $C \rightarrow \min$ . В соответствии с вышесказанным, при ЦФ ТПр  $T_{Ц} \rightarrow \min$ ,  $E_3^2 = K_3^2 = K_0$ , критерий  $K_3^2 \min < E_3^2 < K_3^2 \max$ , но границы смещены в сторону больших значений.

Формирование критериев по принципу справедливой относительной уступки обеспечивает сглаживание уровней локальных критериев.

На уровне проектирования операционной технологии рекомендуется использовать критерии неполного штучного  $t'_{ум}$ , неполного вспомогательного времени  $\Sigma t'_B$ , себестоимости обработки совокупности переходов



$\Sigma C_{ПЕРi}$ . Очевидно желание найти соответствие с параметрами общего решения, оцениваемого  $Q$  и  $C$ . Однако отсутствие данных по режимам резания, используемому инструменту затрудняет расчет, приводит к итерационным процедурам; в критериях не отражено состояние ТП. Проанализируем выражение для  $t'_{um}$ , учитывающее только изменяемые затраты времени на выполнение операции:  $t'_{um} = (\sum l_{pxi} / S_i + \sum l_{xxj} / V_{xxj} + t_{cuk})_v$ ; где  $l_{pxi}, l_{xxj}$  – длины рабочих и холостых ходов;  $S_i, V_{xxj}$  – величина подачи рабочих и скорости холостых ходов;  $t_{cuk}$  – время на  $k$ -ю смену инструмента,  $V$  – номер варианта структуры.

Рассмотрим связь вида оборудования с возможностью использования критерия  $t'_{um}$ . Для оборудования с ручным управлением длины рабочих ходов и последовательность смены инструмента определены при синтезе структур операций, а холостые хода произвольно определяются рабочим, поэтому суммарная длина рабочих ходов будет единственным объективным критерием.

Для токарного оборудования с ЧПУ важнее оценка затрат на рабочие ходы, так как холостые выбираются максимально короткими, их скорости превышают на порядки скорости подач рабочих. Рабочие ходы определяют выбор инструмента и время его смены, которое, учитывая его малость по сравнению с обработкой, можно не принимать в расчет. Для фрезерно-сверлильно-расточных станков с ЧПУ ситуация иная. Объемная фрезерная обработка строится на основании типовых траекторий, затраты времени на эту обработку для данной детали постоянны. Основное время обработки поверхностей сверлением, растачиванием, развертыванием и т.д. определяется длиной поверхности, эти затраты времени для данной детали неизменны. Для этого вида оборудования оптимальность структуры определяется временем перехода от обработки одной поверхности к другой. Помня, что модель оборудования определяется на данном уровне, для учета состояния ТП введем критерий  $K_{3q} = (3_q / 3_{mo})^{m^3}$ , где  $3_q$  – загрузка  $q$ -го станка из выбранной группы; средняя загрузка  $K$  станков группы,  $3_{mo} = \sum 3_q / K$ .

Отсюда следующие критерии  $E^3$ . Для универсальных станков при ЦФ  $Q \rightarrow \max$ , обозначив  $\forall v, q \left[ \sum l_{pxiv} \times K_{3q} \right]_{\min} = E_{l\min}^3$  и  $\left[ \sum l_{pxiv} \times K_{3q} \right] = E_l^3$ , получим

$K_l^3 \times E_{l\min}^3 \geq E_l^3 \geq E_{l\min}^3$ , где  $v$  – номер варианта;  $K_l^3$  – коэффициент, который рекомендуется на первом этапе принимать равным 1,3...1,4. Если в качестве ЦФ используется  $C \rightarrow \min$ , то допустив, что затраты по оборудованию и инструменту пропорциональны длинам рабочих ходов, получим общие затраты:  $3_{ql} = (\sum l_{pxiv}) \times C_{cq} + \sum ((\sum l_{pxj})_l) \times C_{ul}$ , где  $C_{cq}$  – стоимость станко-часа работы  $q$ -го станка без учета затрат по инструменту;  $C_{ul}$  – затраты по  $l$ -му

инструменту ( $l = 1, n$ ), отнесенные к 1-му часу времени резания;  $l_{pxjl}$  –  $j$ -й рабочий ход  $l$ -го инструмента,  $j = 1, pi$ ;  $\sum (\sum l_{pxj})_l = \sum l_{pxiv} = m$ ;  $n \times pi = m$  – общее число рабочих ходов. Обозначив  $\forall (q, l (3_{ql}))_{\min} = E_{2\min}^3$ , получим  $E_2^3 : K_2^3 \times E_{2\min}^3 \geq E_2^3 \geq E_{2\min}^3$  (примем  $K_2^3 = K_1^3$ ). Если в качестве ЦФ выбрано  $T_{Ц} \rightarrow \min$ , то загрузка оборудования не учитывается. Обозначив  $(\sum l_{pxiv}) = E_3^3$  и  $\forall (v (\sum l_{pxiv}))_{\min} = E_{3\min}^3$ , получим  $K_3^3 \times E_{3\min}^3 \geq E_3^3 \geq E_{3\min}^3$ .  $K_3^3$  можно принять равным  $K_1^3 = K_2^3$ . Для токарного оборудования с ЧПУ критерии совпадают со станками с ручным управлением,  $E_{4T}^3 = E_1^3 (Q_{\phi} \rightarrow \max)$ ,  $E_{5T}^3 = E_2^3 (C \rightarrow \min)$ ,  $E_{6T}^3 = E_3^3 (T_u \rightarrow \min)$ . Известно, что для дорогостоящего оборудования с ЧПУ ЦФ  $Q \rightarrow \max$  и  $C \rightarrow \min$  определяют близкие структуру и параметры операций, поэтому в этих случаях целесообразен критерий:  $E_7^3 = E_8^3 = t'_{8v} \times K_q$ . Обозначив  $\forall v, q (t'_{8v} \times K_q)_{\min} = E_{7,8\min}$ , получим  $K_3^3 \times E_{7,8\min}^3 \geq E_{7,8}^3 \geq E_{7,8\min}^3$ . Если целевая функция  $T_u \rightarrow \min$ , то  $E_9^3 = t'_{9v}$ , и  $E_{9\min}^3 = t'_{9v\min}$ , а  $K_9^3 \times E_{9\min}^3 \geq E_9^3 \geq E_{9\min}^3$ .

На уровне нахождения параметров технологических переходов критерии, за исключением  $T_{Ц} \rightarrow \min$ , исследованы достаточно подробно. Даны зависимости  $Q$  и  $C$  от параметров выполнения операций и перехода. Для правильного выбора важен учет организации смены, заточки инструмента на конкретном предприятии. Если целевая функция  $T_{Ц} \rightarrow \min$ , то внимание заслуживает критерий максимальной технологической производительности (производительность резания)  $K_{pi}$  на  $i$ -м рабочем ходе. Оговоримся, что применение критерия предусматривает централизованную заточку и наладку инструмента без отвлечения на эти цели станочника. Для каждого перехода или рабочего хода  $K_3^4 = K_p$ , тогда  $K_3^4 = \sum ((n_i \times s_i) / l_{pxi}) \rightarrow \max$ , где  $n_i$ ,  $s_i$  – число оборотов шпинделя и обратная подача. Если такое мероприятие не предусматривается, то в качестве критерия выбирается  $K_3^4 = Q \rightarrow \max$ .

**Накопление и обобщение опыта.** В соответствии с требованиями, предъявляемыми к системам с ИИ, критерии должны уточняться на основании опыта проектирования. Учитывая, что представленные в статье критерии функционально зависят от параметров ТПр рассматриваемого уровня декомпозиции и параметров технологических подразделений, реализация данного требования не вызывает принципиальных затруднений.

Критерии должны уточняться на основе имитационного моделирования (ИМ) или оценки результатов, полученных в ТП. При ИМ преследуются цели: уточнение границ критериев на каждом уровне; определение числа вариантов, оставляемых на каждом уровне; установление влияния изменения

величины каждого критерия на изменение значений технико-экономических показателей. Функция ИМ:  $K_1^4 = Q = f(\{l_{pxi}\}, \{\{PP_j\}_i\}, \{C_j\}, t_e) \times K_{3q} \rightarrow \max$ , где  $\{E_i^j\}$  – наборы множества критериев,  $\{CX_k\}$  – множество системных характеристик ТПр;  $\{TЭП_l\}$  – множество технико-экономических показателей ТПр ( $C, Q, T_u$ );  $\{E_i^j\}$  – изменение критериев, соответствующее  $\{TЭП_l\}$ . Оценка результатов выполнения ТПр в ТП преследует те же цели, но в связи с тем, что получение ряда фактических  $TЭП$  затруднен, анализ следует выполнять на основе экспертных оценок качества ТПр.

**Заключение.** Данный подход, отражающий особенности организационно-технологического проектирования ТПр, был реализован при разработке САПР ТП для предприятия «Нефтегазгеофизика», выпускающего геофизические приборы и оборудование. По результатам опытной эксплуатации системы можно отметить достаточно высокое качество спроектированных ТПр (с точки зрения точности обработки деталей), их соответствие целевой функции и производственным условиям.

#### Библиографический список

1. Палюх, Б.В. Оптимизация процедур поиска технологических решений в комплексной САПР ТП - АСУТП / Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо // Вестник Ижевского гос. техн. ун-та. 2010. № 3(47). С. 109–112.
2. Бурдо, Г.Б. Исследование процедур проектирования технологий в системах автоматизированного проектирования и управления технологическими процессами / Г.Б. Бурдо // Вестник Ижевского гос. техн. ун-та. 2010. № 4(48). С. 109–113.
3. Палюх, Б.В. Теоретические основы комплексной автоматизированной системы проектирования и управления технологическими процессами в многономенклатурном производстве / Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо // Вестник Самарского гос. техн. ун-та. Сер. «Технические науки». 2010. № 4(27). С. 44–54.

УДК 621.311:658.26

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

### ПРОЦЕДУРЫ ПЛАНИРОВАНИЯ И УПРАВЛЕНИЯ В ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИСТЕМАХ ГЕОФИЗИЧЕСКОГО ПРИБОРОСТРОЕНИЯ В ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНЫХ САПР

**Постановка проблемы.** Значительная часть предприятий геофизического приборостроения (ГФП) в связи со спецификой изделий занята выпуском своих разработок, отличающихся высокой наукоемкостью и успешно конкурирующих с зарубежными. Предприятия ГФП оказались в стороне от вопросов совершенствования систем управления выпуском изделий, как и другие предприятия единичного и мелкосерийного производства, и создания научных разработок, касающихся этих вопросов. Отличительными характеристиками ГФП являются формирование (накопление) до-

говоров в течение календарного года, малые сроки выполнения договорных обязательств, широкая номенклатура изделий. В этих условиях отсутствие эффективных систем планирования и управления работой производственных систем (ПС) является сдерживающим фактором развития отрасли. Попытка решить проблему с помощью имеющихся на рынке программных продуктов систем не увенчалась успехом по следующим причинам:

методология построения автоматизированных систем управления технологическими процессами (ТПр) и систем управления и планирования предприятием разного уровня ERP-системы (Enterprise Resource Planning), MRP-2 (Manufacturing Requirement Planning), Scada (Supervisor Control And Data Acquisition) и др.) направлена на обслуживание нужд серийного и крупносерийного производства (ГФП относится к единичному и мелкосерийному); ERP-системы к тому же ориентированы на североамериканский (отчасти западноевропейский) способ организации технологий;

ERP- и MRP-2-системы позволяют разрабатывать в автоматизированном режиме объемные планы, разработка точных календарных и оперативных планов невозможна из-за отсутствия средств для расчета циклов изготовления изделий, автоматизированная корректировка планов по результатам диспетчирования (Scada) не предусматривается;

автоматизированные системы проектирования ТПр (АСУТП) позволяют отслеживать выполнение календарных планов-графиков (КПГ), но не имеют формальных процедур для их расчетов и принятия решений на основе результатов диспетчирования.

Указанное обуславливает наличие основных противоречий в ПС геофизического приборостроения:

большие затраты времени на разработку и корректировку постоянно обновляемых в течение года объемных и календарных планов затрудняют точное определение объемов и сроков выполнения договоров, заставляют фирмы иметь запасы узлов и приборов, которые могут быть не востребованы потребителями и увеличивают незавершенное производство;

способы управления ТПр изготовления приборов не отвечает условию своевременной штучной поставки приборов по большому числу контрактов, приводят к срыву договорных обязательств и значительному объему сверхурочной работы.

Выявленные противоречия позволяют осуществить постановку проблемы – повышение эффективности функционирования производственных систем ГФП путем сокращения сроков и совершенствования планово-организационного сопровождения процессов производства изделий.

