

Федеральное агентство по образованию
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 3

Тверь 2010

УДК 621.891

ББК

Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования [Текст]: межвуз. сб. науч. тр. / под ред. Н.Б. Демкина. Вып. 3. Тверь: ТГТУ, 2010. 192 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 физики Тверского государственного технического университета.

Редакционная коллегия:

доктор техн. наук профессор Н.Б. Демкин (ответственный редактор);
доктор техн. наук профессор А.Н. Болотов;
доктор техн. наук профессор В.Г. Зубчанинов;
доктор техн. наук профессор В.В. Измайлов (зам. ответственного редактора);
канд. техн. наук доцент М.В. Новоселова (ответственный 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, 2010

ПРЕДИСЛОВИЕ

Тематика сборника отражает основные направления научных исследований сотрудников Тверского государственного технического университета в области механики и физики контактного взаимодействия, триботехники, электрических контактов. Представлены также работы ученых других вузов, в которых рассматриваются вопросы физики конденсированных сред, физики поверхности, физические аспекты материаловедения. Отдельный раздел посвящен технологическим способам повышения надежности и износостойкости современного оборудования.

Статьи в сборнике расположены по тематическим разделам.

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

Раздел *«Физика конденсированного состояния и поверхностных явлений»* содержит статьи, в которых рассматриваются физические свойства поверхностей и различные аспекты взаимодействия твердой и жидкой фаз.

В раздел *«Триботехника»* включены статьи, посвященные широкому кругу проблем трения и изнашивания. Представлены оригинальные результаты по разработке современных антифрикционных покрытий, повышающих износостойкость фрикционных узлов. Ряд статей посвящен повышению эксплуатационных свойств реальных триботехнических узлов.

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

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

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

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 621.891+531.4+539.3

В.Г. Терещенко
Северо-Кавказский государственный технический университет**РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ЭНЕРГИИ МЕХАНИЧЕСКОГО
ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ МЕЖДУ КОНТАКТИРУЮЩИМИ ТЕЛАМИ
НА ЕДИНИЧНОМ ПЯТНЕ КОНТАКТА**

Исследование механического изнашивания затруднено многофакторностью и многостадийностью процесса. В данной статье рассмотрим одну из узких задач – о распределении энергии механического взаимодействия между контактирующими телами на единичном пятне контакта. Это одна из первых задач при построении модели механического изнашивания. Только решив её можно узнать пределы изменения параметров внешнего воздействия на каждое из тел в отдельности. Что позволит исследовать напряжённое состояние в области контакта каждого из тел и определить интенсивность изнашивания.

Единичный контакт – условное понятие. Для решения нашей задачи будем рассматривать такой участок поверхности раздела двух тел, который имеет не более одного выступа или впадины, т. е. является гладким. В масштабе молекул не применимо понятие гладких поверхностей. Макроскопические участки поверхности всегда имеют шероховатость. Поэтому нам придётся в каждой конкретной задаче такого рода выбирать масштаб модели в соответствии с характерным размером крупных неровностей. От выбора масштаба зависят не только геометрические параметры, но и степень обобщения механических свойств. Например, использование твёрдости или микротвёрдости, механических свойств материала или его поверхностного слоя определённой глубины.

Наличие контакта означает выполнение следующих условий.

1. Поверхность контакта, разделяющая тела, изменяется в процессе взаимодействия. Зародившись в точке первого касания, она затем увеличивается. В каждый момент времени она едина для двух тел. В процессе удаления тел друг от друга она снова стягивается в точку и исчезает.

Помимо этой «мгновенной» поверхности контакта можно рассмотреть максимальную поверхность следа на данном теле от другого тела. При наличии скольжения одного тела по другому поверхности следа на разных телах могут различаться по форме и площади. Обозначим площади поверхностей следа на телах как Ω_1 и Ω_2 . Эти поверхности располагаются на максимально деформированных телах.

2. В каждый момент времени главный вектор сил, действующих со стороны первого тела на второе, \mathbf{F}_{12} численно равен и направлен противоположно главному вектору сил, действующих со стороны второго тела на первое \mathbf{F}_{21} . Такое же равенство имеет место для каждой пары полных поверхностных напряжений \mathbf{p}_i в любой точке i поверхности контакта.

$$\mathbf{F}_{12} = -\mathbf{F}_{21}; \quad \mathbf{p}_{i12} = -\mathbf{p}_{i21}.$$

При отсутствии проскальзывания на отдельных участках поверхности контакта или при полностью однородном скольжении всей поверхности контакта линии действия всех \mathbf{p}_i параллельны линии действия главного вектора силы \mathbf{F} .

3. Перемещения точек контакта каждого тела рассматриваем относительно удалённой точки этого твёрдого тела, т. е. рассматриваем только перемещения, вызванные деформацией тела. Траектории точек контакта в общем случае криволинейны. Элементарное взаимное перемещение тел

$$d\mathbf{l} = d\mathbf{l}_1 - d\mathbf{l}_2,$$

где $d\mathbf{l}_1, d\mathbf{l}_2$ – векторы перемещений тел относительно неподвижной точки.

Элементарные мгновенные перемещения точек поверхности контакта в общем случае не совпадают с направлениями сил или полных поверхностных напряжений. Перемещения разных точек контакта в данный момент могут иметь разные направления. Угол между вектором полных поверхностных напряжений \mathbf{p}_{i12} и вектором мгновенного перемещения i -й точки $d\mathbf{l}_{i2}$ обозначим γ_{i2} .

4. Энергия W , затраченная на деформацию и нагрев тел в области контакта, распределена между двумя телами

$$W = W_1 + W_2.$$

При взаимном перемещении тел на бесконечно малую величину в i -й точке поверхности контакта удельная сила \mathbf{p}_{i12} производит работу над вторым телом

$$\delta W_{i2} = p_{i12} \cdot d\Omega_2 \cdot dl_{i2} \cdot \cos \gamma_{i2},$$

а удельная сила \mathbf{p}_{i21} производит работу над первым телом

$$\delta W_{i1} = p_{i21} \cdot d\Omega_1 \cdot dl_{i1} \cdot \cos \gamma_{i1}.$$

Элементарная работа над вторым телом по всей площади контакта

$$\delta W_2 = \int_0^{\Omega_2} \delta W_{i2} d\Omega_2 = \int_0^{\Omega_2} p_{i12} \cdot d\Omega_2 \cdot dl_{i2} \cdot \cos \gamma_{i2} \cdot d\Omega_2.$$

Элементарная работа над первым телом по всей площади контакта

$$\delta W_1 = \int_0^{\Omega_1} \delta W_{i1} d\Omega_1 = \int_0^{\Omega_1} p_{i21} \cdot d\Omega_1 \cdot dl_{i1} \cdot \cos \gamma_{i1} \cdot d\Omega_1.$$

Полная работа над вторым телом

$$W_2 = \int_0^l \delta W_2 dl_2 = \iiint_{V_2} p_{i12} \cdot d\Omega_2 \cdot dl_{i2} \cdot \cos \gamma_{i2} \cdot d\Omega_2 \cdot dl_2 \cdot$$

представляет собой криволинейный интеграл по пространственной области V_2 .

Обозначим

$$dV_{Ai2} = d\Omega_2 \cdot dl_{i2} \cdot \cos \gamma_{i2}$$

и назовём эту величину элементарным объёмом работы точки контакта.

$$W_2 = \iiint_{V_2} p_{i12} \cdot dV_{Ai2} \cdot d\Omega_2 \cdot dl_2 = p_{cp12} \cdot V_{A2}, \quad (1)$$

где p_{cp12} – среднее напряжение на поверхности контакта за время взаимодействия; V_{A2} – объём работы, произведённой над вторым телом.

Полная работа над первым телом аналогично

$$W_1 = \int_0^{l_1} \delta W_1 dl_1 = \iiint_{V_1} p_{i21} \cdot d\Omega_1 \cdot dl_{i1} \cdot \cos \gamma_{i1} \cdot d\Omega_1 \cdot dl_1$$

представляет собой криволинейный интеграл по пространственной области V_1 .

$$W_1 = \iiint_{V_1} p_{i21} \cdot dV_{Ai1} \cdot d\Omega_1 \cdot dl_1 = p_{cp21} \cdot V_{A1}, \quad (2)$$

где p_{cp21} – среднее напряжение на поверхности контакта за время взаимодействия; V_{A1} – объём работы, произведённой над первым телом.

Понятие объёма работы деформации введено нами ранее [1]. В работе [1] рассмотрен случай, когда все точки поверхности контакта перемещаются плоскопараллельно. Величина V_A представляет собой сумму перемещений точек контакта в направлении действия силы [2], измеряется в кубических единицах длины.

Так как поверхностные напряжения, действующие на первое и второе тела, одинаковы по модулю в любой момент времени и в любой точке контакта, то и средние напряжения одинаковы

$$p_{cp12} = p_{cp21}.$$

Отношение работ, проведённых над первым и вторым телом, на основании формул (1) и (2)

$$\frac{W_1}{W_2} = \frac{V_{A1}}{V_{A2}},$$

равно отношению объёмов работы деформации первого и второго тел и является, по сути, отношением податливостей контактирующих тел.

Объёмы работ удобно определять пошаговым расчётом на компьютере [1, 2]. Расчёт ведётся до достижения одним из внешних параметров (энергии-

ей, силой, перемещением) предельного значения, определённого условиями взаимодействия. Сравнение работ, производимых над контактирующими телами, и определение их абсолютных величин даёт возможность решать последующие задачи. Ближайшая из них – расчёт напряжённого состояния для области контакта каждого тела. Причём последующие вычисления удобно производить также пошагово, используя на каждом шаге промежуточные результаты решённой задачи и осуществляя обратную связь.

На деформацию более податливого тела из контактирующих тел тратится большая часть энергии. Это объясняет известное [3, 4] влияние соотношения твёрдостей абразива и детали на интенсивность изнашивания в области пластических деформаций, а также влияние модулей упругости контактирующих тел при усталостном изнашивании в области упругих деформаций. Но конкретный результат зависит от способности материала воспринимать, отдавать и рассеивать энергию, от соотношения возникающих в теле напряжений и предельных напряжений для данного тела. Известна [5] высокая износостойкость податливых эластичных материалов – резин при изнашивании в абразивных средах. Хотя в паре абразив – резина практически вся энергия взаимодействия производит работу в резине.

В первом приближении не будем учитывать возможное расширение поверхности контакта за счёт выдавливания материала из зоны контакта. Во многих практически важных и распространённых частных случаях объёмы работы определяются легче, чем в общем случае. Так, если в контакте отсутствует проскальзывание, то все точки контакта совершают плоскопараллельное движение, т. е. частично повторяют траекторию точки первоначального контакта. При этом направление полного поверхностного напряжения во всех точках контакта отклоняется от нормали к поверхности на угол, не превышающий угла трения, и совпадает с направлением результирующей силы. Площадь поверхности следа (контакта) Ω одинакова для двух тел.