**Автоматизированная система сопровождения производства изделий.** Эффективность разработки планов всех уровней и управления в ПС геофизического приборостроения удалось повысить путем разработки автоматизированной системы сопровождения производства (АССП) изделий [1, 2]. С учетом общих закономерностей планирования и управления, были сформулированы принципы создания АССП в условиях ГФП (си-

стемное единство и взаимосвязь, соответствие иерархии планов в АССП планам организации, непрерывность и оперативность, обеспечение резервов, участие человека, комплексности и информационной интеграции с САПР ТП).

Были сформулированы функции АССП - синтез и корректировка (сопровождение планирования производства) объемных, календарных и оперативных календарных планов-графиков (КПГ) для технологических подразделений (ТП), диспетчирование и выработка управленческих решений (сопровождение производства) на основе анализа результатов диспетчирования. Таким образом, сопровождение выполняется при планировании производства и выпуске изделий.

Исходными данными для работы АССП являются: а) планы по реализации продукции, составленные согласно заключенным договорам; б) данные от автоматизированной системы проектирования технологических процессов (САПР ТП) по трудоемкостям и станкоемкостям приборов. В АССП реализованы три вида обратных связей: по объемному плану, КПГ и диспетчированию ТП. АССП имеет обратную связь с САПР ТП и осуществляет общую обратную связь с системой управления организации.

Была разработана и исследована теоретико-множественная модель автоматизированной системы сопровождения производства. Анализ связей в модели позволил формализовать с помощью продукционных моделей процедуры принятия решений при синтезе объемных и календарных планов, КПГ и диспетчирование работой технологических подразделений. На основе распознавания ситуации при синтезе планов предложены формальные процедуры их разработки, определены условия перехода к следующему уровню планов и возврата на предыдущий при выполняемых итерациях с постоянно уменьшающимся шагом в станкоемкостях перераспределяемых работ. Условия определяются путем анализа соотношений длительности циклов и сроков выполнения заказов, станкоемкостей работ по типам и (или) группам оборудования и фондов времени работы металлорежущего оборудования. Общее управление работой подсистем объемного, календарного и оперативного планирования (расчет КПГ прохождения деталей по рабочим местам) и принятие решений осуществляются управляющей системой с элементами искусственного интеллекта.

Для синтеза КПГ (оперативные планы) предложено использовать приоритетные схемы. Выявлены принципы формирования систем приоритетов (иерархичность, целевая направленность – соответствие целям функционирования организации и иерархии организации, ситуативность – учет параметров состояния ТП при выборе приоритетных схем, постоянство действия важнейших приоритетов, отражающих смысл функционирования ПС, вариативность – наложение вариативных приоритетов на постоянные).

Обосновано и сформировано 11 систем иерархических приоритетных схем (ПРС), выбираемых продукционными моделями знаний на основе формального распознавания и анализа ситуации в ТП (загрузки оборудо-

вания по ходу основного деталепотока, длительности и числа операций в маршрутах запускаемых деталей, времени поступления деталей, наличия свободного оборудования, длительности первой следующей операции и т.д.). Каждая ПРС имеет иерархию приоритетов: глобальный (разряды работ), внутренний (группы работ в пределах разряда), частный (виды работ в пределах группы).

Глобальный приоритет (всего 2) определяется исходя из сроков окончания работ, внутренний – исходя из назначения работ в пределах разряда, частный приоритет (виды работ в пределах группы) – исходя из ситуации в ТП. Разработаны правила переназначения приоритетов при переходе в следующие интервалы оперативного планирования (ИОП).

Установлены критерии, определяющие выбор КППГ. Стратегией ГФП является работа по принципу «точно вовремя» (just in time). Это означает выпуск изделий в точно указанные сроки и с минимум заделов. Учитывая, что структура и численность оборудования ТП должны быть сбалансированы по объемам работ, то комплексным критерием должен явиться минимальный общий цикл изготовления всех запущенных в производство партий деталей. Выбор этого критерия обеспечивает: 1) непрерывную загрузку рабочих мест (отсеивает варианты с длительными ожиданиями); 2) равномерную загрузку оборудования (известно, что наиболее короткие циклы обеспечивают участки с равномерной загрузкой из-за меньших средних периодов ожидания операций); 3) минимизацию общего срока изготовления деталей; 4) минимизацию незавершенного производства, пропорционального длительности цикла.

Для использования приоритетных схем уточнена постановка конвейерной задачи [3] составления КППГ применительно к ГФП путем введения 4-го ограничения (первые 3 – ненарушаемость маршрута, непрерывность операции, число рабочих мест): из находящихся в очереди на обработку на операции  $O_{lqi}$   $l$  партий деталей первой на станок (время начало операции  $t_{lq}^o$  более раннее) поступает имеющая высший (символ выше –  $\gg$ ) приоритет  $П_l$ :  $\forall D_l (l = 1, 2, \dots, v, \dots, w, \dots, l) [(P_v \gg P_w) \rightarrow (t_{vq}^o < t_{wq}^o)]$ . Требуется построить календарный план  $KППГ = \{t_{lq}^o\}$  с учетом ограничений, удовлетворяющий целевой функции  $T_l = \max\{t_{lqi}^k\} \rightarrow \min$ , где  $t_{lqi}^k$  – время окончания обработки  $l$ -й партии деталей на  $q$ -й операции на  $i$ -й группе станков от начала ИОП.

Для последующего синтеза КППГ и сравнения оставляется 2–3 схемы. Для расчета КППГ плановый период разбивается на 5-дневные ИОП. В ТП реализуется схема с минимумом  $T_l$ . Реализация решения возможна на основе применения известного метода «ветвей и границ», но практически при использовании ПРС, исключая неоднозначность, в этом нет необходимости.

Диспетчирование строится на отслеживании фактических времен начала операций и сравнении их с расчетными (в КПП) по каждой обрабатываемой партии деталей. С помощью анализа состояния при запуске деталей  $C_{ТП}^0$ , фактических и допустимых величин отставания (опережения) КПП за данный и предшествующие ИОП (состояния  $C_{ТП}^{\tau-1}$ ,  $C_{ТП}^{\tau}$ ), фактических  $\Phi^{\tau}$  и плановых  $\Phi^n$  фондов времени работы оборудования по типам и (или) группам формально определяются причины рассогласования КПП (несоответствие фондов времени работы, некорректные нормативы, оргпричины). Продукциями  $PP_i$  на основе подусловий ПУ выявляются управленческие решения УР по введению ТП в плановый режим (дополнительные смены и рабочие места, пересмотр планов и т.п.):

$$\forall C_{ТП}^{\tau}, (C_{ТП}^{\tau} = \langle P_{КПП}^{\tau}, \Phi^{\tau}, \Phi^n \rangle) \exists \{ \{ PP_i \}_j \} [ \langle C_{ТП}^0, C_{ТП}^{\tau-1}, C_{ТП}^{\tau} \rangle_i \rightarrow \{ ПУ \}_i; \\ \{ ПУ \}_i \rightarrow PP_i; \{ PP_i \}_k \rightarrow UP_k].$$

В противоречивых ситуациях предусмотрено вмешательство оператора. Схема работы АССП приведена на рис. 1.

Исходными данными для работы программного комплекса АССП служат карты времен операций технологических процессов изготовления изделия (заказа), форма приведена на рис. 2. На этапах объемного и календарного планирования выдаются соответствующие карты – задания для ТП и мастеров. Для СУО даются сводные данные по работе ТП за любой период по форме.

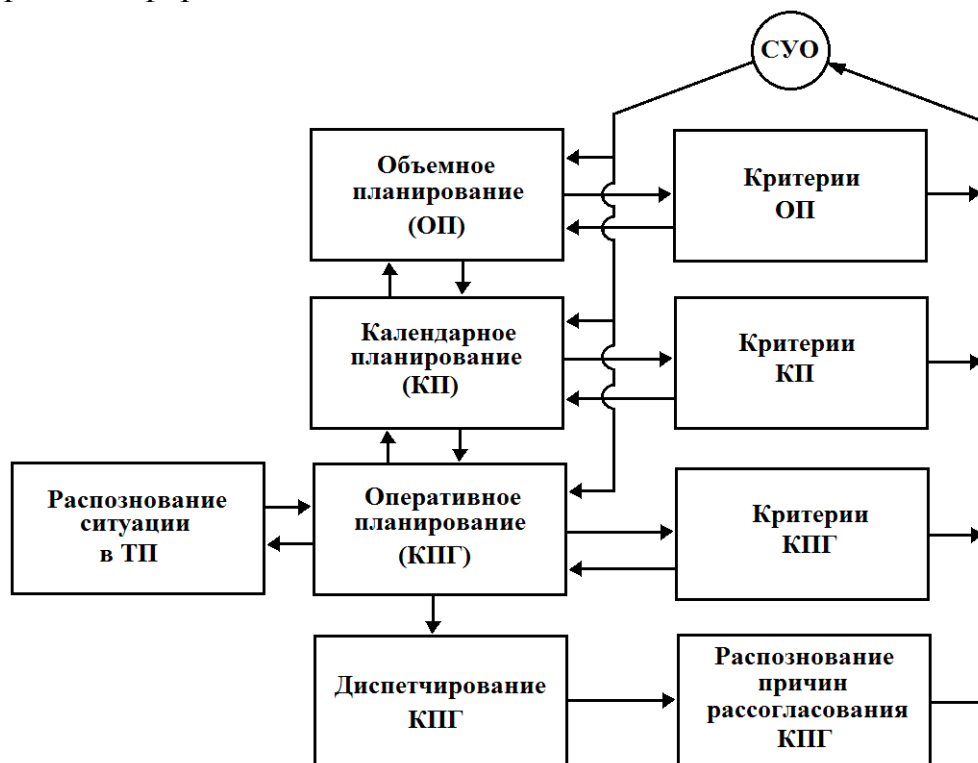


Рис. 1. Схема работы АССП

Заказ № \_\_\_\_\_ Мастер \_\_\_\_\_

№ п.п.	Узел/деталь		Коп-во на зак.	Операции											Примечание			
	Наименование	Обозначение		Заготовит	Токарн Чернов	Термическая	Токарн Чистов	Токарн ЧПУ	Фрезерная	Фрезерная с ЧПУ	Коорд. расточн	Допбегная	Гальваническая	Слесарная		Сварка		
1	АВАК-Т	ГИЦН3.836.017СБ	2															
2	Зонд	ГИЦН5.176.040СБ	2															
3	Кольцо	ГИЦН8.247.091-06	4		0,5	х												
4	Кольцо	ГИЦН8.249.139	2	х	0,4	х	0,5		0,6									
5	Гайка	ГИЦН8.934.300	2	х	1,2	х	3,2		2,0			Карбонит	х					
6	Шпонка	ГИЦН8.977.002-03	4	х	0,8	х	0,8		3,2				х					Шлиф.
7	Винт	ГИЦН8.900.167	30	х			5,9		7,1				х					
8	Прокладка	ГИЦН8.686.047	4	х			0,6											
9	Прокладка	ГИЦН8.683.107-32	20	х			1,6						х					
10	Блок приеников	ГИЦН5.834.015СБ	2										х					
11	Колпак	ГИЦН8.634.961	2	х	1,6	х	3,2		0,4	2,8			х					
12	Гайка	ГИЦН8.934.463-01	2	х	0,8	х	1,8		1,2				х					

Рис. 2. Карта времен операций

На этапе диспетчирования используется карта, аналогичная по форме карте времен операций, с указанием плановых и фактических времен выполнения операций по деталям (рис. 3), а не трудоемкостей, как в исходной карте. Если определение и учет большого числа параметров затруднен, при числе рабочих мест в ТП менее 25-30 (возможна оценка отставаний и выявление причин рассогласования КПП мастерами), предложено применение диспетчирования на основе аппарата нечетких множеств. Объект управления – КПП. Управление ведется по входам: 1) относительное объемное отставание (опережение) плана по типу и (или) группе станков с начала диспетчирования; 2) относительное среднее объемное отставание (опережение) плана по типу и (или) группе станков за один ИОП с начала диспетчирования; 3) увеличение (уменьшение) отставания (опережения) объемного плана за последний ИОП по сравнению со средним по типу и (или) группе станков.

Выходные параметры: относительное увеличение (уменьшение) фондов времени работы по типу и (или) группе станков за следующий ИОП. Относительные величины определяются в частях от соответствующих фактических фондов времени работы оборудования. Алгоритм управления состоит из 17-ти нечетких правил. Для фазисогической конъюнкции подусловий применяется правило минимума, для нахождения функций совместной принадлежности – правило нечеткой импликации Мамдани, для дефазификации управляющего воздействия – центроидный метод.

Реализация методики выполнена в среде «Матлаб» [4]. Пример выходных данных при расчете управляющего воздействия показан на рис. 4.