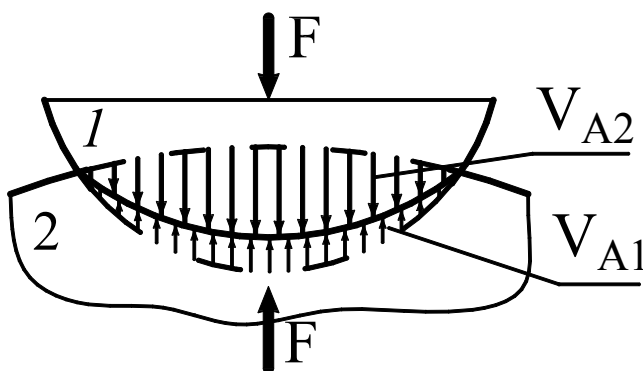


Рис. 1. Нормальное взаимодействие двух тел

На рисунке 1 показано контактное взаимодействие при наличии только нормальных сил и симметричной форме поверхностей. В таком случае сумма объёмов работы двух тел определяется геометрически как объём области перекрытия недеформированных тел. Если задана траектория сближения тел, то $V_{A1} + V_{A2}$ не зависит от механических

свойств материалов. Разделение этого объёма на V_{A1} и V_{A2} в области упругих деформаций зависит от соотношения модулей упругости, в области

пластических деформаций – от соотношения твёрдостей тел. Имеется переходная область, когда одно тело ещё деформируется упруго, а другое уже получило пластическую деформацию, стало более податливым и стало принимать на себя большую долю энергии взаимодействия. Поэтому соотношение пределов текучести должно оказывать наибольшее влияние на распределение энергии взаимодействия в переходной области и в области пластических деформаций.

В общем случае при наличии касательной составляющей силы взаимодействия угол $\gamma \neq 0$ и V_A не соответствует геометрическому объёму.

На результат взаимодействия изнашиваемого и изнашивающего тел влияют также условия приложения нагрузки на единичном контакте (режим нагружения). При газоабразивном изнашивании абразивная частица производит свободный удар по изнашиваемой поверхности. Заданными являются запас кинетической энергии частицы и угол атаки. Сила взаимодействия, площадь, по которой она распределена, время действия силы и объёмы работы определяются свойствами соударяющихся тел. Сближение продолжается до исчерпания запаса кинетической энергии частицы. От запаса энергии зависит, наступит ли стадия пластической деформации, разрушения и насколько значительной она будет.

При работе детали в абразивной массе, где отдельные зёрна абразива не скреплены между собой, исходными данными являются среднее давление массы на поверхность детали, средний размер и форма, а также количество находящихся в контакте с единицей площади детали вершин абразивных зёрен. Этими условиями определяется средняя сила взаимодействия в единичном контакте и напряжения в нём. А от механических свойств взаимодействующих тел зависят деформации этих тел, объёмы работы, производимая при деформации каждого тела работа и общая энергия взаимодействия.

При взаимодействии с закреплённым абразивом может возникнуть условие заданной суммарной деформации двух тел в единичном контакте, например при шлифовании заготовки на станке. При известной геометрии тел это означает, что задано значение суммы объёмов работы. В таком случае от свойств взаимодействующих материалов будет зависеть сила в единичном контакте, полная механическая энергия взаимодействия и её распределение между двумя телами, виды деформации.

Библиографический список

1. Терещенко, В.Г. Метод оценки триботехнического контактного воздействия / В.Г. Терещенко // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твёрдых тел и деталей машин: Межвуз. сб. науч. тр. / Тверь: ТГТУ, 2006. С. 58-64.
2. Терещенко, В.Г. Разработка характеристик для оценки результатов локального контактного взаимодействия / В.Г. Терещенко // Сборник трудов международной науч-

но-технической конференции «Актуальные проблемы трибологии». М.: Машиностроение, 2007. Т. 1. С. 455-469.

3. Сорокин, Г.М. Влияние механических характеристик сталей на износ и коэффициент трения при абразивном изнашивании / Г.М. Сорокин, В.Н. Малышев // Вестник машиностроения. 2008. № 10. С. 16-19.

4. Виноградов, В.Н. Абразивное изнашивание / В.Н. Виноградов, Г.М. Сорокин, М. Г. Колокольников. М.: Машиностроение, 1990. 224 с.

5. Пенкин, Н.С. Гуммированные детали машин / Н.С. Пенкин. М.: Машиностроение, 1977. 200 с.

УДК 621. 891

Н.Б. Демкин

Тверской государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ МИКРОГЕОМЕТРИИ ПОВЕРХНОСТИ И СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА НА УСТАЛОСТНОЕ ИЗНАШИВАНИЕ

В статье с помощью компьютерной модели фрикционного контакта анализируется влияние различных факторов на интенсивность усталостного изнашивания.

Усталостный износ часто является причиной выхода из строя деталей машин. Он возникает в результате многократного повторения деформаций сжатия и растяжения поверхностных слоев трущихся деталей машин [1, 2].

Для усталостной модели изнашивания интенсивность линейного износа I_h выражается в виде [2]

$$I_h = \frac{A_r \cdot \delta}{(v+1)n_k A_{mp} d}. \quad (1)$$

Таким образом, на интенсивность линейного износа влияют сближение δ , фактическая площадь контакта A_r , средний диаметр пятен контакта d , площадь трения A_{mp} , число циклов взаимодействия n_k и параметр v , характеризующий распределение материала шероховатого слоя по высоте.

Наиболее существенной является зависимость износа от числа циклов до разрушения n_k . Эту величину можно выразить в виде

$$n_k = \left(\frac{\sigma_0}{\sigma} \right)^t,$$

где σ_0 – константа, имеющая физический смысл прочности при однократном нагружении; σ – действующее напряжение; t – коэффициент, характеризующий усталостные свойства материала.

Поскольку n_k для упругого контакта в десятки раз больше, чем для пластического, то, соответственно, и износ будет меньше. Таким образом, для получения высокой износостойкости, следует стремиться обеспечить в узле трения упругое взаимодействие выступов. Поэтому расчет интенсивности изнашивания выполнялся для контакта, характеризующегося параметрами, указанными в таблице 1 и характерными для твердой стали.

Таблица 1. Характеристики контакта

№	H , МПа	E , ГПа	Rp , мкм	r , мкм	A_c , мм ²	ν	Параметры кривой усталости	
							t	σ_0 , МПа
1	6000	0,22	1	600	100	2	12	820
2	6000	0,22	1	600	100	2	12	820

В таблице 1 Rp – максимальная высота выступов над средней линией; r – эквивалентный радиус закругления вершин выступов; A_c – контурная площадь контакта; H – твердость; E – модуль упругости.

Рассматривался контакт двух шероховатых поверхностей, причем использовался метод эквивалентной шероховатой поверхности. Эквивалентная шероховатая поверхность обладает тем свойством, что при контакте ее с абсолютно гладкой твердой поверхностью площадь фактического касания зависит от сближения таким же образом, как и при контактировании рассматриваемых шероховатых поверхностей, т.е. эквивалентная шероховатая поверхность отражает свойства обеих поверхностей. Характеристики эквивалентной поверхности выражаются следующим образом через параметры первой и второй поверхностей [3, 4]

$$\nu_{12} = (\nu_1 + \nu_2)^{2/3}, \quad (2)$$

$$tm_{12} = \frac{tm_1 \cdot tm_2}{\nu_{12}}, \quad (3)$$

$$Rp_{12} = (Rp_1 + Rp_2) \cdot \left(1 - \exp \left(1 - \frac{10}{\nu_1 + \nu_2} \right) \right). \quad (4)$$

Для расчета интенсивности изнашивания была составлена специальная программа для ЭВМ, учитывающая формулы (1) – (4). Результаты расчета представлены на рис. 1.

На рис. 1а показано влияние контактного давления на интенсивность усталостного изнашивания. Как видно из графика, контактное давление оказывает очень сильное влияние на величину интенсивности изнашивания, особенно при небольших давлениях. При расчете предполагалось, что материал является однородным, что не всегда является справедливым [5].

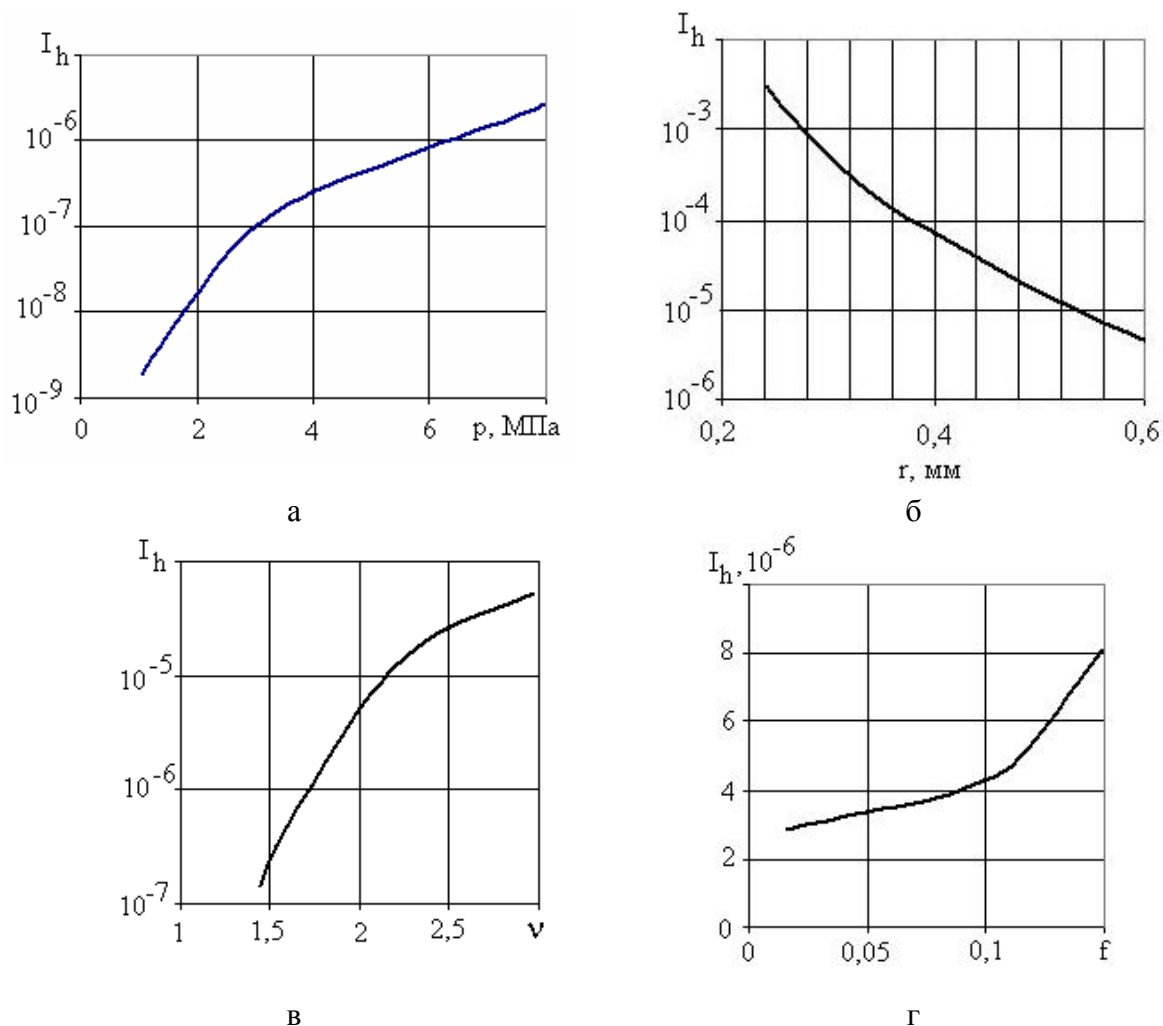


Рис. 1. Влияние контактного давления (а), радиуса закругления вершин выступов (б), параметра ν (в), коэффициента трения (г) на интенсивность усталостного изнашивания

Другим фактором, сильно влияющим на интенсивность изнашивания, является форма микровыступов. На рис. 1б показано влияние радиусов закругления вершин выступов на износ. Для снижения интенсивности изнашивания выгодно иметь шероховатость с большим радиусом закругления вершин выступов. Радиус закругления вершин выступов увеличивается в процессе приработки, что свидетельствует о важной роли её в процессе эксплуатации оборудования.