Заказ \_\_\_\_\_

Мастер \_\_\_\_\_

Период 14.09 — 18.09

№ п.п.	Узел/деталь		Кол-во на зак.	Операции												Примечание	
	Наименование	Обозначение		Заготов.	Точарн. Чернов.	Термическая	Точарн. Чистов.	Точарн. ЧПУ.	Фрезерная	Фрезерная с ЧПУ	Координатно-расточ.	Долбежная	Гальваническая.	Слесарная	Сварка		
1	АВАК-Т	ГИЦ№8.836.017СБ	2														
2	Зонд	ГИЦ№6.176.040СБ	2														
3	Кольцо	ГИЦ№8.247.091-06	4		14.09 8:15	14.09 10:00										15.09	
4	Кольцо	ГИЦ№8.249.139	2	14.09 6:00	14.09 6:30	14.09 10:00	15.09 6:00	15.09 7:20								15.09	
5	Гайка	ГИЦ№8.934.300	2	14.09	14.09	14.09	15.09	15.09				16.09	18.09				
6	Шпоня	ГИЦ№8.977.002-03	4	14.09 8:20	14.09 9:30	14.09 10:00	5.09 6:00	16.09 8:20						16.09			Шлиф
7	Винт	ГИЦ№8.900.167	30				14.09	14.09								15.09	
8	Прокладка	ГИЦ№8.686.047	4	14.09 7:00			14.09 7:15										
9	Прокладка	ГИЦ№8.683.107-32	20	14.09 7:00			14.09 7:40										
10	Блок приемников	ГИЦ№6.834.015СБ	2														
11	Колпак	ГИЦ№8.634.961	2	14.09 6:50	14.09 7:40	14.09 10:00	15.09 7:15	15.09 12:30		16.09 6:15						15.09	
12	Гайка	ГИЦ№8.934.463-01	2	14.09 7:20	14.09 8:20	14.09 10:00	15.09 10:40	15.09 13:00					16.09	18.09			

Рис. 3. Карта диспетчирования



Рис. 4. Реализация в среде «Матлаб»

**Заключение.** Разработанные программные средства прошли опытную проверку в ООО «Нефтегазгеофизика», г. Тверь. Можно констатировать, что срывы сроков выполнения договоров сократились с 7,7 до 0,5%, сверхурочная работа с 5,2 до 0,2%, приостановка выполнения заказов с 9,3 до 0,3% (от соответствующих общих объемов).

### Библиографический список

1. Палюх, Б.В. Повышение эффективности управления технологическими подразделениями в условиях единичного и мелкосерийного производства / Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо // Вестник Донского гос. техн. ун-та. 2009. Т. 9. № 4(43). С. 659–666.
2. Бурдо, Г.Б. Принципы построения автоматизированной системы управления технологическими процессами в многономенклатурных производствах / Г.Б. Бурдо // Вестник Саратовского гос. техн. ун-та. 2010. № 3(48). С. 113–118.
3. Прилуцкий, М.Х. Метод ветвей и границ с эвристическими оценками для конвейерной задачи теории расписаний / М.Х. Прилуцкий, В.С. Власов // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. 2008. № 3. С. 143–157.
4. Дьяков, В. Математические пакеты расширения MATLAB: специальный справочник / В. Дьяков, В. Круглов СПб.: Питер, 2001. 480 с.

УДК 621.311:658.26

Г.Б. Бурдо, В.Б. Бурдо, А.А. Исаев  
Тверской государственной технической университет

## ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЕ ПЛАНИРОВАНИЕ В ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИСТЕМАХ ГЕОФИЗИЧЕСКОГО ПРИБОРОСТРОЕНИЯ

**Постановка задачи.** Одной из наиболее трудоемких задач, решаемых в рамках управления работой технологических подразделений (ТП) в условиях многономенклатурного геофизического приборостроения (ГФП), является определение последовательности прохождения деталей по рабочим местам (операциям) – календарные планы-графики (КПГ) [1, 2]. Строгое решение задачи методами полного перебора или «ветвей и границ» не обеспечивает нужной скорости принятия решений в условиях динамичного многономенклатурного производства. Попытки использования различных приоритетных схем [3] не увенчались успехом, прежде всего в связи с тем, что они не учитывали назначение работ, сроки их выполнения и изменение приоритетов при переходе в следующие интервалы оперативного планирования (ИОП), поэтому постановка задачи формального синтеза КПГ в условиях ГФП с помощью приоритетных схем (ПРС), отражающих иерархию планов организации и учитывающих текущее состояние в технологических подразделениях (ТП), является востребованной.

**Формирование приоритетов по разрядам и группам работ.** Основой для построения КПГ служат данные по номенклатуре изготавливаемых изделий (или объемах работ в станкостроительных) с разбивкой по месячным периодам в пределах интервала выполнения текущего контракта и сведения по маршрутам обработки деталей с нормами времени.

КПГ разрабатываются для каждого ТП на интервалы оперативного планирования, длительность которых обычно принимается равной пяти дням.

*На первом шаге* исходя из пятидневного запаса времени по циклам определяется перечень плановых видов работ  $\{B_{lmp}\} = P_n$ , где  $l$  соответствуют партии деталей (ее величина  $n_l$ );  $m$  – рабочему месту (группе обо-

рудования в пределах типа),  $p$  – номеру операции в маршруте. Для деталей с выносными операциями (термообработка, сварка), осуществляемыми в рамках данного ТП, плановый объем работ по ним ограничивается, исходя из факторов: а) соотношения длительности выносных операций и механообработки; б) числа деталей в партии; в) ИОП. При принятом нами пятидневном периоде для крупных и средних деталей обработка планируется до 1-2-ой операции после выносной, для мелких – до 2-3 операции после выносной. Для выносных операций, выполняемых на стороне, обработка планируется до них.

На втором шаге диспетчирования определяется множество невыполненных на предыдущем ИОП видов работ  $\{B_{imp}^H\} = P_H$ , и формируется множество дополнительных работ. Учитывая последующее установление приоритетов, их разбивают на группы: исправление (замена) брака  $\{B_{imp}^B\} = P_B$ ; новые приоритетные заказы; изготовление оснастки  $\{B_{imp}^O\} = P_O$ ; работы по ремонту изделий  $\{B_{imp}^P\} = P_P$ . В некоторых случаях ряд работ может быть исключен  $\{B_{imp}^H\} = P_H$ . Перечень некоторых других видов работ может быть специфичным для каждого типа предприятия и каждой производственной ситуации.

Множество работ на данном  $q$ -м ИОП  $P_q$  получается объединением (отсечением) всех видов работ:  $P_q = (P_H \cup P_B \cup P_O \cup P_P \cup P_O) \setminus P_H$ .

Так как работы имеют различные сроки выполнения, их разбивают на *разряды*: работы  $P_1$ , которые необходимо закончить в планируемом ИОП; работы  $P_2$ , срок завершения которых находится за его пределами и жестко не определен:  $P_q = P_1 \cup P_2$ .

На третьем шаге устанавливаются приоритеты работ  $\{P_j\}$ , используемых при дополнении и исключении работ. Работы  $P_1$  представим группами:  $P_1 = P_1^1 \cup P_1^2 \cup P_1^3 \cup P_1^4 \cup P_1^5 \cup P_1^6 \cup P_1^7$ , где  $P_1^1$  – плановые работы, соответствующие полной обработке деталей;  $P_1^2$  – плановые работы, соответствующие части маршрута обработки деталей с длинным циклом (большим числом операций);  $P_1^3$  – работы по исправлению (переделке) брака по работам  $P_1^1$  и  $P_1^2$ , выполненных в  $(q-1)$  ИОП;  $P_1^4$  – новые срочные приоритетные заказы;  $P_1^5$  – работы по изготовлению средств технологического оснащения, необходимых в данном  $q$ -м ИОП;  $P_1^6$  – другие работы со сроками исполнения в  $q+(1 \div 3)$  ИОП;  $P_1^7$  – невыполненные работы в  $(q-1)$  ИОП. Заметим, что приоритет  $P_1^4$  устанавливается системой управления организацией (СУО) (наивысший). Если ряд приоритетов большой, их можно сравнивать попарно, не создавая логического противоречия в пределах ряда. Скажем, работы  $P_1^3$  должны иметь максимальный приоритет,

т.к. должны быть закончены в предыдущем ИОП. Работы  $P_1^5$  должны иметь более высокий приоритет, чем приоритет работы, для которых оснастка необходима. Можно продолжить ряд, однако в каждом конкретном случае приоритет во многом определяется логикой ситуации.

Рекомендуется устанавливать шкалу приоритетов, где « $\emptyset$ » – максимальный. Если работы могут быть выполнены за счет локальных резервов, то приоритет не присваивается. В нашем примере приоритеты могут быть такие: « $\emptyset$ » приоритет имеет  $P_1^3$ ; 1-й приоритет работы –  $P_1^2$  и  $P_1^5$  (считаем, что оснащение необходимо для выполнения части работ  $P_1^1$ ), 2-й –  $P_1^1$ . Если работы  $P_1^6$  не могут быть компенсированы локальными резервами, то их приоритет не может быть выше, чем плановых, и должен увеличиваться при переходе в следующий ИОП. Работы  $P_1^4$  специально выделены в отдельную группу, им при необходимости присваивается приоритет « $\emptyset\emptyset$ » – безусловное выполнение (сверхсрочные работы). Работам  $P_1^7$ , как и работам  $P_1^3$ , должен быть присвоен приоритет « $\emptyset$ », так как они должны быть выполнены еще в  $(q-1)$ -м ИОП.

Были сформулированы правила (продукции) назначения внутренних приоритетов работ, позволяющие формально управлять дополнением и исключением работ из разряда  $P_1$ .

Работы, имеющие меньшее значение приоритета на  $q$ -м ИОП, имеют предпочтение для выполнения. Учитывая, что часть работ  $P_1$  может быть выполнена за счет локальных резервов ( $P_1^l$ ), окончательно получаем список работ разряда  $P_1$ :  $P_1 = (P_1^1 \cup P_1^2 \cup P_1^3 \cup P_1^4 \cup P_1^5 \cup P_1^6 \cup P_1^7) / P_1^l$ .

Проанализируем возможные множества (группы) работ разряда  $P_2$ :  $P_2 = P_2^1 \cup P_2^2 \cup P_2^3 \cup P_2^4$ , где  $P_2^1$  – плановые работы из следующего срока заключенных контрактов, начало которых, исходя из цикла их выполнения, отдалено более 4–5 ИОП;  $P_2^2$  – работы, окончание которых более, чем через 2–3 месяца, предназначенные для внутренних нужд (работы по НИР, опытные образцы и т.д.), разовые заказы с длительным сроком;  $P_2^3$  – работы по плановой замене изнашивающихся средств технологического оснащения;  $P_2^4$  – другие работы, величина приоритета которых устанавливается СУО, вплоть до перевода их в множество  $P_1$  с приоритетом « $\emptyset\emptyset$ ». Часть этих работ может быть выполнена за счет локальных резервов ( $P_2^l$ ). Тогда окончательное множество работ  $P_2 = (P_2^1 \cup P_2^2 \cup P_2^3 \cup P_2^4) / P_2^l$ . Установлены правила (продукций, ПР) назначения внутренних приоритетов работ разряда  $P_2$ .

**Формирование иерархии приоритетов при запуске изделий.** Составление КПП предполагает определение последовательности, в которой все множество деталей будет проходить по рабочим местам. Чтобы ис-

ключить полный перебор вариантов при закреплении деталяеопераций, необходимо установить систему приоритетов.

Приоритеты устанавливаются в два этапа. На первом этапе устанавливаются приоритеты по разрядам работ  $P_1$  и  $P_2$ , это приоритет глобальный ( $P_1$  приоритетнее  $P_2$ ). Внутри каждого разряда работ  $P_j$  имеются группы работ  $\{P_j^i\}$ , также имеющие приоритетные уровни. Назовем их внутренним приоритетом. Задача – установить приоритетность видов работ в пределах каждого уровня внутреннего приоритета, определяемого как частный приоритет. Иерархия приоритетов показана на рисунке.