На рис. 1в показана зависимость интенсивности усталостного изнашивания от параметра ν , характеризующего распределение материала и распределение вершин выступов по высоте шероховатого слоя. Для уменьшения изнашивания следует стремиться к тому, чтобы величина ν была минимальной, в пределе $\nu = 1$. В этом случае вершины выступов располагаются на одном уровне и износ становится минимальным.

На рис. 1г показано влияние коэффициента трения на величину интенсивности усталостного изнашивания. Из рисунка следует, что жела-

тельно иметь коэффициент трения меньше 0,1. Это достижимо при наличии смазки, жидкой или консистентной, или использовании покрытия из мягкого металла [6].

Выполненные расчеты позволяют сделать следующие выводы:

1. Наибольшее влияние на интенсивность усталостного изнашивания оказывают давление и радиус закругления вершин выступов, при этом давление особенно сильно влияет при малых нагрузках.

2. Интенсивность усталостного изнашивания существенно уменьшается, если вершины выступов расположены на одном уровне.

3. Интенсивность усталостного изнашивания сильно возрастает, если коэффициент трения превышает значение 0,1.

Конечно, приведенные зависимости не могут дать точное значение интенсивности изнашивания, но они позволяют оценить, как влияет тот или иной фактор, и какие факторы являются наиболее существенными.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант № 08-08-00179-а).

Библиографический список

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

2. Трение, износ и смазка. М: Машиностроение, 2003. 575 с.

3. Демкин, Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. М.: Наука, 1970. 227 с.

4. Демкин, Н.Б. Исследование контакта двух шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин // Трение и износ. 1990. Т.11. № 6. С. 1002-1010.

5. Измайлов В.В. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей с градиентом твердости по глубине / В.В. Измайлов // Контактное взаимодействие твердых тел. Калинин: КГУ, 1982. С.130-135.

6. Демкин, Н.Б. Исследование упругопластического деформирования низкомолекулярных покрытий / Н.Б. Демкин, О.В. Сулягин, О.О. Туманова // Трение и износ. 1994. Т. 15. № 2. С. 237-245.

УДК 621.822

Ю.А. Стрельников

Тверской государственной технической университет

ВЛИЯНИЕ ВСЕСТОРОННЕГО ГИДРОСТАТИЧЕСКОГО ДАВЛЕНИЯ НА ВНЕДРЕНИЕ СФЕРИЧЕСКОГО ИНДЕНТОРА

Большинство приборов для исследования нефтяных и газовых скважин работает в тяжелых условиях, подвергаясь статическим и динамическим нагрузкам, воздействию высокой температуры (до 200 °С), давления (до 160 МПа и выше), интенсивному изнашиванию, часто в сочетании с коррозией.

Комплексное воздействие изнашивающих нагрузок и коррозии приводит к тому, что сроки службы основных деталей аппаратуры снижаются.

В [1] изложены особенности механического изнашивания стали при скольжении в гидро- и газообразном потоке. Предложены критерии износостойкости как комплексные характеристики механических свойств сталей и сплавов. Большое внимание уделено принципам создания высокопрочных и износостойких нецементуемых сталей взамен цементуемых и упрочняемых технологиями.

В то же время для геофизической и другой аппаратуры нельзя оставлять без внимания фактор гидростатического давления и температуры при изучение процессов трения.

В работе [2] проведен теоретический анализ влияния гидростатического давления на процессы трения, при внедрении единичной микронеровности моделируемые сферой различных радиусов. Рассмотрены различные напряженно-деформированные состояния при внедрении неровности для полимера и металла. Анализ проводили при условии, что происходит изменение твердости материала и упругих характеристик под действием всестороннего гидростатического давления.

Всесторонне обжатие вполне обосновано может вызвать деформации и напряжения в пределах кристаллической решетки у микронеровностей, усилить дислокационные процессы в пограничном слое, изменить механические характеристики материалов, что приведет и к изменению процесса изнашивания и перераспределению деформационной и адгезионной составляющих трения.

Именно поэтому становится весьма актуальной задача о внедрении сферы в упрочняющуюся упругопластическую среду при действии всестороннего давления.

В практических экспериментах была поставлена цель – выявить зависимость влияния давления окружающей среды на внедренный шаровой индентор. Все эксперименты проводили при упругопластических деформациях в зоне контакта. Упрочнение материала и упругое восстановление в процессе пластического деформирования не учитывали.

Для определения зависимости использовали модель контакта, когда более жесткое твердое тело обладает гладкой поверхностью, а менее жесткое – шероховатой. В качестве индентора применяли шарики из стали ШХ-15 диаметром 4,5 мм по ГОСТ 3722-81. По физико-механическим свойствам взаимодействующие тела отличаются настолько, что деформационной составляющей контактирующих микронеровностей можно пренебречь.

Для проведения экспериментов использовали специальное устройство. Образцы и шарик перед испытанием обезжировали ацетоном, устанавливали в устройство, создавали необходимую нагрузку при помощи пружины. В

результате контактирования сферы и образца получается отпечаток d , измеряя диаметр отпечатка до гидрокамеры и после, можно установить зависимость влияния гидростатического давления. Для выявления этой зависимости, первоначально вдавливали шарик на воздухе, затем опыты проводили с вдавленным шариком при действии давления. Эксперименты с шаровым индентором проводили при всестороннем давлении до 145 МПа.

После испытаний измеряли диаметр отпечатка при помощи отсчетного микроскопа (лупы Бринелля), на окуляре которого имеется шкала с делениями, соответствующими десятым долям миллиметра. Измерения проводили с точностью до 0,05 мм в двух взаимно перпендикулярных направлениях, принимали среднее значение из полученных величин. Кроме этого проверяли глубину отпечатка. Для измерения глубины использовали многооборотный индикатор МИГ-1 по ГОСТ9696-82 с ценой деления 0,001 мм, и удлинитель со сферическим окончанием R0,2 мм.

Изменения диаметров отпечатков и глубины материала Д16Т (твердость НВ 57...60 кг/мм²) от гидростатического давления при нагрузке 397 Н приведены в таблицах 1 и 2.

Таблица 1. Изменение диаметров отпечатка материала Д16Т от давления

Диаметр отпечатка без давления d , мм	Давление P , МПа						
	39,2	49	59	68,4	88	122,5	145
	Среднее значение диаметра отпечатка d_1 , мм						
0,85	0,82	0,84	0,84	0,87	0,95	1,03	1,29

Таблица 2. Изменение глубины отпечатка материала Д16Т от давления

Глубина отпечатка без давления h , мм	Давление P , МПа						
	39,2	49	59	68,4	88	122,5	145
	Среднее значение глубины отпечатка h_1 , мм						
0,032	0,031	0,032	0,034	0,038	0,044	0,047	0,068

Из полученных экспериментальных данных видно, что при действии давления жидкости диаметры отпечатков и величина внедрения увеличиваются.

Согласно обработки экспериментальных данных, была получена формула для расчета фактической площади контакта внедренного сферического индентора при действии гидростатического давления:

$$B_r = \frac{N}{k \cdot HB - P}, \quad (1)$$

где B_r – фактическая площадь контакта внедренного сферического индентора при действии всестороннего гидростатического давления; N – нор-

мальная нагрузка; HB – твердость материала, измеренная по методу Бринелля; \underline{P} – величина всестороннего гидростатического давления; κ – коэффициент твердости.

Коэффициент κ характеризует изменение твердости при увеличении всестороннего давления среды относительно твердости на воздухе при нагрузке N . С ошибкой до 10 % коэффициент κ можно рассчитать по формуле:

$$\kappa = \frac{HB_{\text{д}}}{HB},$$

где $HB_{\text{д}}$ – твердость при действии давления среды.

Интересен вопрос определения твердости $HB_{\text{д}}$ при действии давления среды внедренного шарового индентора. Согласно определению твердости по методу Бринелля, запишем выражение

$$HB = \frac{N}{d^2},$$

Учитывая, что при действии давления среды возникает дополнительная сила, из-за разности давлений, которая действует на площадь отпечатка при давлении. Запишем выражение в другом виде

$$HB_{\text{д}} = \frac{N + \frac{3.14 \cdot d_1^2}{4} \cdot \underline{P}}{d_1^2},$$

где d_1 – диаметр отпечатка при действии давления среды.

Преобразуя данное выражение, получаем

$$HB_{\text{д}} = \frac{N}{d_1^2} + 0.785 \cdot \underline{P}.$$

Рассмотрим определение коэффициент твердости из формулы (1). Путем преобразований получаем:

$$\kappa = \frac{N}{B_r \cdot HB} + \frac{\underline{P}}{HB}.$$

Отношение нормальной нагрузки к твердости есть не что иное как фактическая площадь контакта сферы на воздухе A_r при нагрузке N . Тогда получаем основную формулу для определения коэффициента твердости при действии всестороннего давления:

$$\kappa = \frac{A_r}{B_r} + \frac{\underline{P}}{HB}.$$

Отношение площадей можно заменить, как отношение квадратов диаметров отпечатков на воздухе и под давлением при одинаковой нагрузке, тогда окончательно получаем:

$$\kappa = \frac{d^2}{d_1^2} + \frac{P}{HB} \quad (2)$$

Из формулы (2) видно, что при увеличении всестороннего давления среды, коэффициент твердости не может принимать значение равное нулю для различных материалов, то есть $\kappa \neq 0$. Следовательно существует давление среды при котором коэффициент κ будет принимать минимальное значение, то есть существует перегиб при котором происходит изменение механических свойств. Для металлов малой твердости и инденторов малого диаметра напряженное состояние материала может близко подойти к состоянию локальной пластичности, но достичь его никогда не сможет. Но даже в том случае, когда свойства материала и размеры индентора позволяют достичь такого состояния, оно все равно является локализованным в небольшом объеме, так как пластический шаровидный объем под контактной площадью со всех сторон окажется окруженным упругой средой.

Отсюда вытекает очень важный вывод, твердость упругопластических материалов под действием давления среды может принимать минимальное значение, но не может быть равна нулю. Это дополняет и расширяет теорию о существовании предельной твердости [3], которая может принимать как максимальное значение, так и минимальное.

Следовательно, проведение дальнейших экспериментальных исследований трения и износа в условиях всестороннего сжатия и повышенных температур крайне необходимо для выявления взаимосвязи микрогеометрии деталей, физико-механических свойств поверхностных слоев, и показателей работоспособности узлов трения, что даст необходимые инструментальные средства для целенаправленного технологического формирования качества контактирующих поверхностей.

Библиографический список

1. Сорокин, Г.М. Коррозионно-механическое изнашивание сталей и сплавов: Учебное пособие / Г.М. Сорокин, А.П. Ефремов, Л.С. Саакян. М.: ГУП Изд-во Нефть и газ. РГУ нефти и газа им. И.М. Губкина, 2002. 424 с.
2. Стрельников Ю.А. Анализ процессов трения в условиях всестороннего гидростатического давления / Ю.А. Стрельников // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: Межвуз. сб. науч.тр. Тверь: ТГТУ, 2009. Вып. 2. С. 79-84.
3. Миронов, В.А. Деформирование упрочняющихся и неупрочняющихся сплошных сред: Монография / В.А. Миронов, А.А. Ланков. Тверь: ТГТУ, 2003. 92 с.

УДК 531.44: 53.096

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

О МОДЕЛИРОВАНИИ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ. 1. ОПИСАНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ТВЕРДОГО ТЕЛА

Моделированию трения твердых тел уделяется возрастающее внимание [1-3]. В последние годы предложены многоуровневая и кинетическая модели трения [4, 5], модели, учитывающие наличие абразива, тепловых явлений, трещинообразования и других факторов [6-9]. Большое внимание уделяется моделированию износа со стохастических позиций, с позиций сплошной механики [10-12], при этом учитываются напряженное состояние трущихся, множественность, вид, особенности и площадь контакта [13-18].

Созданы модели контактного взаимодействия твердых тел, учитывающие их свойства, адгезию, площадь контакта, шероховатость и другие параметры [19-23].

Математическое моделирование твердых тел осуществляется, как правило, методами конечных элементов и конечных разностей [24-26]. Для моделирования контактного и фрикционного взаимодействия твердые тела разбивают на элементы, используя программные продукты ANSYS, SolidWorks, ProEngineer, Inventor, CATIA и другие.

В данной работе предлагается новый подход к моделированию контактного взаимодействия, который включает:

- описание математической модели твердого тела, которая учитывает особенности контактного и фрикционного взаимодействия, и при этом не используются известные программные продукты;

- определение фактической площади контакта тел с учетом упругопластических свойств на основе предложенной математической модели твердого тела.

В предложенной модели используется два класса объектов: инерционные α и связи β .

Инерционные объекты определяются типом γ , массой m , положением в пространстве \vec{r} и кинематическими характеристиками $\frac{d\vec{r}}{dt}$, $\frac{d^2\vec{r}}{dt^2}$.

Объекты связи имеют указатели (адреса виртуальной оперативной памяти ПК, по которым расположены данные) на два экземпляра инерционного класса p_1, p_2 , множеством параметров $\{\varphi_k\}$, функциями силовой $\vec{\lambda}$, существования ψ и множеством корректировочных функций $\{\eta_i\}$.

Множество параметров определяется типами двух связанных инерционных объектов и условиями образования связи.

Силовая функция $p_k \rightarrow \frac{d^2 \vec{r}}{dt^2} \cdot p_k \rightarrow m + = \pm \lambda(\{\varphi_k\}, \{p_k \rightarrow \vec{r}\})$ определяет величину сил, действующих на инерционные объекты вдоль линии, соединяющей последние.

Функция существования $\lambda = \lambda(\{\varphi_k\}, \{p_k \rightarrow \vec{r}\})$ - булева функция, выражающая условие, при котором связь исключается из расчета.

Множество корректировочных функций служат для перерасчета значений параметров.

Для моделирования взаимодействия тел, необходимо решить следующие задачи:

- геометрическую (определение положения инерционных объектов в рабочем пространстве и наложение на них внутренних связей);
- физическую (определение параметров и функций объектов);
- динамическую (последовательный расчет положений системы с заданным временным шагом, отслеживание условий существования и образования объектов класса связей);
- анализа взаимного расположения объектов (по совокупности множеств $\{\alpha_i\}$, $\{\beta_k\}$ и их свойств, определение результирующего количества тел, их геометрических и физических характеристик).

Рассмотрим тело с ОЦК кристаллической решеткой.

В области с идеальной структурой объекты инерции расположены по координатам:

$$\vec{r}_{1,i,j,k} = M \times \begin{pmatrix} \pm i \\ \pm j \\ \pm k \\ 1 \end{pmatrix} \quad \text{и} \quad \vec{r}_{2,i,j,k} = M \times \begin{pmatrix} \frac{1}{2} \pm i \\ \frac{1}{2} \pm j \\ \frac{1}{2} \pm k \\ 1 \end{pmatrix},$$

где $M = a \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} & R_x \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} & R_y \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} & R_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$ – мировая матрица, определяющая положение

и ориентацию в пространстве рассматриваемой области; $\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{xy}, \varepsilon_{xz}, \varepsilon_{yx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{yz}, \varepsilon_{zx}, \varepsilon_{zy}, \varepsilon_{zz}$ – направляющие косинусы, определяющие взаимное расположение координатных осей двух систем; R_x, R_y, R_z – координаты вектора смещения начала координат.

Множество совокупностей значений коэффициентов $\{i, j, k\} \in \Phi$ определяется геометрической формой области.

На каждый инерционный объект накладываются связи с указателями:

$$\alpha(1, i, j, k) \rightarrow p_1, \quad \alpha(\delta, i + \delta_i, j + \delta_j, k + \delta_k) \rightarrow p_2,$$

где $(\delta, \delta_i, \delta_j, \delta_k) \in \{(1, 1, 0, 0), (1, 0, 1, 0), (1, 0, 0, 1), (2, 0, 0, 0), (2, 1, 0, 0), (2, 0, 1, 0), (2, 0, 0, 1)\}$.

Всего к объекту привязывается 14 связей (рис. 1). В результате получаем множество объектов модели в заданной области с необходимой ориентацией в пространстве (рис. 2).

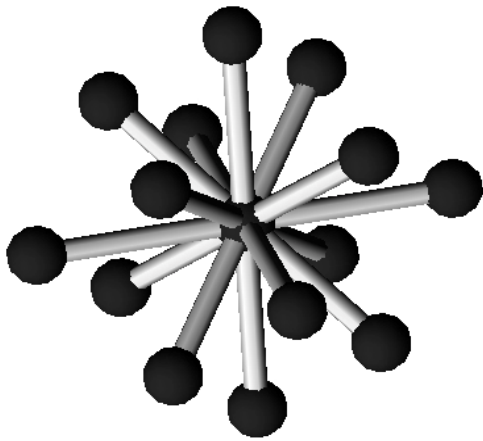


Рис. 1. Связи, приложенные к инерционному объекту

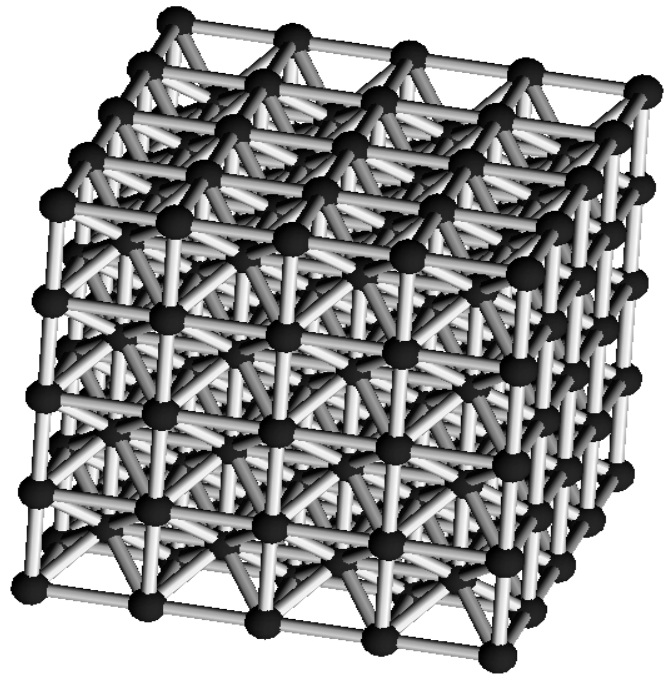


Рис. 2. Область с идеальной структурой

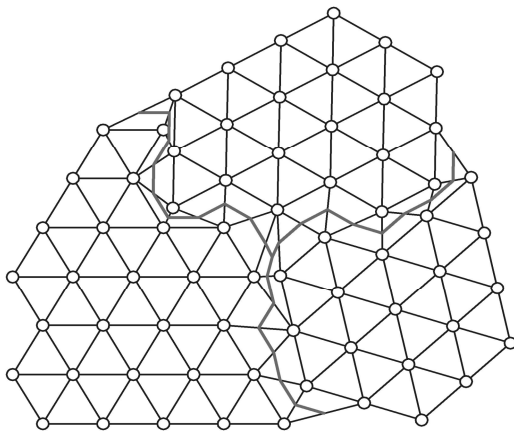


Рис. 3. Моделирование зерновой структуры

В пространстве тела задается несколько областей, описанных выше, имитируя зерновую структуру (рис. 3).

На данном рисунке представлена двухмерная проекция моделируемого тела, содержащая в себе три области с правильной структурой произвольно ориентированные относительно друг друга.

Между данными областями также имеются элементы связи.

На границе тела расположение инерционных объектов выбирается со-

гласно заданным геометрическим параметрам поверхности (рис. 4.), т.е. объекты инерционного класса на границе имеют такое положение, при котором образуемая ими поверхность имеет те же геометрические отклонения от идеальной формы, как и реальное тело.

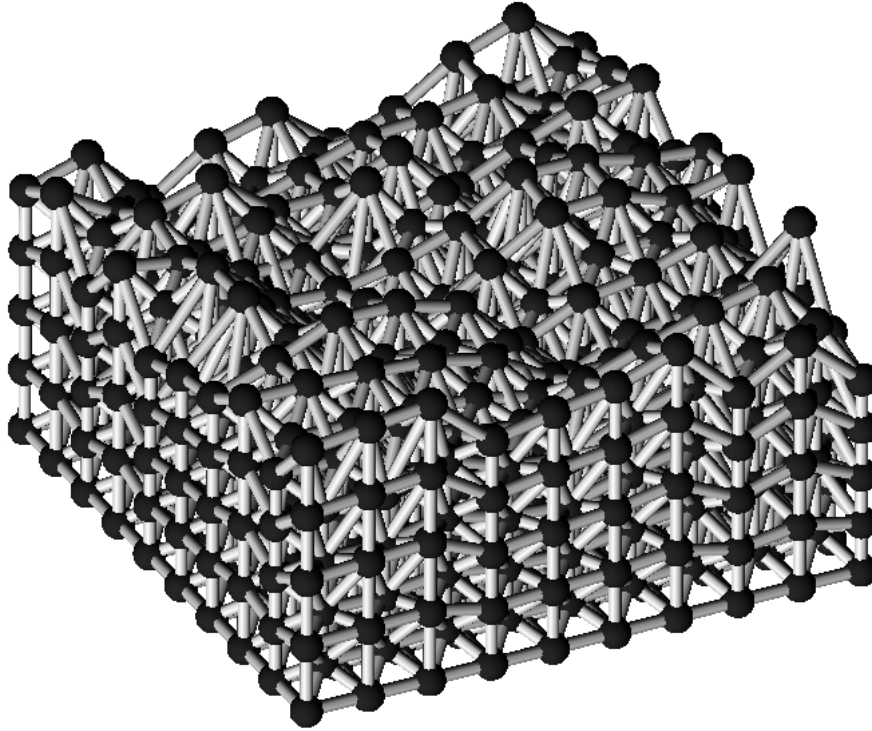


Рис. 4. Моделирование поверхностного слоя

Решение физической задачи можно получить, рассмотрев поведение модели при классическом эксперименте на растяжение-сжатие.