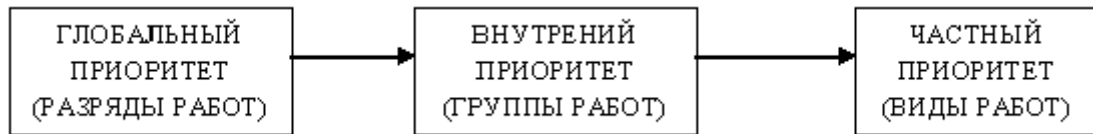


Рисунок. Иерархия приоритетов

Установление приоритетности видов работ обязательно, т.к. внутри одной группы работ (одного внутреннего приоритета) может быть большое число ее видов, характеризующихся разной трудоемкостью изготовления деталей, разным числом операций и длительностью цикла. Временной фактор окончания работ здесь не принимается во внимание, т.к. был учтен ранее при наборе работ на  $q$ -й ИОП. Рассмотрим возможные частные приоритеты применительно к позаказной системе планирования производства в условиях ГФП на основе анализа. Основные требования для системы частных приоритетов – их непротиворечивость и исключение неопределенных ситуаций. Каждая система частных приоритетов должна иметь свою иерархию. Любая система управления должна иметь возможность учитывать сверхсрочные работы (заказы). С этой целью для них вводится высший приоритет (П) заказов (вне очереди « $\emptyset\emptyset$ ») – П1.

Представляется целесообразным исключить и простой рабочих мест, поэтому второй частный приоритет П2: если незагружена в данный момент группа станков, на нее передается первая появившаяся партия деталей, требующая обработки на данной группе оборудования. Учитывая важность приоритета П2 для условий ГФП, его следует перенести в разряд высших приоритетов. Приоритеты П1 и П2 являются основополагающими, поэтому должны присутствовать в любой системе частных приоритетов. Третий приоритет исходит из посыла, что лучше быстрее разгрузить данную операцию (есть движение) – приоритет меньшего времени выполнения операции (приоритет «минимальной операции») – П3. П3: первой из очереди выполняется операция над той партией деталей, для которой ее длительность меньше. Четвертый приоритет исходит из того, что предпочтение следует отдавать партиям деталей, имеющим максимальное оставшее время обработки. П4: первой из очереди выполняется операция над той партией деталей, для которой суммарная длительность обработки от данной операции до последней, запланированной в  $q$ -м ИОП, максималь-

на. Смысл приоритета в обеспечении загрузкой большего числа последующих рабочих мест и создании резервов времени для более длительных маршрутов обработки, увязывая длину маршрута с остаточной трудоемкостью. Приоритет абсолютный предпочтительнее сделать относительным. Обозначив коэффициент предпочтения  $K_{II}$  и определив его как приоритет «относительной остаточной длительности» получим

$$K_{II} = 1 / \left( \sum_{K_p}^{K_q} t_{умкж} \right) \text{ или } K_{II} = (1 + q_i - q_o) / \left( \sum_{K_p}^{K_o} t_{умкж} \right), \quad (1)$$

где  $K_q$  – номер последней операции для партии деталей, выполняемой в  $q$ -м ИОП;  $K_p$  – рассматриваемая операция;  $K_o$  – их общее число;  $t_{умкж}$  – длительность  $j$ -й операции;  $q_i, q_o$  – рассматриваемый ИОП, и в котором планировалось окончание обработки. Для деталей, полностью обрабатываемых в  $q$ -м ИОП

$$K_{II} = 1 / \left( \sum_{K_p}^{K_o} t_{умкж} \right). \quad (2)$$

Чем меньше значение  $K_{II}$ , тем выше частный приоритет партии деталей. Использование формы  $K_{II}$  в соответствие с (1) удобно: первый вид записи пригоден для работ из разряда  $P_1$ , второй – для работ из разряда  $P_1$  и  $P_2$  (для работ из разряда  $P_2$  часть маршрута, выполняемая в  $q$ -м ИОП, строго не определена). Для работ разряда  $P_1$  вместо первой формулы в (1) может применяться и (2). Исходя из посыла, что в связи с обновлением очередей, какая-то партия деталей может неопределенно долго ожидать обработки, следует ввести паритет «максимального времени пребывания в очереди» – П5: ЕСЛИ партия деталей пребывает в очереди больше величины  $t$  ( $t = k \times T_{ИОП}$ , где  $k < 1$ ,  $T_{ИОП}$  – длительность ИОП), то она приобретает высший частный приоритет после П1. Следующий приоритет П6 – «минимальной длительности 1-й части маршрута с учетом длительности 2-й» исходит из следующих посылов: а) необходимо рассматривать маршрут обработки деталей состоящим из двух частей, что дает более взвешенную картину, чем анализ только данной операции или оставшегося маршрута; б) необходимо как можно быстрее пройти первую часть маршрута и загрузить станки на второй части; в) нельзя допускать перегрузку оборудования 2-ой части маршрута. Действия таковы. Определяются трудоемкости обработки  $i$ -й партии деталей по 1-й  $T_{1i}$  и 2-й  $T_{2i}$  частям маршрута и рассчитывается  $\Delta T_{12i} = T_{2i} - T_{1i}$ . Для  $i$ -х партий деталей приоритет устанавливается:

а) партии деталей с  $\Delta T_{12i} > 0$  имеют высший приоритет по отношению к деталям с  $\Delta T_{12i} < 0$ ;

б) у партий деталей с  $\Delta T_{12i} > 0$  приоритеты уменьшаются по мере возрастания величины  $T_{1i}$  (запуск в порядке увеличения  $T_{1i}$ );

в) у партий деталей с  $\Delta T_{12i} < 0$  приоритеты уменьшаются в порядке уменьшения  $T_{2i}$ . Учитывая, что на предприятиях ГФП оборудование расположено по типам и нельзя гарантировать отсутствия обратных потоков

деталей на пройденные ранее группы станков, следует рассматривать и синтез вариантов по способу, противоположному П6 (обозначим его как –П6) – приоритет «меньшей длительности 2-й части маршрута с учетом 1-й» (первыми запускаются детали с  $\Delta T_{12i} < 0$  в порядке уменьшения  $T_{2i}$ , затем детали с  $\Delta T_{12i} > 0$  в порядке уменьшения  $T_{1i}$ ). Неопределенности, вызванные статистической длительностью операций и равенством приоритетов, исключаются добавлением приоритета П7 – «первым пришел – первым обслужен», т.е. порядком поступления в очередь.

Упрощенной разновидностью П6 может служить приоритет П8 «меньшей длительности первой части маршрута»: ЕСЛИ в очереди несколько партий деталей, ТО запуск осуществляется в порядке уменьшения величины  $\Delta T_{12i}$ . Посыл – быстрее загрузить рабочие места 2-й части маршрута. Следует рассмотреть и –П8 (обратный П8) – «меньшая длительности 2-й части маршрута».

Можно рассмотреть такой логический посыл: если за данной операцией имеются недогруженные группы станков (по данным подсистемы объемного планирования), то их следует быстро догрузить – приоритет П9 «загрузка последующих операций»: ЕСЛИ партия деталей после данной операции поступает на недогруженное оборудование, ТО она имеет на данной операции высший приоритет после П1 и П5.

Так как таких партий может быть несколько, то для устранения неопределенности необходимо добавление приоритетов П3 и (или) П4 и (или) П7. Добавление П3 будет означать быстрее загрузку следующего рабочего места; П4 – загрузку большего числа последующих рабочих мест; П7 служит для разрешения статистической неопределенности.

Следующий посыл исходит из того, что могут быть группы станков, загруженные выше, нежели остальные, поэтому могут возникать «узкие места» в потоках деталей. Целесообразно обеспечить прохождение до «узкого места» партий деталей с большим числом операций. Поэтому приоритет П10 может быть назван как «приоритет удаленности узкого места»: ЕСЛИ имеется несколько партий деталей, имеющих «узкие места», ТО первой запускается партия, имеющая более далекое расположение «узкого места». Для снятия неопределенности (одинаковое число операций до узкой) должны использоваться П3 и (или) П4 и (или) П5 и (или) П7.

Рассмотрим такое предположение: если деталь пришла первой на какую-то операцию, значит управляющие действия были направлены на это и тенденцию надо продолжить. П11 обозначим как приоритет «первенства»: ЕСЛИ имеется несколько партий деталей, пришедших в очередь в интервал  $\Delta T_i$ , то они имеют приоритет над деталями из  $\Delta T_{i+1}$  интервала.

Исходя из конкретных ситуаций в ТП, возможно обоснование и других посылов, но исследованные нами ситуации охватывают основную область поиска решений.

**Принципы формирования приоритетов.** Сформулированы основные принципы формирования приоритетов (иерархичность, целевая направ-

ленность, определенность выбора, динамичность параметров в системах приоритетов, постоянство важнейших приоритетов, вариабельность, ситуативность).

Иерархичность подразумевает определение уровней важности приоритетов и их ранжирование. Целевая направленность паритетов должна отвечать целям функционирования организации и ТП, т.е. обеспечивать определенную направленность КПП. Определенность выбора – включение в систему приоритетов, позволяющих однозначно их трактовать. Динамичность и ситуативность предполагает при выборе схем анализировать фактические параметры состояния ТП (П2, П3, П4, П5 и т.д.), а также численное изменение (П4, П6) приоритетов. Паритеты, отражающие смысл функционирования ПС (глобальный, внутренний), действуют постоянно. Это обеспечивает вариабельность КПП наложением частных (вариативных) приоритетов, определяемых управляющей подсистемой, на инвариантную часть. Выбор паритетов должен исходить из анализа ситуаций в ТП, выраженных в посылах, что позволяет расширить пространство поиска решений.

Обосновано и сформировано 11 систем иерархических приоритетных схем (ПРС), выбираемых продукционными моделями знаний на основе формального распознавания и анализа ситуации в ТП (загрузки оборудования по ходу основного деталепотока, длительности и числа операций в маршрутах запускаемых деталей, времени поступления деталей, наличия свободного оборудования, длительности первой следующей операции и т.д.). На основе правил разработаны формальные алгоритмы выбора схем для расчета КПП. Расчет только по одной схеме нецелесообразен, т.к. посылы определяются лишь основными факторами, действующими в ТП. Поэтому КПП необходимо синтезировать по нескольким схемам, выбирая из них наилучшую. В некоторых случаях возможен расчет и по 1–2-м упрощенным схемам, в случае удовлетворительного результата КПП считается составленным.

**Заключение.** Реализация методики и опытная эксплуатация разработанных программных средств в организации ООО «Нефтегазгеофизика» (г. Тверь), показала возможность значительного сокращения времени ввода (в 2–3 раза) ТП в плановый режим, случаев приостановок выпуска продукции, уменьшения объема незавершенного производства на 25–30%.

#### Библиографический список

1. Бурдо, Г.Б. Принципы построения автоматизированной системы управления технологическими процессами в многономенклатурных производствах / Г.Б. Бурдо // Вестник Саратовского гос. техн. ун-та. 2010. № 3(48). С. 113–118.
2. Самойлович, В.Г. Организация производства и менеджмент. М.: Издательский центр «Академия», 2008. 336 с.
3. Макаров, И.М. Робототехника и гибкие автоматизированные производства. Кн. 3. Управление робототехническими системами и гибкими автоматизированными производствами / И.М. Макаров [и др.]. М.: Высшая школа, 1986. 159 с.



УДК 539.6.61

Р.И. Ахметшин, М.Ш. Мигранов  
Уфимский государственный авиационный технический университет

### ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ РЕЗАНИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МНОГОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ

Ограничивающим фактором производительности операций, связанных с процессом резания, является снижение стойкости режущего инструмента (РИ), поэтому важно изучить факторы, влияющие на изнашивание РИ с тем, чтобы создать условия, при которых эти факторы наименьшим образом воздействовали бы на изнашивание РИ. Одним из таких факторов является тепловое воздействие [1].

На интенсивность изнашивания оказывает существенное влияние характер распределения температуры резания на контактных поверхностях режущего клина и теплообмен между заготовкой, режущим клином, стружкой и окружающей средой. Если, например, каким-либо образом удалось осуществить целесообразный теплообмен между этими элементами стружкообразования, то это дало бы возможность управлять качеством поверхностного слоя детали или скоростью изнашивания инструмента. Таким образом, возникает проблема управления тепловыми потоками из контактных зон резания.

Покртия, наносимые на рабочие поверхности режущего инструмента, могут в значительной мере изменять поверхностные характеристики инструментального материала (фрикционные свойства, теплопроводность, склонность инструментального материала к физико-химическому взаимодействию с обрабатываемым материалом и т.д.) и одновременно влиять на контактные процессы. Таким образом, многофункциональность промежуточной технологической среды, каковой является покрытие, позволяет прогнозировать возможность направленного управления температурой резания [1].

При компьютерном моделировании процесса резания появляется возможность варьировать теплофизические и трибологические характеристики приконтактной зоны [2], имитируя параметры износостойких покрытий (их теплопроводность и коэффициент трения), а также исследовать их влияние на температуру резания [3, 4].

Для моделирования резания использовали программный пакет «DEFORM – 3D». Используя эталонную обработку, задавали основные условия резания: режимы обработки, геометрию инструмента и заготовки, параметры покрытий инструмента. Геометрию заготовки задавали в виде цилиндра с диаметром  $D = 120$  мм, а геометрия режущей части инструмента соответствовала следующим параметрам:  $\alpha = 10^\circ$ ;  $\gamma = 0$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ ;  $r = 0,79$  мм. Режимы резания соответствовали следующим параметрам:  $n = 1600$  об/мин;  $S = 0,11$  мм/об;  $t = 0,7$  мм. Материал инструмента – ТТ8К6.