Принимая, что растяжение происходит вдоль оси z бесконечной области (рис. 5), и, пользуясь свойствами симметрии, можно получить следующую зависимость:

$$E' = E \frac{6 \cdot (3 + 4\sqrt{6}) a^2}{87 \nu} = 0,8826 \cdot E \frac{a^2}{\nu},$$

где E и E' – модули упругости моделируемого материала и элемента связи соответственно, ν – коэффициент Пуассона, a – период элементов инерции.

Рассмотрим диаграмму растяжения стержня (рис. 6). Состояние элемента связи можно описать положением соответствующей точки, лежащей не выше экспериментальной кривой с координатой $\varepsilon < \varepsilon_{кр}$.

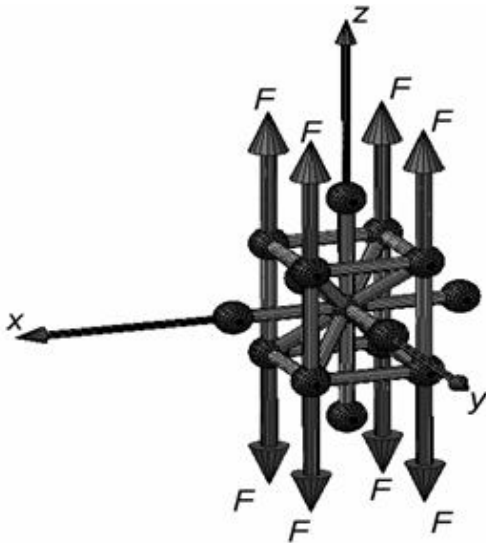


Рис. 5. Растяжение области твердого тела

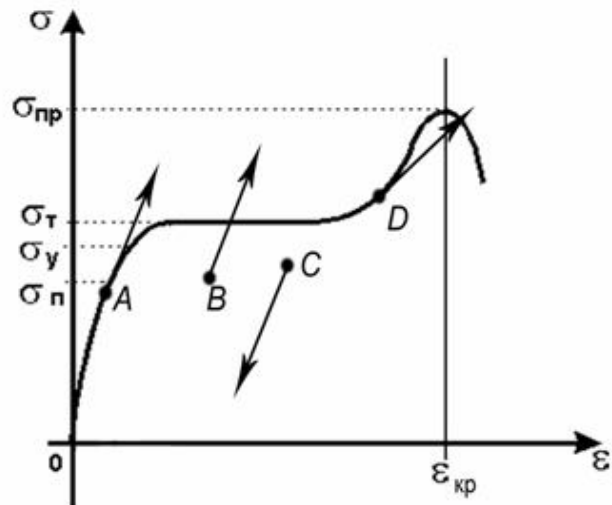


Рис. 6. Диаграмма растяжения упругого тела

Перемещение такой точки осуществляется следующим образом:

- если $\Delta\sigma < 0$ (т. С) или $\Delta\sigma > 0$ и точка не лежит на граничной кривой (т. В), то по закону Гука $\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E'}$;

- если $\Delta\sigma > 0$ и точка принадлежит граничной кривой (т. А, D), то точка движется вдоль кривой вправо.

Функциями существования в данном случае будут ограничения $\sigma < \sigma_{пр}$ и $\varepsilon < \varepsilon_{кр}$, а силовой функцией $F = \sigma(\varepsilon)$.

На этапе перехода к решению динамической задачи имеется два множества объектов. В общем случае расчет производится по алгоритму, представленному на рисунке 7.

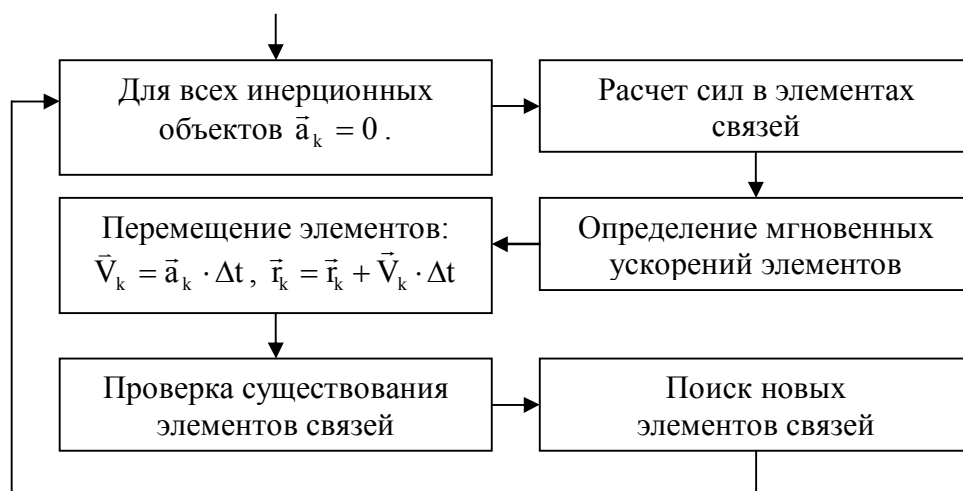


Рис. 7. Алгоритм расчета

Таким образом, предложен новый подход к описанию математической модели твердого тела, базирующийся на описании поведения двух классов объектов: инерционных и связей между ними. Особенностью алгоритма расчета модели включающего определение сил, перемещений и ускорений элементов, является поиск возникающих новых элементов связей, что может быть полезно при оценке фактической площади контакта, разрушения и износа поверхностных слоев твердых тел при контактном и фрикционном взаимодействии.

Библиографический список

1. Сорокатый, Р.В. Моделирование поведения трибосистем методом трибоэлементов / Р.В. Сорокатый // Трение и износ. 2002. Т. 23. № 1. С. 16-23.
2. Захаров, С.М. Задачи компьютерной трибологии / С.М. Захаров // Трение и износ. 2002. Т. 23. № 3. С. 237-251.
3. Khonsari, M.M. On the modeling of multi-body interaction problems in tribology / M.M. Khonsari // Wear. 1997. V. 207, Is. 1-2. P. 55-62.
4. Демкин, Н.Б. Многоуровневые модели фрикционного контакта / Н.Б. Демкин // Трение и износ. 2000. Т. 21. № 2. С. 115-120.
5. Тихомиров, В.П. Кинетическая модель трения твердых тел / В.П. Тихомиров, О.А. Горленко // Трение и износ. 2000. № 21. № 2. С. 121-127.
6. Ahlström, J. Modelling of heat conduction and phase transformations during sliding of railway wheels / J. Ahlström, B. Karlsson // Wear. 2002. V. 253. Is. 1-2. P. 291-300.
7. Ko, P.L. Finite element modelling of crack growth and wear particle formation in sliding contact / P.L. Ko, S.S. Iyer, H. Vaughan, M. Gadala // Wear. 2001. V. 251. Is. 1-2. P. 1265-1278.
8. Rice, S.L. Modeling friction and wear phenomena / S.L. Rice, F.A. Moslehy // Wear. 1997. V. 206. Is. 1-2. P. 136-146.
9. Ludema, K.C. Mechanism-based modeling of friction and wear / K.C. Ludema // Wear. 1996. V. 200. Is. 1-2. P. 1-7.
10. Torrance, A.A. Modelling abrasive wear / A.A. Torrance // Wear. 2005. V. 258. Is. 1-4. P. 281-293.
11. Williams, J.A. Wear modelling: analytical, computational and mapping: a continuum mechanics approach / J.A. Williams // Wear. 1999. V. 225-229. Is. 1. P. 1-17.
12. Kapoor, S.G. Clutch wear prediction via a deterministic-stochastic modeling approach / S.G. Kapoor // Wear. 1984. V. 93. Is. 2. P. 181-192.
13. Жаров, И.А. Упругопластическая модель трения и изнашивания при качении со скольжением стальных тел / И.А. Жаров // Трение и износ. 2004. Т. 25. № 1. С. 16-21.
14. Журавков, М.А. Компьютерный анализ напряженно-деформированного состояния в зоне эллиптической площадки контакта тел при качении применительно к модели зубчатых зацеплений / М.А. Журавков, А.М. Захарик, С.М. Босяков, С.С. Щербаков // Трение и износ. 2007. Т. 27. № 1. С. 12-16.
15. Добычин, М.Н. Модель изнашивания упругого колеса при качении / М.Н. Добычин, А.В. Морозов // Трение и износ. 2005. Т. 26. № 6. С. 20-29.

16. Сердобинцев Ю.П. Моделирование фрикционных пар при малых скоростях скольжения / Ю.П. Сердобинцев, О.В. Бурлаченко, Р.В. Заболотный // Трение и износ. 2001. Т. 22. № 1. С. 46.
17. Jiang, Jiaren. Modelling of two-body abrasive wear under multiple contact conditions / Jiaren Jiang, Fanghui Sheng, Fengshen Ren // Wear. 1998. V. 217. Is. 1. P. 35-45.
18. Jiang, Jiaren. Modelling sliding wear: From dry to wet environments / Jiaren Jiang, M.M. Stack // Wear. 2006. V. 261. Is. 9. P. 954-965.
19. Зернин, М.В. Дискретное моделирование повреждений подшипников скольжения с учетом комплекса воздействий и критериев отказа. Сообщение 3. Конечнорэлементные модели контактного взаимодействия поверхностей / М.В. Зернин, А.П. Бабин, И.И. Бурак, А.В. Яковлев // Трение и износ. 2000. Т. 21. № 4. С. 361-368.
20. Ковалев, А.В. Феноменологическая модель адгезионного контакта / А.В. Ковалев, И.Н. Ковалева, Н.К. Мышкин // Трение и износ. 2005. Т. 26. № 6. С. 575-585.
21. Буланов, Э. А. Осесимметричная контактная задача / Э. А. Буланов // Трение и износ. 2007. Т. 27. № 6. С. 587-591.
22. Gu, Xinjian. The modelling and simulation of a rough surface / Xinjian Gu, Yiyun Huang // Wear. 1990. V. 137. Is. 2. P. 275-285.
23. Воронин, Н.А. Теоретическая модель упруго-пластического внедрения жесткой сферы / Н.А. Воронин // Трение и износ. 2003. Т. 24. № 1. С. 16-20.
24. Зенкевич, О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. М.: Мир, 1975. 543 с.
25. Бате, К. Численные методы анализа и метод конечных элементов / К. Бате, У. Вилсон. М.: Стройиздат, 1982. 448 с.
26. Зенкевич, О. Конечные элементы и аппроксимация / О. Зенкевич, К. Морган. М.: Мир, 1986. 312 с.

УДК 531.44: 53.096

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

**О МОДЕЛИРОВАНИИ
КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ТВЕРДЫХ ТЕЛ.
2. КАЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА ОБРАЗОВАНИЯ ПЛОЩАДИ КОНТАКТА
ШЕРОХОВАТОГО И АБСОЛЮТНО ГЛАДКОГО ТЕЛА**

На основании предложенной в части 1 модели разработан алгоритм определения величины и скорости образования эквивалента фактической площади контакта между двумя твердыми телами: шероховатым и абсолютно гладким.

Исходные данные для расчета:

- количество опорных точек по трем координатным осям: n_x, n_y, n_z ;
- шаг выбора опорных точек: Δ_x, Δ_z ;

- двухмерный массив отклонений точек поверхности от плоскости Oxz : $\{h_y[x, z]\}$, где $i \in [0; n_x)$ и $k \in [0; n_z)$.