Моделирование процесса резания в среде «DEFORM – 3D» производили с использованием режущего инструмента без покрытия; с покрытием  $TiN$  толщиной 5 мкм; с двойным покрытием: 1-й слой –  $TiN$  (5 мкм), 2-й слой –  $Al_2O_3$  (5 мкм); с двойным покрытием: 1-й слой –  $Al_2O_3$  (5 мкм), 2-й слой –  $TiN$  (5 мкм).

Результаты, полученные в программном пакете «DEFORM – 3D», для инструментов без покрытия приведены рис. 1а, с покрытием  $TiN$  толщиной 5 мкм – на рис. 1б.

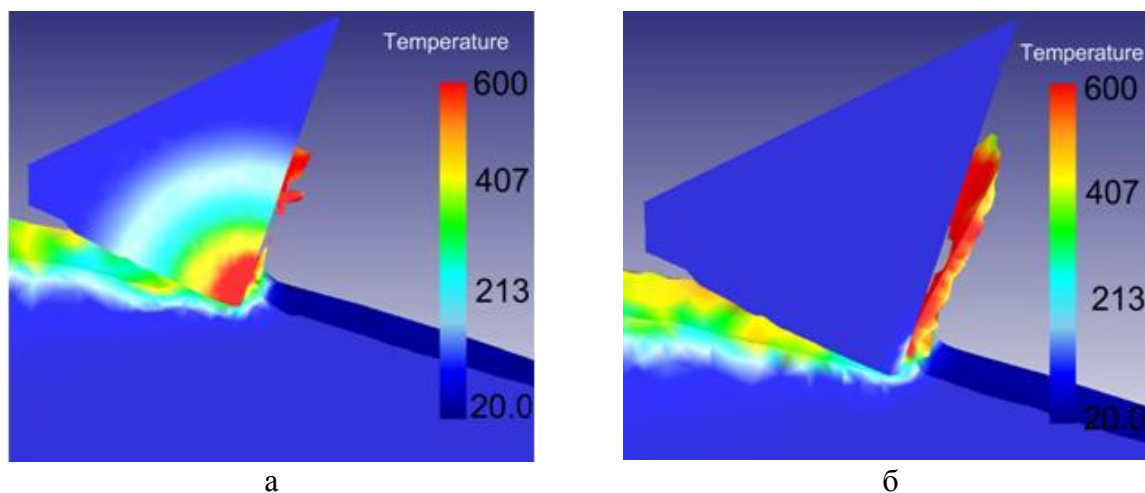


Рис. 1. Результаты расчета температурных полей в программе «DEFORM-3D»: а – без покрытия; б – с покрытием  $TiN$  толщиной 5 мкм

Эти результаты позволили оценить и сопоставить максимальную температуру резания, распределение температурных полей в режущем клине инструмента, градиент температур и т.п. в связи с изменением вида и толщины покрытий.

Установлено, что наибольшая температура резания соответствует обработке инструментом без покрытия. Максимальное снижение интенсивности тепловых потоков в системе «инструмент – заготовка» обеспечивают покрытия, имеющие многослойную архитектуру, причем интенсивность теплового потока заметно зависит от последовательности составляющих слоев многослойного покрытия.

Результаты расчета для инструмента с двухслойной системой покрытия «твердосплавный субстрат –  $TiN$  (5 мкм) –  $Al_2O_3$  (5 мкм)» показаны на рис. 2а, с двухслойной системой «твердосплавный субстрат –  $Al_2O_3$  (5 мкм) –  $TiN$  (5 мкм)» – на рис. 2б.

Более благоприятное тепловое состояние режущего клина инструмента обеспечивает двухслойная система покрытия «твердосплавный субстрат –  $Al_2O_3$  (5 мкм) –  $TiN$  (5 мкм)».

Для оценки достоверности полученных результатов выполнены экспериментальные исследования при продольном точении на станке 16K20 сталей и сплавов 40Х резцом, оснащенным твердосплавными пластинами

ТТ8К6 ( $\gamma = 0$ ;  $\alpha = 10^\circ$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ ;  $r = 0,5$  мм) с покрытием  $TiN$ ,  $(TiCr)N$ ,  $(TiAl)N$ ,  $(AlTi)N$ ,  $(TiAlCr)N$ ,  $(AlTiCr)N$  при  $V = 450$  м/мин,  $S = 0,11$  мм/об,  $t = 0,5$  мм.

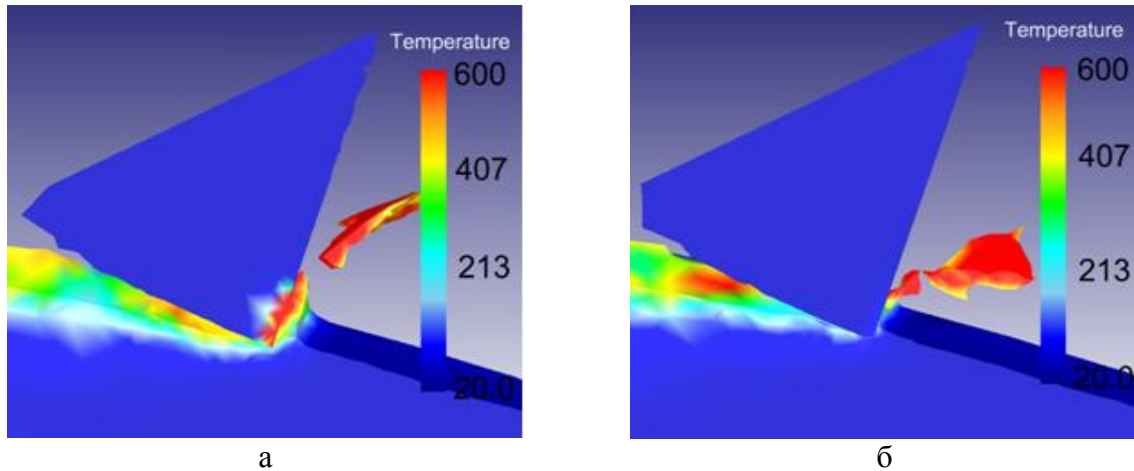


Рис. 2. Результаты расчета температурных полей в программе DEFORM-3D:  
а – с двойным покрытием: 1-й слой –  $TiN$  (5 мкм), 2-й слой –  $Al_2O_3$  (5 мкм);  
б – с двойным покрытием: 1-й слой –  $Al_2O_3$  (5 мкм), 2-й слой –  $TiN$  (5 мкм)

Покрытия на инструменты были нанесены на технологическом оборудовании основных производителей инструмента с покрытием («Balcers», «Sandvik Coromant», «Carbide», «Rimet») по заводским технологиям с использованием процессов CVD и PVD, а также с использованием фильтруемых вакуумно-дуговых процессов (MEVVa) на установках ННВ-6.6-ИЗ, оснащенных фильтрующим модулем.

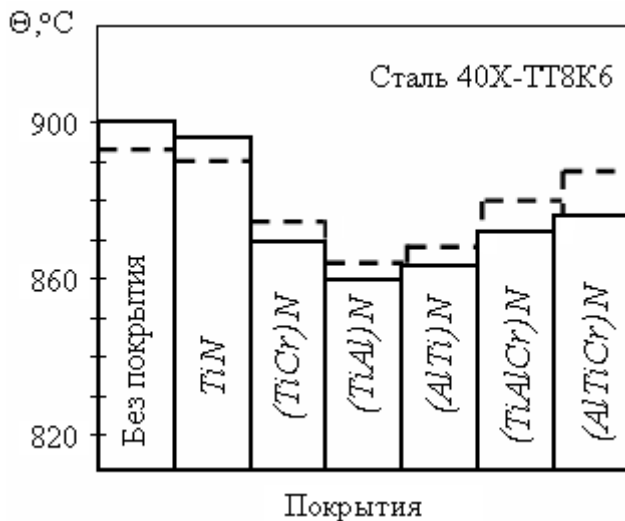


Рис. 3. Влияние покрытия на температуру резания при продольном точении с  $V = 450$  м/мин,  $S = 0,11$  мм/об,  $t = 0,5$  мм при  $h_3 = 0,1$  мм:  
— экспериментальная; — — расчетная

использования покрытий на основе системы  $Ti-Al-N$ , получаемых при использовании фильтрующих вакуумно-дуговых процессов MEVVa.

В экспериментах при точении исследовали износ инструмента по задней поверхности, температуру и усилия резания, шероховатость обработанной поверхности. Некоторые результаты как расчетных, так и экспериментальных значений температуры резания для различных условий обработки инструментом с покрытием приведены на рис. 3.

Наблюдается достаточно хорошее совпадение экспериментальных и расчетных данных, а также эффективность

Установлена роль расположения различных слоев покрытий многослойной архитектуры, синтезируемых при использовании термохимических процессов CVD.

#### **Библиографический список**

1. Верещака, А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака. М.: Машиностроение, 1993. 336 с.
2. Макаров, А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1966. 264 с.
3. Резников, А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.
4. Мигранов, М.Ш. Исследование и моделирование теплофизических явлений при обработке резанием / М.Ш. Мигранов, Р.И. Ахметшин, Ю.В. Лукашук // Известия ТулГУ. Сер. «Инструментальные и метрологические системы». Вып. 1. Ч. 1. Тула: изд-во ТулГУ, 2005. С. 110–114

УДК 621.931

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

### **ВЛИЯНИЕ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ТЕПЛОФИЗИКУ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ**

В настоящее время современное машиностроительное производство, где большую долю операций составляет лезвийная обработка резанием, остро нуждается в использовании новых, более прогрессивных отечественных марок технологических смазочных материалов (ТСМ). Это объясняется тем, что с точки зрения повышения производительности обработки и улучшения качества обработанной поверхности сейчас наиболее «слабым» звеном технологического процесса является износостойкость режущего инструмента при наличии высокопроизводительного оборудования, ужесточении режимов резания в условиях вовлечения в производство все больше труднообрабатываемых сталей и сплавов. В связи с этим очевидной является актуальность разработки и применения эффективных ТСМ как наиболее распространенного, доступного и экономически выгодного способа решения вышеизложенной проблемы [1].

Повышение прочности и некоторых других свойств конструкционных материалов, характерное для элементов современных машин, а также интенсификация режимов обработки приводят к тому, что температура процесса становится одним из факторов, ограничивающих производительность операций и оказывающих существенное влияние на качество и точность изделий. В связи с этим возникает необходимость управления тепловыми явлениями при механической обработке материалов. Такое управление особенно необходимо в массовом автоматизированном производстве с

целью поддержания стабильности технологического процесса и обеспечения заданной точности размеров и формы изделий во времени. Описание основных закономерностей теплообмена и разработка на их основе рекомендаций по управлению тепловыми явлениями составляют предмет теплофизики. Эта отрасль технологической науки особенно успешно развита применительно к процессам сварки, обработки лезвийными и шлифовальными инструментами, формоизменения без снятия стружки [2, 3]. Однако темпы внедрения методов и рекомендаций теплофизики процессов механической обработки, особенно резанием, в инженерную практику еще не удовлетворяют задачам повышения эффективности технологических процессов. Причинами этого являются: во-первых, малоизученность особенностей теплофизики лезвийной обработки с использованием технологических смазочных материалов; во-вторых, необходимость учета влияния функциональных, эксплуатационных и других свойств ТСМ на теплофизические параметры при их обилии как по номенклатуре, так и ассортименту.

В процессе резания металлов основная часть механической энергии преобразуется в теплоту и лишь ее незначительное количество затрачивается на изменение энергии кристаллической решетки обрабатываемого материала, т.е. на структурно-фазовые превращения. Основными источниками теплоты при этом являются зона стружкообразования и те участки передней и задней поверхностей инструмента, которые контактируют с обрабатываемой деталью и стружкой. Исходя из этого, тепловой баланс, согласно [4], можно записать в следующем виде:

$$0.039P_z \cdot V = Q_{стр.} + Q_{инстр.} + Q_{загот} + Q_{с.}, \quad (1)$$

где  $P_z$  – тангенциальная составляющая силы резания, Н;  $V$  – скорость резания, м/с;  $Q_i$  – количество теплоты, передаваемое соответственно стружке, инструменту, заготовке и окружающей среде.

Числовые значения и соотношения между членами левой и правой частей уравнения типового баланса в большей степени зависит от условий обработки: скорости резания, сил трения, коэффициентов усадки стружки, обрабатываемого и инструментального материалов. Тепловыделение возрастает в первую очередь с увеличением скорости резания и в меньшей степени – с увеличением подачи и глубины резания. Выделение тепла при обработке пластичных материалов (сталей) больше, чем при обработке хрупких материалов (чугунов) [2, 4].

При резании теплота отбирается средой от нагретых поверхностей обрабатываемых деталей и инструмента преимущественно путем конвективного теплообмена, связанного с движением и теплопроводностью ТСМ, оценка интенсивности которого производится по среднему коэффициенту теплообмена на обтекаемых струями среды металлических поверхностей. Иногда при использовании полимерсодержащих ТСМ деструкция полимера происходит с интенсивным поглощением тепла и имеет место влияние на тепловой баланс в зоне резания химической реакции и излучения [1, 3].

В самом общем случае граничные условия для решения задач теплофизики при лезвийной обработке резанием с использованием охлаждающих сред согласно [4] записывается следующим образом:

$$\lambda \frac{\partial Q_s}{\partial n} + \alpha \cdot (Q_s - Q_0) = 0, \quad (2)$$

где  $\lambda$ ,  $\alpha$  – коэффициенты теплопроводности и теплоотдачи соответственно;  $\frac{\partial Q_s}{\partial n}$  – градиент температуры точек поверхности;  $Q_s$ ,  $Q_0$  – температура охлаждаемой поверхности и охлаждающей среды соответственно.

Составляющие зависимостей (1) и (2), с точки зрения математического анализа и решения для реальных технологических условий, взаимосвязаны и переменны в широком диапазоне. Упрощения, используемые при рассмотрении тепловых явлений, приводят не только к количественным, но и качественным погрешностям.

В связи с этим возникает необходимость уточнения и установления закономерностей влияния охлаждающих сред на теплофизические параметры. Были проведены экспериментальные исследования температуры и силы резания, коэффициента усадки стружки при продольном точении и сверлении с использованием различных ТСМ как по химическому составу, так и по кинематической вязкости. Результаты исследования обработаны на ПЭВМ по методике расчета теплофизических параметров профессора А.Н. Резникова. Модифицированная модель включает в себя: составляющие силу резания, коэффициент усадки стружки, высоту нароста, материал режущего инструмента и его геометрию, коэффициент теплопроводности инструментального и обрабатываемого материалов, диаметр обработки, коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, временные сопротивления обрабатываемого материала. По данной модели можно рассчитать распределение температур и коэффициент теплоотдачи на передней поверхности в пределах пятна контакта резца со стружкой, а также средней температурой резания.

Коэффициент теплообмена зависит главным образом от теплофизических и скоростных характеристик среды. Скорость обтекания охлаждаемой поверхности, теплоемкость, плотность среды и ее вязкость наиболее сильно влияют на теплопроводность, а также разность температур охлаждаемой поверхности и потока внешней среды. Если в зоне обработки резанием внешняя среда переходит из жидкого состояния в газообразное, то приобретает значение скрытая теплота парообразования. Однако возникающая паровая оболочка может существенно препятствовать охлаждению. В том же направлении действует и пенообразование в объеме применяемого ТСМ. Существенное значение имеет гидродинамика обтекания ТСМ охлаждаемых поверхностей. Поэтому на коэффициент теплообмена в реальных условиях резания влияют сходящая стружка, скорость и направление движения обрабатываемой детали и режущего инструмента, их вибра-

ция и взаимное расположение, соотношение размеров струи ТСМ и режущего инструмента, давление подачи смазки и ее удельное количество. Оказывает влияние также наличие, например, у осевых инструментов дополнительных поверхностных источников и стоков тепла. В условиях прерывистого резания приобретает большое значение время, в течение которого происходит резание и осуществляется интенсивный теплоотвод в ТСМ.

Вместе с тем, иногда теплообмен с ТСМ может оказывать и отрицательное воздействие. Это проявляется в изменении напряженного состояния обработанной поверхности детали при резании с интенсивным охлаждением. Как правило, возникают внутренние напряжения растяжения, что ухудшает эксплуатационные свойства деталей, уменьшается стойкость твердосплавного инструмента, если при резании имеют место частые перерывы, а температура мгновенного нагрева высока и, как следствие, наблюдаются значительные колебания температуры режущей части инструмента.

#### **Библиографический список**

1. Латышев, В.Н. Трибология резания. Кн. 2: Принципы создания эффективных СОТС / В.Н. Латышев. Иваново: Иван. гос. ун-т, 2009. 156 с.
2. Макаров, А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
3. Подураев, В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. М.: Высшая школа, 1974. 390 с.
4. Резников, А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. М.: Машиностроение, 1982. 279 с.

УДК 621.313.13

А.П. Архаров  
Тверской государственной технической университет

### **СПОСОБ ИЗМЕРЕНИЯ ОТКЛОНЕНИЙ ВЗАИМНОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ ПАЗА И ОСИ ОТВЕРСТИЯ**

В конструкциях ряда деталей машиностроения имеются элементы в виде несопряженных между собой отверстия и пазы. К их взаимному расположению предъявляются высокие точностные требования, обеспечение которых вызывает затруднения.

Для измерения параметров шпоночного паза известен способ, позволяющий определить ширину и отклонения от симметричности [1]. Этот способ применим для пазов, сопряженных с отверстием. Известен также способ измерения отклонений расстояния между перекрещивающимися осями наружной и внутренней цилиндрических поверхностей [2].

Однако указанный способ имеет ограниченные технологические возможности, поскольку позволяет измерять только отклонение рассто-

яния между перекрещивающимися осями цилиндрических поверхностей и не позволяет измерять отклонение от параллельности осей несопряженных между собой паза и отверстия.

Отмеченных недостатков лишен способ измерения отклонений взаимного расположения паза и оси отверстия [3].

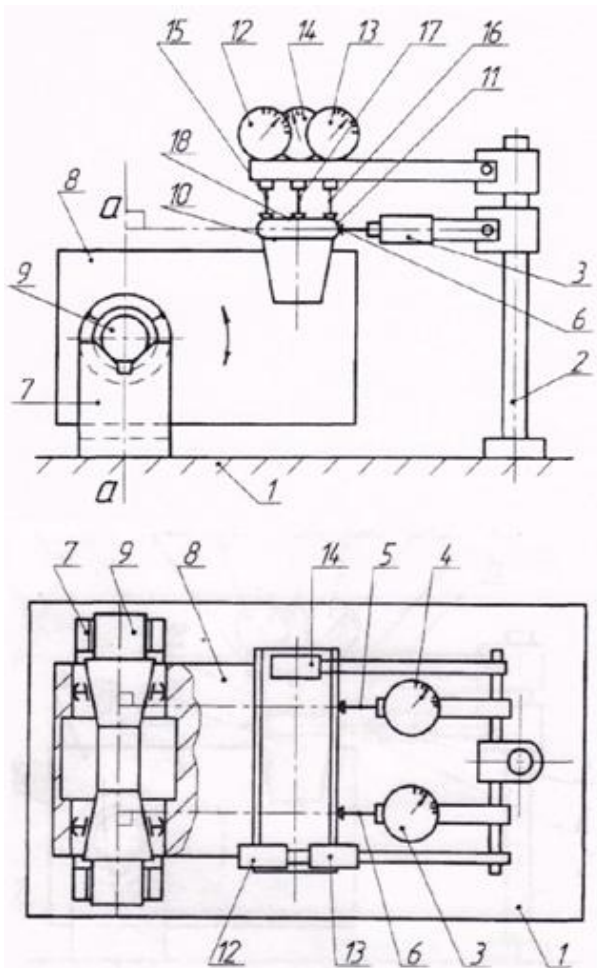


Рисунок. Схема осуществления способа измерения отклонений взаимного расположения паза и оси отверстия

объекта измерения 8 размещают пластину 10 с возможностью взаимодействия ее боковой рабочей поверхностью 11 с измерительными щупами 5 и 6 основных измерительных головок 3 и 4. Заданное расстояние между осью стойки 2 и биссекторной плоскостью  $a - a$  учитывает номинальное расстояние между осями отверстия и паза объекта измерения 8, расстояние от оси пластины 10 до ее боковой рабочей поверхности 11, а так же вылет измерительных щупов 5 и 6 и устанавливается при настройке по образцовой детали.

На стойке 2 размещают так же три дополнительные измерительные головки 12, 13 и 14 с одинаковыми по отношению к установочной плоскости 1 вылетами щупов 15, 16 и 17, из которых щупы 15 и 16 располагают с

Способ, схема которого представлена на рисунке, реализуется следующим образом.

На установочной плоскости 1 размещают стойку 2, а на стойке 2 – две основные измерительные головки 3 и 4 с одинаковыми по отношению к оси упомянутой стойки 2 вылетами измерительных щупов 5 и 6. На установочную плоскость 1 устанавливают так же базирующую призму 7 в положение, при котором биссекторная плоскость  $a - a$  упомянутой призмы 7 перпендикулярна осям измерительных щупов 5 и 6 и расположена на заданном расстоянии от оси стойки 2. В отверстие объекта измерения 8 устанавливают центрирующую оправку 9. Устанавливают объект измерения 8 центрирующей оправкой 9 на базирующую призму 7. В пазу



возможностью взаимодействия с крайними в поперечном направлении точками верней рабочей поверхности 18 на одном конце пластины 10, а щуп 17 – с крайней точкой упомянутой поверхности 18 на другом конце пластины 10. На базирующей призме 7 вращают объект измерения 8 с центрирующей оправкой 9 до положения, при котором показания двух дополнительных измерительных головок 12 и 13, расположенных в поперечном направлении, будут одинаковыми. В этом положении определяют отклонения от настройки основных измерительных головок 3 и 4, что будет соответствовать отклонениям искомого межосевого расстояния, а их разность – отклонению от параллельности осей в горизонтальной плоскости. По разности показаний дополнительных измерительных головок 13 и 14, расположенных вдоль пластины 10, определяют отклонение от параллельности осей в вертикальной плоскости.

Таким образом, в предлагаемом способе за счет размещения дополнительных измерительных головок на стойке и пластины в пазу объекта измерения, выравнивания показаний не основных, а дополнительных измерительных головок, расположенных поперек пластины, обеспечивается возможность измерения не только отклонения расстояния, но и отклонений от параллельности осей паза и отверстия в двух плоскостях, что расширяет его технологические возможности.

Способ может быть использован на машиностроительных предприятиях при измерении отклонений взаимного расположения осей несопряженных между собой паза и отверстия в деталях типа вилок и корпусов.

#### **Библиографический список**

1. Патент № 2240499. Способ измерения параметров шпоночного паза отверстия / А.П. Архаров; опубл. 20.11.2004. Бюл. № 32.
2. Патент № 2125707. Способ измерения отклонений расстояния между пересекающимися осями наружной и внутренней цилиндрических поверхностей / А.П. Архаров; опубл. 27.01.1999. Бюл. № 3.
3. Патент № 2324893. Способ измерения отклонений взаимного расположения паза и оси отверстия / А.П. Архаров, Н.С. Архарова; опубл. 20.05.2008. Бюл. № 14.

УДК 539.53:678.84.

Г.Ф. Зюзина, О.Т. Чижевский  
Федеральный научно-производственный центр «Прибор»,  
Б.Ф. Зюзин  
Тверской государственной технической университет

### **КРИТИЧЕСКИЕ КОНЦЕНТРАЦИИ В ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИЯХ В ДИЛАТАНТНО АДАПТИРОВАННЫХ СРЕДАХ**

Потенциальные возможности промышленно выпускаемых полимерных связующих близки к исчерпанию, и материалы на их основе не могут в полной мере соответствовать возрастающим требованиям современного машиностроения.

Одним из значимых направлений полимерного материаловедения является разработка методов целенаправленного модифицирования промышленных полимеров. Перспективным способом преодоления существующих ограничений стала разработка полимерных связующих на основе смесей или сплавов двух или более полимеров для получения материалов с максимальным функциональным соответствием.

Повышенный интерес к полимерным смесям объясняется практически неограниченными возможностями создания на их основе синергетических материалов, которые, сохраняя достоинства входящих в них компонентов, приобретают новые качества.

Одним из таких особых качеств является способность композитов препятствовать возникновению в их объеме или подавлять развитие разрушительной волны дилатансии при высоко- и сверхвысокоэнергетических воздействиях [1].

Дилатансия – это проявление свойств полимерного материала, а условия ее возникновения определяются соотношением времени релаксации и приложения нагрузки, когда время релаксации существенно превышает время нагружения.

Подобное соотношение имеет место при выстреле, взрыве, в работе двигателей внутреннего сгорания, а также в ряде других природных и техногенных процессов (землетрясение, сход лавин, грязевые и селевые потоки высокой скорости и др.), в связи с чем разрушение дилатансии и пути преодоления негативных ее проявлений представляются весьма актуальными.