Расположение инерционных объектов двух множеств:

$$\alpha_1: \bar{r}_1(i, j, k) = \begin{pmatrix} \Delta_x i - x_0 \\ y_0 + \frac{h_y}{n_y} j \\ \Delta_z k - z_0 \end{pmatrix},$$

где $i \in [0; n_x)$, $j \in [0; n_y)$ и $k \in [0; n_z)$;

$$\alpha_2: \bar{r}_2(i-1, j-1, k-1) = \begin{pmatrix} \Delta_x (i-0,5) - x_0 \\ y_0 + \frac{h_y}{n_y} (j-0,5) \\ \Delta_z (k-0,5) - z_0 \end{pmatrix},$$

где $i \in (0; n_x)$, $j \in (0; n_y)$ и $k \in (0; n_z)$;

Элементы связи в 14-ти множествах объекта модели пространственно-го тела представлены в таблице 1.

Таблица 1. Элементы связи в 14-ти множествах объекта пространственного тела

β	$p_{\beta 1}$	$p_{\beta 2}$	i	j	k
1	(1, i-1, j, k)	(1, i, j, k)	(0, n_x)	[0, n_y)	[0, n_z)
2	(1, i, j-1, k)	(1, i, j, k)	[0, n_x)	(0, n_y)	[0, n_z)
3	(1, i, j, k-1)	(1, i, j, k)	[0, n_x)	[0, n_y)	(0, n_z)
4	(1, i, j, k)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
5	(1, i-1, j, k)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
6	(1, i, j-1, k)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
7	(1, i-1, j-1, k)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
8	(1, i, j, k-1)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
9	(1, i-1, j, k-1)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
10	(1, i, j-1, k-1)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
11	(1, i-1, j-1, k-1)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
12	(2, i-2, j-1, k-1)	(2, i-1, j-1, k-1)	(1, n_x)	(0, n_y)	(0, n_z)
13	(2, i-1, j-2, k-1)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(1, n_y)	(0, n_z)
14	(2, i-1, j-1, k-2)	(2, i-1, j-1, k-1)	(0, n_x)	(0, n_y)	(1, n_z)

Для формирования модели поверхности заданной шероховатости (R_z) формируется массив отклонений геометрических точек от нулевой плоскости по следующей формуле:

$$h_y = S_y \left(\Delta_y + \sum_{k=1}^n \lambda_k \exp(-\eta_k ((x-x_k)^2 + (z-z_k)^2)) \right),$$

где S_y – коэффициент масштабирования массива, рассчитывается из условия $|h_{y\max}| + |h_{y\min}| = R_z$; Δ_y – величина смещения массива, рассчитывается из условия $h_{y\max} + h_{y\min} = 0$; $\lambda_k = \lambda \cdot \xi_\lambda$, $\eta_k = \eta \cdot \xi_\eta$ – коэффициенты, характеризующие форму k -ой неровности поверхности; $x_k = n_x \Delta_x \cdot \xi_x$, $z_k = n_z \Delta_z \cdot \xi_z$ – координаты центра симметрии k -ой неровности;

Величины ξ_λ , ξ_η , ξ_x и ξ_z генерируются случайным образом из диапазона $[0; 1]$.

Варьируя описанными выше величинами, можно (при постоянном параметре шероховатости R_z) получить поверхности с различной геометрической конфигурацией (рис. 1).

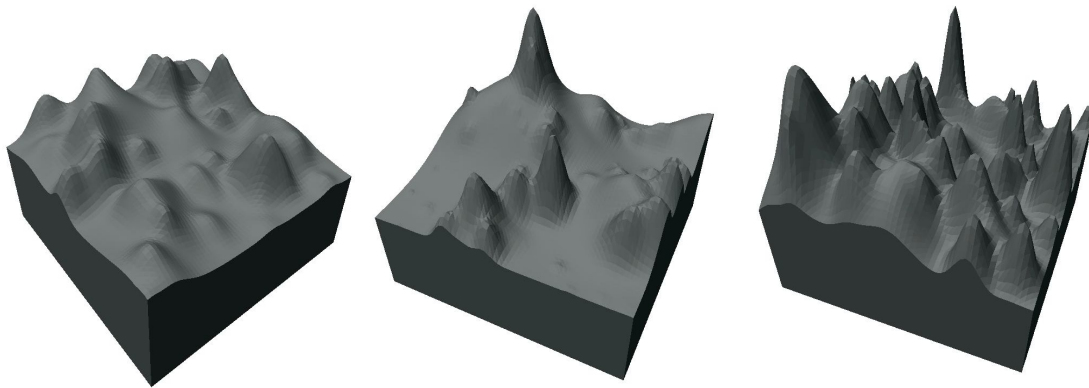


Рис. 1. Геометрическая конфигурация поверхностей, генерируемых при постоянном параметре шероховатости R_z

Процесс непосредственного расчета величины площади контакта твердых тел во времени при постоянной нагрузке, заключается в рассмотрении случая приближения абсолютно гладкой контактной поверхности нормально к шероховатой поверхности при заданном постоянном давлении (рис. 2).

При попадании инерционного элемента в контактную плоскость абсолютно гладкого тела на него начинает действовать сила, пропорциональная давлению и обратно пропорционально текущей площади контакта.

Зависимость эквивалента площади контакта от эквивалентов давления и времени (при постоянном параметре шероховатости R_z) представлена на рисунке 3.

Эквиваленты площади δS , давления δP и времени δt – величины, изменяющиеся на отрезке $[0; 1]$ и своим соотношением показывающие взаимную связь между реальной площадью S контакта, давлением P в контактной плоскости и временем t , прошедшим с начала образования контакта.

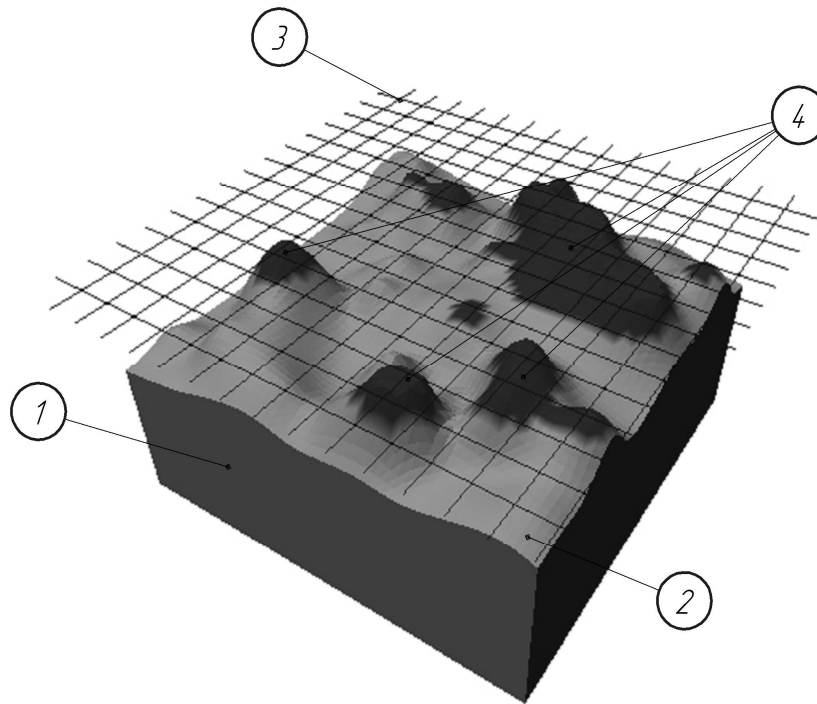


Рис. 2. Схема контакта шероховатой и абсолютно гладкой поверхностей:
 1 – упругое твердое тело с шероховатой поверхностью 2; 3 – контактная плоскость
 абсолютно гладкого тела; 4 – пятна контакта

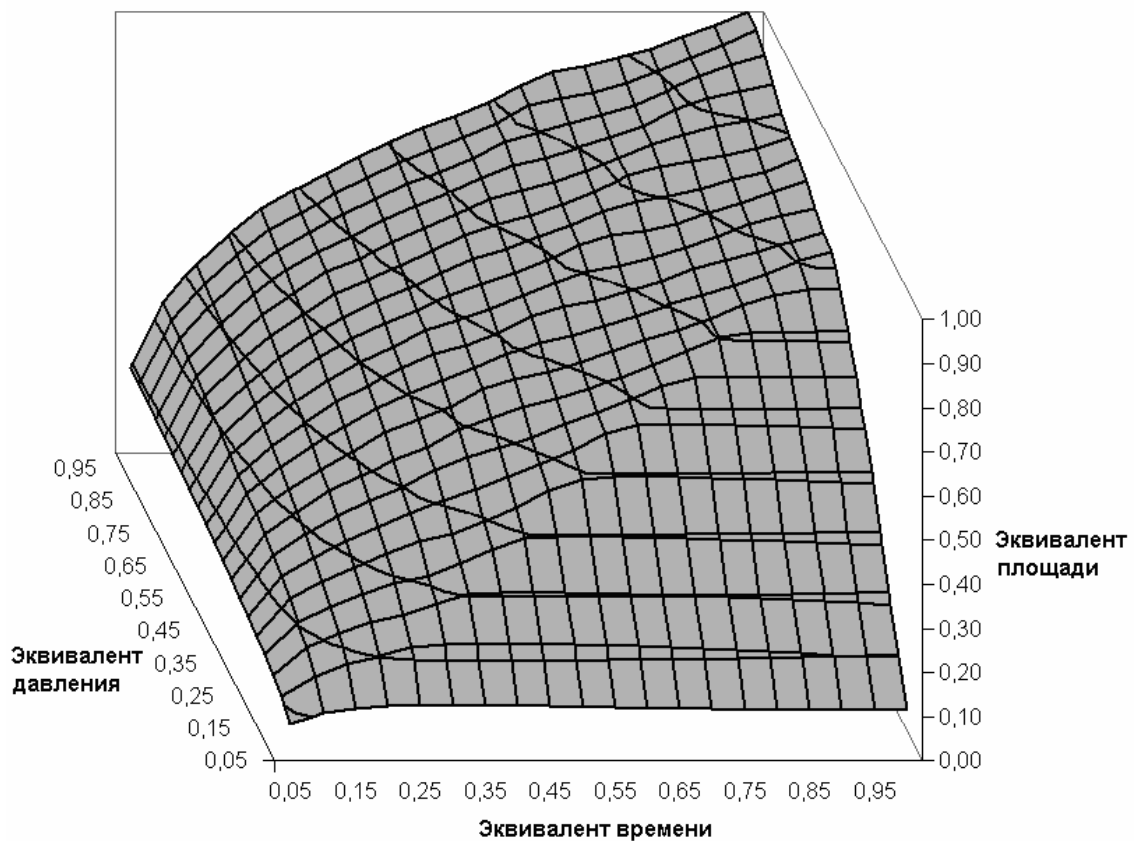


Рис. 3. График зависимости эквивалента площади контакта
 от эквивалентов давления и времени

Соотношение между реальными величинами и соответствующими им эквивалентами можно получить подробным изучением аналитических зависимостей, входящих в расчет. Заметим, что данные зависимости возможно получить путем преобразования (в общем случае нелинейного) системы координат представленного графика к реальному, заметим также что последнее будет линейным в зоне упругости.