Обширный экспериментальный материал по исследованию закономерностей формирования волны дилатансии в полимерных системах различного состава и структуры позволил открыть новое, неизвестное ранее явление разрушения волны дилатансии при сверхкритических режимах деформирования и определить критерии для создания дилатантно адаптированных материалов [1].

Данное явление наблюдается только в дилатантно адаптированных средах, характеризующихся определенной концентрацией структурных неоднородностей с заданным распределением по размерам.

Структурные неоднородности могут представлять собой как включения гетеро-фазы, так и флуктуации плотности материала матрицы.

Было установлено, что известный пороговый характер возникновения волны дилатансии снимается в случае дилатантно адаптированных сред.

Фундаментальное научное значение этого открытия заключается в том, что его положения позволяют не только объяснить механизмы предотвращения разрушения в условиях развития многочисленных высокоэнергетических природных и техногенных процессов, но и выдавать научно обоснованные рекомендации по повышению живучести конструкций и систем, подвергающихся таким высокоэнергетическим воздействиям, как, например, однонаправленный взрыв или природные катаклизмы [1].

Помимо научного открытие имеет важное практическое значение: впервые сформулированы принципы создания дилатантно адаптированных систем, освоение (внедрение, использование) которых позволит создавать материалы с заранее заданными свойствами, что открывает возможности получения материалов, обеспечивающих работоспособность металлополимерных систем в условиях сверхкритических нагрузок.

В результате были исследованы полимерные литьевые материалы на основе термопластичного промышленного полимера – полиарилата, модифицированного компатибилизатором – олигокарбодиимидом.

Модификация привела к получению разветвленного полимера с повышенной молекулярной массой и заблокированными неустойчивыми концевыми группами.

Подобные полимерные структуры при трибологических испытаниях показали значительное понижение величины износа и коэффициента трения.

Создание композиционных материалов, обеспечивающих надежное функционирование изделий в условиях сверхвысоких энергетических нагрузок, требует, прежде всего, проведения большого объема фундаментальных научных исследований, направленных на установление взаимосвязи структуры получаемых композитов с их свойствами [1–7], которые определяются как характеристиками смешиваемых полимеров, их соотношением, так и условиями формования изделий из них.

К настоящему времени разработана теория совместимости высокомолекулярных соединений [2, 3], изучены межфазные явления на границе раздела полимерных фаз [4] и механизм образования переходного межфазного слоя в смесях полимеров, вносящего существенный вклад в комплекс физико-химических и механических свойств полимерных смесевых композиций, обнаружена неаддитивность зависимости свойств композиций от соотношения компонентов, область проявления которой в ряде публикаций характеризуется как «критическая» [1].

В настоящей работе авторами предложено одно из возможных толкований термина «критическая концентрация» на примере анализа изменения фрикционных характеристик металлополимерных систем. В качестве образцов использовались материалы на основе смесей полимеров трех видов: практически несовместимые полиарилат-полиэтилен (ПАР-ПЭ), частично совместимые полиарилат-поликарбонат (ПАР-ПК) и несовместимые полиарилат-полиамид (ПАР-ПА), способные при определенных видах воздействия образовывать сополимеры [8–13].

Исследования показали, что в процессе формования в смесях полимеров происходят химические превращения [12], определяющие эксплуатационные, в том числе и триботехнические свойства.

Зависимости интенсивности линейного изнашивания литевых образцов из смесей полимеров и характер изменения массы металлического контртела приведены на рис. 1. Из рисунков следует, что ход обеих кривых полностью совпадает. Наиболее износостойкий материал в меньшей мере изнашивает и контртело.



- в
- Относительная интенсивность изнашивания образца
  - △— Относительное содержание ПМц
  - ×— Относительная интенсивность изнашивания контртела
- г

Рис. 1. Фрикционные характеристики образцов из смесей: а – ПАР с ПЭ; б – ПАР с ПА (образцы нетермообработанные); в – ПАР с ПК; г – ПАР с ПА (термообработанные)

В связи с тем, что при достаточно высокой температуре, развивающейся на сопрягаемых поверхностях при трении, активизируются процессы образования радикалов, было проведено определение количества парамагнитных центров (ПМЦ), возникающих в смесях полимеров при термическом воздействии. Оказалось, что в исследованных случаях более трибоустойчивые металлополимерные системы характеризуются меньшей концентрацией свободных радикалов (см. рис. 1), т.е. формируется наиболее термодинамически устойчивая система.

На кривых, приведенных на рис. 1, можно выделить следующие области: докритическую и закритическую, когда изменение свойств происходит монотонно и один из компонентов является дисперсионной средой, а другой – дисперсной фазой.

Свойства композиции в критической области существенно отличаются от свойств докритической и закритической областей. Они зависят от соотношения компонентов смеси и их реакционной способности, а при самом незначительном нарушении соотношения компонентов происходит существенное смещение свойств системы.

Триботехнические свойства бинарных полимерных композиций зависят от соотношения содержания компонентов  $C_1$  и  $C_2$ .

В качестве обобщенных инвариантов (показателей) используются следующие понятия концентрации бинарных полимерных композиций:  $C_{от}$  – относительная концентрация,  $C_{от} = C_1 / (C_1 + C_2)$ ;  $C_{абс}$  – абсолютная концентрация,  $C_{абс} = C_1 / C_2$ ;  $C_{эк}$  – эквивалентная концентрация,  $C_{эк} = 2C_1C_2 / (C_1 + C_2)$ .

График зависимости критерия предельного состояния  $K_{пр} = f(C_{эк})$  [14], экстремальный характер изменения которого позволяет определить качественные зоны формирования бинарных полимерных композиций, приведен на рис. 2.

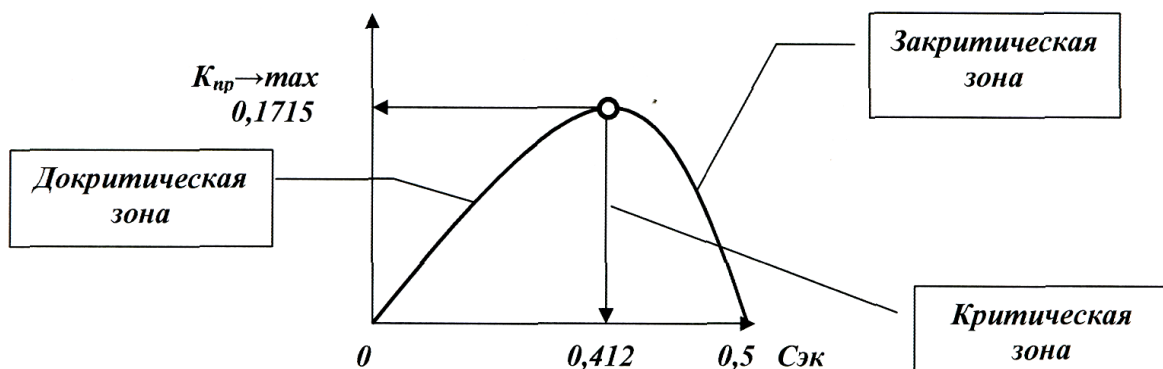


Рис. 2. Схематическое изображение зон (областей) изменения свойств материалов

Условием определения теоретической критической концентрации бинарных полимерных композиций  $C_{кр}$  является равенство  $C_{эк} = C_{абс}$ . Оно связано с проявлением синергетического эффекта при формировании бинарных полимерных композитов. Также в критических областях часто

наблюдается резкое снижение содержания в материале активных радикалов.

На основании приведенных данных можно предложить определение понятия «критическая концентрация». Критическая концентрация представляет собой такое соотношение компонентов в композиции, при котором формируется термодинамически устойчивая система.

Мерой термодинамической устойчивости композитной системы может служить концентрация активных центров – свободных радикалов: чем ниже их концентрация, тем более термодинамически устойчива система.

Термодинамически устойчивая система предельно равновесна, т.е. обладает наиболее однородной структурой, как молекулярной, так и надмолекулярной. В такой системе для разрыва образовавшихся связей необходимо сообщить системе энергию, значительно большую по сравнению с (другими) состояниями системы, удаленными от термодинамического равновесия.

Исходя из понятий внутренней энтропии и рассматривая трение как один из возможных процессов разрушения термодинамически устойчивой системы, можно утверждать, что в одинаковых условиях эксперимента образцы, полученные из смесей полимеров, близких к критическим, оказываются наиболее трибоустойчивыми. Эти смеси характеризуются таким соотношением компонентов, при котором существуют условия для наиболее полного протекания рассматриваемых процессов.

Так, в смесях ПАР и ПЭ это соотношение составляет 70ПАР и 30ПЭ. При таком соотношении компонент к каждому самостоятельному фрагменту ПАР прививается предельно достижимое количество ПЭ звеньев (~10), что весьма близко к значению сегмента Куна для ПЭ [8, 12].

Из приведенных данных следует, что наиболее трибостойкой из исследованных является смесь 70ПАР + 30ПЭ. Это соотношение можно считать структурно эквимолярным, т.к. сегмент Куна – это наименьшая структурная единица полимера, перемещение которой начинается при минимальном энергетическом воздействии, тепловом или механическом [8].

Исходя из того, что величина сегмента высокомолекулярного соединения оценивается температурой начала его интенсивного течения, определяемой из термомеханических кривых, можно полагать, что в смесях частично совместимых полимеров, каковыми являются в нашем случае ПАР и ПК, с близкими значениями энергий активации термодеструкции [12] протекание химические процессы интенсифицируются.

Сегментальная подвижность влияет на реакционную способность полимеров. В смесях близких по химической природе (частично совместимых) полимеров (ПАР и ПК) внешней энергии, например, при формовании изделия, достаточно, чтобы пришли в движение сегменты обоих компонентов, и началась реакция межмолекулярного взаимодействия, результатом которой образуются сополимеры – вначале блочные, а на последней стадии обменных процессов – статистические.

Интересно отметить, что при соотношении 70ПАР + 30ПК, близком к эквимолярному, формируется материал, состоящий из полностью связан-

ных полимеров (сополимеров) [12, 13]. Структура этого термодинамически устойчивого материала обеспечивает наилучшие триботехнические характеристики (см. рис. 1в).

Применение патронов с полимерными ведущими устройствами в составе малокалиберных артиллерийских комплексов различного назначения существенно повышает их боевые характеристики в результате многократного повышения «живучести» стволов, увеличения огневой производительности за счет снятия ограничений по величине отстреливаемого боекомплекта, сохранения практически неизменной величины начальной скорости как в процессе исчерпания ресурса, так и изменения температуры метательного заряда.

Создание и постановка на снабжение малокалиберных патронов с полимерными ведущими устройствами позволяет не только заменить дефицитную медь ведущих поясков и исключить свинцовый размеднитель, но и поднять на новый качественный уровень возможности этого вида оружия по эффективности применения. Не зря создание снарядов с полимерными ведущими устройствами приравнивается по значимости к получению бездымного пороха.

**Заключение.** Показано, что материалы, полученные при эквимольном соотношении исходных компонентов, являются наиболее термодинамически устойчивыми и, как следствие, обладают повышенной трибостойкостью.

На основании изложенного можно сформулировать принципы формирования трибостойких систем:

- 1) эквимольность (эквисегментальность) компонентов композиции;
- 2) доведение процесса формирования системы до термодинамически устойчивого состояния системы с применением термообработки, облучения и других средств технологического воздействия;
- 3) проведение контроля состояния системы по наличию свободных радикалов в материале.

Достигнуты рекордные результаты по повышению более чем в 10 раз живучести стволов высотемпных артиллерийских автоматических систем при использовании в ведущих поясках снарядов дилатантно адаптированных полимерных композитов по сравнению с медными ведущими поясками, что существенно превышает современный мировой уровень.

#### **Библиографический список**

1. Открытие № 385. Явление разрушения волны дилатансии в многокомпонентных дилатантно адаптированных полимерных системах при сверхкритических скоростях деформирования / Г.Ф. Зюзина, В.Н. Спектор, А.П. Краснов, О.Т. Чижевский, А.И. Дьячков; приор. 12.05.1995 г.; опубл. 27.01.2010 г.
2. Gardon, J.L. Encyclopedia of Polymer Science and Technology. Vol. 3. NY / J.L. Gardon. London – Sidney. Interscience Publ, 1965.
3. Болдуев, В.С. Полимерные композиции: смешиваемость и совместимость / В.С. Болдуев. [www.graft-polymer.ru], 2010.
4. Андрианов, К.А. О частном случае реакции на границе раздела двух твердых фаз / К.А. Андрианов, В.Н. Спектор, Б.А. Камарицкий. ДАН СССР. 1979. Т. 246. № 4.

5. Открытие № 38. Новый акт в возрастающих связях активных центров макромолекулярных соединений / Н.С. Ениколопов; приор. 10.02.1961; зарег., 1966 г.
6. Мэнсон, Дж. Полимерные смеси и композиты / Дж. Мэнсон, Л. Сперлинг. М.: Химия, 1979.
7. Беспалов, Ю.А. Многокомпонентные системы на основе полимеров / Ю.А. Беспалов, Н.Г. Коноваленко. Л.: Химия, 1981.
8. Коршак, В.В. Исследование химических превращений в смесях несовместимых полимеров при совместном механо- и термовоздействии / В.В. Коршак [и др.] // ДАН СССР. 1983. Т. 273. № 5.
9. Коршак, В.В. О некоторых особенностях трения смесей несовместимых полимеров / В.В. Коршак [и др.] // Трение и износ. 1984. Т. 5. № 3.
10. Коршак, В.В. Влияние одновременного воздействия температурного и механического полей на формирование структуры и свойств смесей полиарилата с полиамидом / В.В. Коршак [и др.] // ДАН СССР. 1985. Т. 281. № 1.
11. Коршак, В.В. Исследование фрикционных свойств литевых материалов на основе смесей полиарилата и полиамида / В.В. Коршак [и др.] // Трение и износ. 1985. Т. 6. № 4.
12. Зюзина, Г.Ф. Химическая модификация промышленного полиарилата ДВ термопластичными полимерами и ее влияние на фрикционные свойства материалов: автореф. дис. ... канд. хим. наук / Г.Ф. Зюзина. М., 1987.
13. Грибова, И.А. Исследование фрикционных характеристик материалов, полученных из смесей ограниченно совместимых полимеров – полиарилата и поликарбоната / И.А. Грибова [и др.] // Трение и износ. 2000. Т. 21. № 2.
14. Зюзин, Б.Ф. Прогнозирование предельных состояний в нелинейной геомеханике / Б.Ф. Зюзин, Б.А. Богатов, В.Н. Лотов, В.А. Миронов // Минск: Белорусская горная академия, 2000.

УДК 621.891

О.В. Сутягин, И.В. Горлов  
Тверской государственной технической университет

### **ТЕХНОЛОГИЯ НАНЕСЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

Работоспособность механизмов, эксплуатирующихся в экстремальных условиях (вакуум, значительные температурные перепады, радиация и пр.) во многом определяется работоспособностью применяемых в них узлов трения. Использование обычных пластичных смазок в этих условиях затруднено вследствие быстрой потери ими своих смазочных свойств [1]. Для смазки таких узлов трения применяются тонкие покрытия из мягких металлов (тяжело нагруженные узлы) и антифрикционных композиционных материалов на основе полимеров (малонагруженные и маломощные узлы) [2]. Работоспособность и долговечность узлов трения, имеющих такие покрытия, определяется не только свойствами материала покрытия, но и конструкцией узла трения, технологией нанесения покрытия. Например, широко распространенный узел



трения – подшипник скольжения – конструктивно выполняется в виде обратной пары, в которой покрытие наносится на вращающийся вал, контактирующий с поверхностью неподвижной втулки. Нанесение покрытия на открытую поверхность вала упрощает технологию нанесения и контроля качества покрытия. Аналогичный подход применяется и при конструировании других узлов трения [3].

Антифрикционные композиционные покрытия на основе полимерных материалов чаще всего наносят напылением суспензии, которая представляет собой мелкодисперсный антифрикционный материал (графит, фторопласт, дисульфид молибдена и пр.) в смесях различных растворителей и связующих, с последующим отверждением термообработкой, режим которой зависит от типа связующего [3]. Технологию нанесения таких покрытий можно разбить на следующие этапы:

- подготовка металлической поверхности к нанесению покрытия;
- нанесение покрытия и контроль качества;
- термообработка покрытия, обмер и упаковка детали.

Подготовка металлической поверхности определяет адгезионную прочность наносимого покрытия и играет важную роль для достижения высокой долговечности покрытия. Металлические детали, поступившие после механической обработки для нанесения покрытия, тщательно обезжиривают бензином (ГОСТ 443-76) и сушат в термостате при температуре 100°C в течение 10 минут. К обезжиренным деталям можно прикасаться только в чистых хлопчатобумажных перчатках. Затем металлические поверхности подвергают микропескоструйной обработке частицами окиси алюминия (корунд) МА-17-18-76 размером 0,15–0,40 мкм. Контроль качества поверхности после обработки осуществляют визуально (не должно быть глянцевых участков). После микропескоструйной обработки детали промывают бензином и просушивают. Цель микропескоструйной обработки – повышение площади адгезионного взаимодействия покрытия и детали.

Для предотвращения окисления металлической поверхности после микропескоструйной обработки на детали поверхности наносится гальваническое покрытие толщиной 4–6 мкм. Вид гальванического покрытия зависит от материала детали. Так, алюминий и его сплавы анодируют, углеродистую сталь фосфатируют, нержавеющую сталь оксидируют, титан и его сплавы никелируют. Время между микропескоструйной обработкой и нанесением гальванического покрытия не должно превышать 24 часов.

Нанесение антифрикционного композиционного покрытия на основе полимерных материалов осуществляется обычным пистолетом-распылителем при избыточном давлении сухого воздуха  $2,5 \times 10^5$  Па.

Непосредственно перед нанесением суспензии детали с предварительно подготовленными поверхностями обезжиривают и нагревают в термостате до 50°C. На прогретую деталь наносится первый слой покрытия, который сушится при комнатной температуре в течение 30 минут, а затем при

50°С в течении 1 часа. Толщина слоя покрытия составляет 5–10 мкм. Затем наносится второй слой и также просушивается. Контроль качества нанесенного покрытия осуществляют визуально. Подтеки, посторонние включения и «рябь» не допускается.

После контроля качества покрытия детали подвергаются термообработке. Режимы термообработки оказывают значительное влияние на физико-механические свойства связующего и всего покрытия в целом и определяются типом связующего. Так, по данным [4], для покрытий со связующим на основе мочевино-формальдегидного олигомера (покрытие ВНИИ НП-212) режимом оптимальной термообработки является выдержка деталей с нанесенными покрытиями при температуре 150°С в течении 2-х часов, на основе эпоксидного олигомера (покрытие ВНИИ НП-230) – в течении 2-х часов при температуре 180°С, на основе кремнийорганического соединения К-55 (покрытие ВНИИ НП-213) – в течении 3-х часов при температуре 300°С. Хорошие результаты дает ступенчатый режим термообработки – предварительная выдержка в течении 30 минут при температуре 100°С и последующая выдержка при оптимальном режиме. При использовании в качестве связующего новых материалов необходимо проводить исследования влияния режимов термообработки на физико-механические и фрикционные свойства покрытий.

После термообработки и охлаждения детали обмеряют и упаковывают в оберточную бумагу с пропиткой ГОСТ 8273-75, для предотвращения повреждения поверхностей с покрытием при хранении и транспортировании.

При изготовлении деталей, на которые предполагается нанесение покрытий, необходимо учитывать толщину как гальванического, так и антифрикционного покрытия. Для гальванического покрытия средняя толщина составляет 5 мкм, а для антифрикционного – 15 мкм. Следовательно, размер детали должен быть уменьшен на 20 мкм на сторону, на которую наносится покрытие.

Предлагаемая технология нанесения антифрикционных композиционных покрытий на основе полимерных материалов дает стабильные значения долговечности узлов трения, в которых эти покрытия применяются в широком диапазоне режимов эксплуатации.

#### **Библиографический список**

1. Крагельский, И.В. Трение и износ в вакууме / И.В. Крагельский [и др.]. М.: Машиностроение, 1973. 216 с.
2. Пiuс, I. Tribology of thin layers / I. Пiuс. Amsterdam- Oxford-New York.: Elsevier scientific publishing company, 1980. 237 p.
3. Маленков, М.И. Конструкционные и смазочные материалы космических механизмов / М.И. Маленков, С.И. Каратушин, В.М. Тарасов. СПб.: Балт. гос. техн. ун-т, 2007. 54 с.
4. Сентюрихина, Л.Н. Твердые дисульфидмолибденовые смазки / Л.Н. Сентюрихина, Б.Н. Опарина. М.: Химия, 1966. 131 с.

## СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие	3
<b>МЕХАНИКА КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ</b>	
<i>В.В. Измайлов, Д.А. Левыкин</i>	
Нормальная и касательная жесткости плоского стыка шероховатых поверхностей	4
<i>В.Г. Терещенко</i>	
Разработка методов экспериментального исследования удара шарообразной частицы о плоский образец	12
<b>ТРИБОТЕХНИКА</b>	
<i>Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Г.В. Сержантова, И.Ю. Канунникова</i>	
Разработка комплексной оценки антифрикционных свойств карбонитридных покрытий	17
<i>И.Р. Асланян, Л.Ш. Шустер</i>	
Влияние различных факторов на коэффициент трения электролитических <i>pip</i> покрытий при фреттинг-изнашивании	21
<i>М.Ш. Мигранов</i>	
Контактные процессы при нестационарном течении	28
<i>Е.А. Щербаков, Н.В. Щербакова, И.В. Рыбин</i>	
Динамика изменения физико-химических показателей смазочных масел в условиях эксплуатации газоперекачивающих агрегатов	33
<i>М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, М.А. Куликова, В.А. Казанкин</i>	
Экспериментальное исследование прочности соединений, нагруженных поперечной сдвигающей силой	37
<i>А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, Н.В. Испирян</i>	
Реологические свойства магнитных масел	40
<i>В.Р. Мухаммадеев, М.Ш. Мигранов</i>	
Влияние многослойных покрытий на износ режущего инструмента	42
<i>М.В. Васильев</i>	
Численное исследование составляющих коэффициента трения при упругопластическом контакте	46
<i>В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, М.П. Вильмс</i>	
Исследование трения металлов на микроструктурном уровне в условиях граничной смазки	49
<b>ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ЭКСПЛУАТАЦИЯ ДЕТАЛЕЙ МАШИН</b>	
<i>Э.В. Ключико</i>	
Производительность формообразования на металорежущих станках	53
<i>В.В. Смирнов</i>	
Особенности конструкторско-технологической подготовки производства с помощью САПР ADEM	56
<i>Е.В. Полетаева, Р.А. Галузин</i>	
К проблеме анализа-синтеза производственных систем в условиях автоматизированного технологического проектирования	58
<i>В.Г. Прохоров, Г.И. Rogozin, А.А. Королёв</i>	
Вопросы разработки станочного приспособления	61
<i>Д.Г. Масленников</i>	
Совершенствование поршня двигателя внутреннего сгорания	66
<i>М.Ш. Мигранов</i>	
Напряженное состояние режущего инструмента при нестационарном течении	70

<i>И.В. Горлов, А.Н. Болотов, А.И. Горлов</i>	
Оптимизация задачи управления ресурсом при эксплуатации машин для добычи и переработки торфа	76
<i>А.В. Кондратьев, С.М. Кочканян, И.С. Вовченко</i>	
Выбор конструктивных схем и расчет параметров валковых сортировок	80
<i>Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян</i>	
Принятие решений в системах автоматизированного проектирования технологических процессов	86
<i>Г.Б. Бурдо, В.Б. Бурдо, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян</i>	
Процедуры планирования и управления в производственных системах геофизического приборостроения в интеллектуальных САПР	91
<i>Г.Б. Бурдо, В.Б. Бурдо, А.А. Исаев</i>	
Интеллектуальное планирование в производственных системах геофизического приборостроения	98
<i>Р.И. Ахметшин, М.Ш. Мигранов</i>	
Особенности тепловых процессов при резании с использованием многослойных покрытий	105
<i>А.М. Мигранов, М.Ш. Мигранов</i>	
Влияние смазочных материалов на теплофизику процесса резания	108
<i>А.П. Архаров</i>	
Способ измерения отклонений взаимного расположения паза и оси отверстия	111
<b>МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ</b>	
<i>Г.Ф. Зюзина, О.Т. Чижевский, Б.Ф. Зюзин</i>	
Критические концентрации в полимерных композициях в дилатантно адаптированных средах	114
<i>О.В. Сулягин, И.В. Горлов</i>	
Технология нанесения антифрикционных композиционных покрытий на основе полимерных материалов	120

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

МЕЖВУЗОВСКИЙ СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
Выпуск 5

Ответственный редактор В.В. Измайлов  
Редактор А.Ю. Малешкина  
Корректор  
Технический редактор А.Н. Безрукова

---

Подписано в печать

Формат 60×84/16

Физ. печ. л.

Тираж 100 экз.

Бумага писчая

Уч.-изд. л.

Усл. печ. л.

Заказ №

---

Редакционно-издательский центр  
Тверского государственного технического университета  
170026, Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22