При получении характеристик такого преобразования будет возможно решить обратную задачу: вычисление механических свойств тела и геометрии поверхности, необходимых для требуемого во времени количественного образования площади контакта и оптимизация данных величин по целевой функции.

Для качественной оценки поведения пятен контакта на поверхности тела достаточно получения зависимости между эквивалентами величин.

При численном дифференцировании полученных данных появляется возможность перейти к графику зависимости эквивалента скорости образования площади контакта от эквивалентов давления и времени (рис. 4).

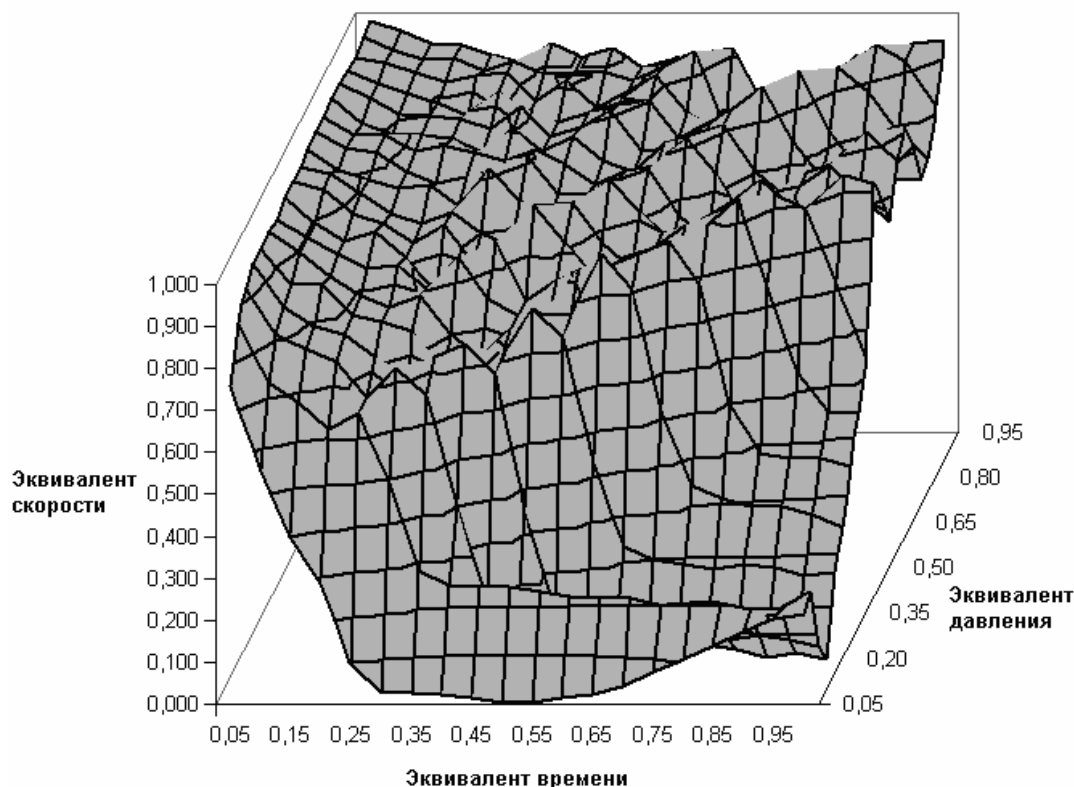


Рис. 4. График зависимости эквивалента скорости образования площади контакта от эквивалентов давления и времени

Анализируя представленные данные, легко заметить момент перехода от упругого деформирования поверхности к пластическому: на графике 3 этот переход представлен изломом, на графике 4 – резким понижением эквивалента скорости роста площади контакта.

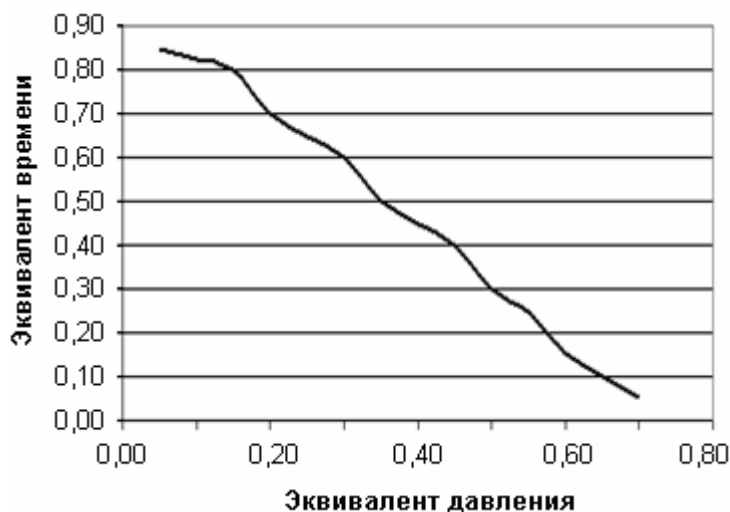


Рис. 5. Эквивалент времени перехода в зону пластического разрушения

По точкам экстремума второго порядка графика эквивалента площади получаем зависимость между эквивалентами времени перехода в зону пластического деформирования и давления (рис. 5).

При переходе к реальной системе координат появляется возможность определить допустимое время приложения нагрузки к поверхности до наступления пластического деформирования.

Данный подход к моделированию процесса образования площади контакта шероховатой и гладкой поверхностей позволяет перейти от рассмотрения процессов моделирования частных случаев к более общим, и как следствие, получить общие зависимости для целых классов поверхностей и металлов. Развитие предложенной методики в направлении получения преобразований графиков эквивалентов площади контакта и скорости ее образования для групп геометрических поверхностей и материалов и классификации последних позволит получить зависимости для определения реальных величин площади контакта во времени.

В целом моделирование процессов, возникающих в контакте поверхностей тел посредством объектов инерции и связей, позволяет рассматривать тело как множество независимых объектов, и как следствие геометрические размеры тела играют только роль начальных условий. В связи с этим можно выделить главные особенности предлагаемой методики:

- она позволяет учитывать разрушение моделируемого материала и поведение отдельных частей тел после разрушения, при этом математически все эти процессы и процессы упруго-пластического деформирования описываются едиными зависимостями, не требующими разветвления алгоритма расчета;

- внутренняя структура моделируемых тел (зерновая структура, легирующие компоненты, дефекты кристаллической решетки, начальные внутренние напряжения и т.д.) также математически описывается единой зависимостью, и после определения начальных параметров расчет ведется по линейному алгоритму.

УДК 532.6:546.22

Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, А.Н. Базулев,
 Д.А. Дмитриев, Д.А. Тимофеев
 Тверской государственный университет

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОБЛЕМЫ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ
 УСТОЙЧИВОСТИ ТРЕХФАЗНЫХ НАНОСИСТЕМ НА ОСНОВЕ
 РАСЧЕТА УДЕЛЬНОЙ ИЗБЫТОЧНОЙ СВОБОДНОЙ ЭНЕРГИИ
 1. СМАЧИВАЮЩИЙ СЛОЙ НЕПОЛЯРНОЙ ЖИДКОСТИ
 С ВЫПУКЛОЙ ГРАНИЦЕЙ РАЗДЕЛА И ЛИНЗА ЖИДКОСТИ
 НА ТВЕРДОМ СФЕРИЧЕСКОМ ЯДРЕ**

В наших предыдущих работах [1, 2] в качестве примера применения термодинамической теории возмущений (ТТВ) [3] была проведена оценка избыточной свободной энергии для сферической капли однокомпонентной жидкости в окружении собственного пара (сжиженные инертные газы, металлические расплавы алюминия и натрия). Кроме того, в работе [4] условия механической стабильности изолированных наночастиц и наночастиц находящихся в твердой матрице, вытекающие из неотрицательности второй вариации свободной энергии системы «малый объект - среда», были проанализированы для двух случаев: 1) нелетучая наноразмерная частица, поверхностное натяжение которой зависит от ее радиуса; 2) предельный случай более крупных объектов, когда величина поверхностного натяжения отвечает его макроскопическому значению. При этом легко показать, что для наночастицы в конденсированной среде условие стабильности должно иметь вид:

$$K \leq K_{ch} = \left(\frac{3}{12\nu - 2} \right) \left(\frac{1}{\beta_1} + \frac{V_1}{V_2} \frac{1}{\beta_2} \right). \quad (1)$$

Здесь K – коэффициент пропорциональности для линейной зависимости эффективного поверхностного натяжения малого объекта; β_i – изотермическая сжимаемость i – массивной фазы; V_1 и V_2 – объемы частицы и конденсированной среды; $\nu = 2,67$ – безразмерный параметр. Согласно (1), жидкая среда и твердая матрица увеличивают стабильность диспергированных в них наночастиц. К настоящему времени значительно менее исследован случай, когда по обе стороны от искривленной разделяющей поверхности находятся конденсированные фазы.

Смачивающий слой неполярной жидкости с выпуклой границей раздела. Моделью для изучения многих наносистем может служить твер-

дый шар с жидким слоем на нем, погруженный в бесконечную газовую среду. Такие системы встречаются при рассмотрении гетерогенной конденсации на малых ядрах, когда наиболее вероятен механизм равномерного обволакивания ядра жидким слоем, при исследовании эмульсий, в которых капли дисперсной фазы, покрыты слоем поверхностно активные вещества, при изучении тонких пленок на мелкодисперсных порошках, и т.д. Размерные эффекты в подобных системах могут оказывать существенное влияние на их свойства, поэтому определение размерной зависимости избыточной свободной энергии такой модели представляет как теоретический, так и практический интерес. Рассматриваемая нами система представляет собой фазу 1 («твердая частица»), находящуюся внутри сферы радиуса R_1 и фазу 2 («жидкая пленка») располагается между сферой радиуса R_1 и концентричной с ней сферой радиуса R_2 . Для оценки удельной избыточной свободной энергии слоя ω^* в рамках ТТВ воспользуемся приведением

$$\omega^* = \frac{-\frac{1}{2}(U_{13}^{(ll)} + U_{23}^{(ll)}) - \frac{1}{2}U_{12}^{(ll)}(R_1, h) + U_{12}^{(sl)}(R_1, h)}{4\pi R_2^2 \sigma_l^\infty}, \quad (2)$$

где первое слагаемое числителя описывает избыточную свободную энергию капли радиуса R_2 , второе слагаемое описывает потенциальную энергию слоя заключенного между радиусами R_1 и R_2 , а третье слагаемое представляет собой потенциальную энергию взаимодействия твердой частицы с окружением в виде слоя конечной толщины, σ_l^∞ – величина поверхностного натяжения, отвечающая макроскопической жидкой пленке. На основе полученных зависимостей удельной избыточной свободной энергии смачивающей пленки, нетрудно найти расклинивающее давление в ней

$$P(h) = -\partial\omega/\partial h. \quad (3)$$

В работе [5] были получены безразмерные изотермы расклинивающего давления. Отметим, что они имеют минимумы в отрицательной области лишь при очень низких энергиях подложки ($\varepsilon_s/\varepsilon_l < 0,1$). Отрицательной области отвечает некоторый интервал толщин $h_{\min} < h < h_{\max}$, причем $h_{\min} \cong 1$ нм, а $h_{\max} \cong 10$ нм. Однако отрицательным $P(h)$ должно отвечать нестабильное состояние пленки. Напротив, $P(h) > 0$ при $h < h_{\min} \cong 1$ нм, и, соответственно, такие наноразмерные слои должны быть стабильными. Модель с $\varepsilon_s/\varepsilon_l < 0,1$ адекватна высокоэнергетическим пленкам, например, металлическим и полупроводниковым, на низкоэнергетических диэлектрических поверхностях. При $\varepsilon_s/\varepsilon_l \geq 1$ отрицательная область на изотермах не обнаруживалась, а заметное отличие $P(h)$ от нуля имеет место при $h/\sigma \leq 5$, что должно от-

вечать стабильным пленкам. Полученные результаты свидетельствуют о стабильности смачивающих слоев малой толщины для такой системы.

Однако все вышесказанное относится к плоским пленкам. При этом еще в работах В.М. Старова и Н.В. Чураева [6] для пленок на выпуклых поверхностях (сферической частице или цилиндрической нити радиуса R) было введено понятие приведенного расклинивающего давления

$$\Phi(h) = \Pi(h) - m\sigma(R+h)^{-1}, \quad (4)$$

где m – параметр формы ($m=1$ для пленки на цилиндре, $m=2$ для пленки на сфере, σ – поверхностное натяжение пленки, при этом в работе [6] предполагалось, что $\sigma = const$). Авторами было показано, что при переходе от плоской поверхности к выпуклой вид изотермы расклинивающего давления $\Pi(h)$ существенно меняется. Условие устойчивости для таких пленок будет иметь вид

$$\partial\Phi(h)/\partial h < 0 \quad \text{или} \quad \partial\Pi(h)/\partial h < -m\sigma(R+h)^{-2}. \quad (5)$$

Данное условие является более жестким по сравнению с условием $\partial\Pi(h)/\partial h < 0$ для плоских пленок. Это означает, что пленки на выпуклых поверхностях при прочих равных условиях менее устойчивы, чем плоские. Позднее А.И. Русановым [7] была получена более общая формула для несимметричной тонкой пленки произвольной конфигурации. При этом в данной работе была учтена зависимость $\sigma(h)$, но лишь для слабо искривленных пленок. При этом как будет в дальнейшем показано, зависимость $\sigma(h)$ может существенно влиять на вид изотермы расклинивающего давления. На рис. 1, 2 представлены размерные зависимости удельной свободной избыточной энергии в рамках указанного выше приведения для системы «твердая сферическая частица алюминия – жидкая пленка декана» при различных размерах твердой фазы. Параметры для расчетов представлены в таблице 1. В наших расчетах потенциал взаимодействия твердой фазы (алюминий) задавался в форме потенциала Шиффа [8], в то время как взаимодействия в пленке декана задавалась потенциалом Леннард-Джонса. Методика определения параметров потенциала Леннард-Джонса подробно изложена в [9]. Очевидно, что при $R_2 - R_1 \gg R_1$ и при условии, что поверхностными размерными эффектами можно пренебречь, то можно записать

$$\omega^* = \Psi / 4\pi R_2^* \sigma_l^\infty = 1 + (\sigma_{sl}^\infty / \sigma_l^\infty) \cdot (R_1 / R_2)^2 \sim 1. \quad (6)$$

Полученные нами зависимости (см. рис. 1) в целом согласуются с условием (6). При этом при известном макроскопическом значении поверхностного натяжения жидкой фазы σ_l^∞ возможно оценить межфазную поверхностную энергию σ_{sl}^∞ . К сожалению, несмотря на существующие справочные

издания по поверхностным свойствам, значения для межфазного натяжения системы «твердая сферическая частица (металл) – жидкая пленка (органическая жидкость)» имеют достаточно большой разброс, а некоторые системы вообще не представлены.

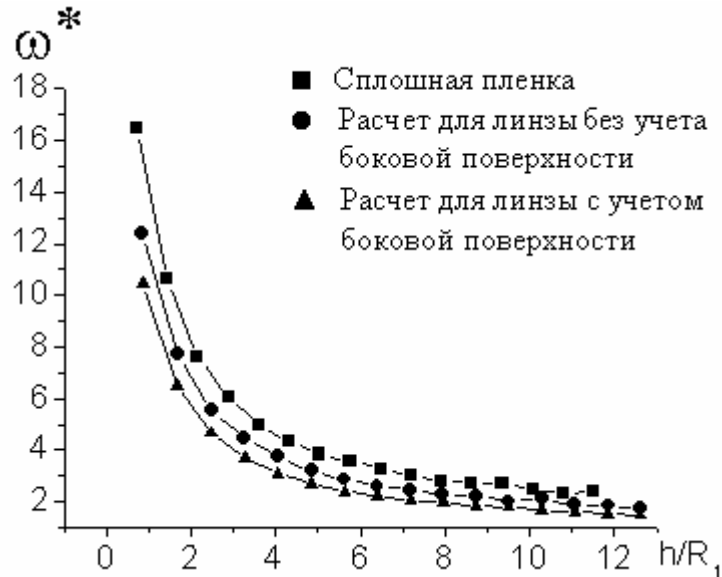


Рис. 1. Размерная зависимость удельной избыточной свободной энергии для системы «твердая сферическая частица алюминия – жидкая линза декана», рассчитанная по (2) при размерах твердой фазы $R_1 = 4a$, где a – эффективный диаметр алюминия, и степень «обволакивания» (доля телесного угла) линзой твердого ядра $\eta = 0.8$

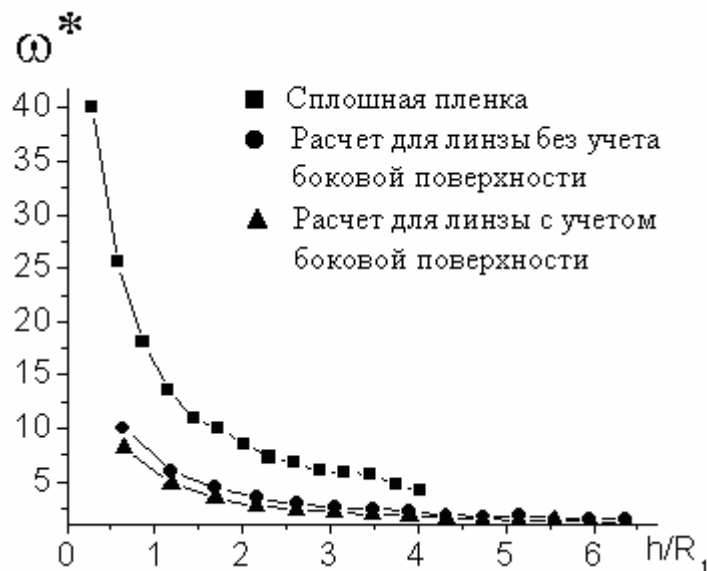


Рис. 2. Размерная зависимость удельной избыточной свободной энергии для системы «твердая сферическая частица алюминия – жидкая линза декана», рассчитанная по (2) при размерах твердой фазы $R_1 = 10a$, степень «обволакивания» (доля телесного угла) линзой твердого ядра $\eta = 0.4$

Таблица 1. Параметры для расчета удельной свободной избыточной энергии и изотерм расклинивающего давления пленки декана на поверхности алюминия (a и ε – линейный и энергетический параметры парного потенциала, ρ – плотность, T – температура, M – молекулярная масса, N_a – постоянная Авогадро)

Вещество	$a, \text{Å}$	$\varepsilon, 10^{-21} \text{ Дж}$	$\rho, \text{ кг/м}^3$	$T, \text{ К}$	$n^* = \frac{\rho N_a}{M} a^3$	$T^* = \varepsilon/kT$
$C_{10}H_{22}$	7,37	6,58	729,9	293	1,24	0,61
Al	2,56	16,53	2688,9	293	1,01	0,17

На рис. 3 представлены приведенные изотермы расклинивающего давления в пленке декана на поверхности алюминия при различных значениях радиусов сферической частицы. При этом вид изотерм согласуется с данными работы [10]. Кроме того, полученные нами результаты могут быть качественно сравнены с экспериментальными данными для системы «органическая пленка - металл», полученными в работах [11, 12] (рис. 4). Заметим, что в работе [10] была получена изотерма расклинивающего давления в слое бензола на плоской поверхности ртути (рис. 5). Подобный вид изотерм расклинивающего давления на основе квазитермодинамического рассмотрения был получен в [5] для случая $\varepsilon_l/\varepsilon_s < 0,1$.

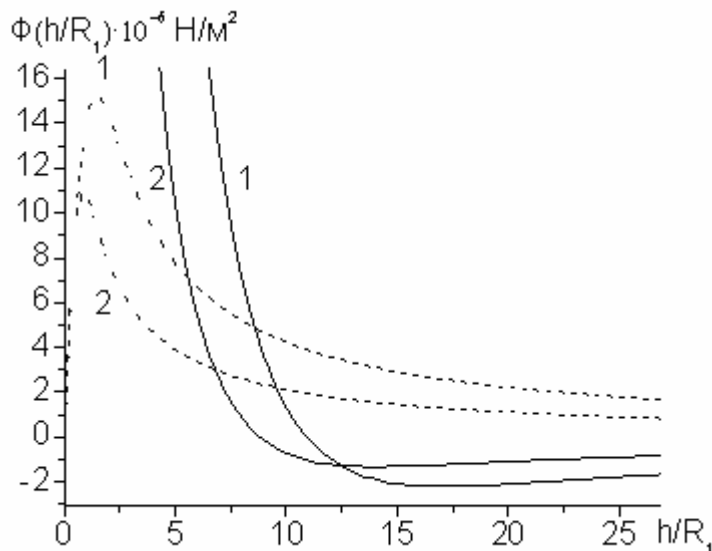


Рис. 3. Приведенные изотермы расклинивающего давления пленки декана на поверхности алюминия, рассчитанные по формуле (4), при радиусах сферической частицы $R_1 = 4a, 10a$ (кривые 1 и 2 соответственно).

Пунктиром отмечен вклад слагаемого $2\sigma(h)/(R_1+h)$

Однако стоит отметить, что с одной стороны экспериментальные данные получены для достаточно толстых пленок размеров до 200-400 нм, с другой стороны для системы «органическая пленка – металл» эксперимен-

тально могут быть получены два вида изотерм расклинивающего давления (см. рис. 4, 5).

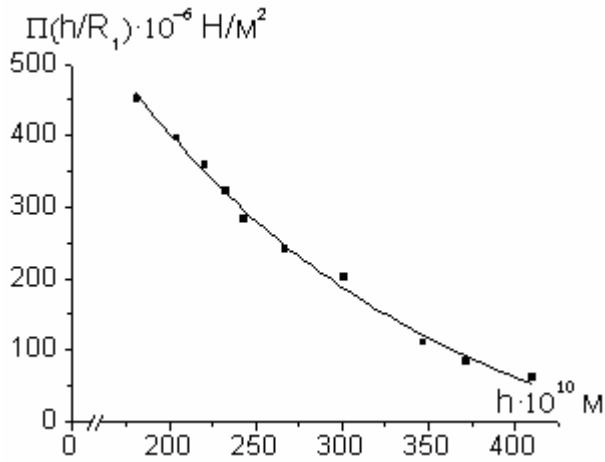


Рис. 4. Изотерма расклинивающего давления $\Pi(h)$ пленок тетрадекана на полированной поверхности стали, полученная при приближении к равновесной пленке путем ее утолщения при температуре 296 K [11, 12]

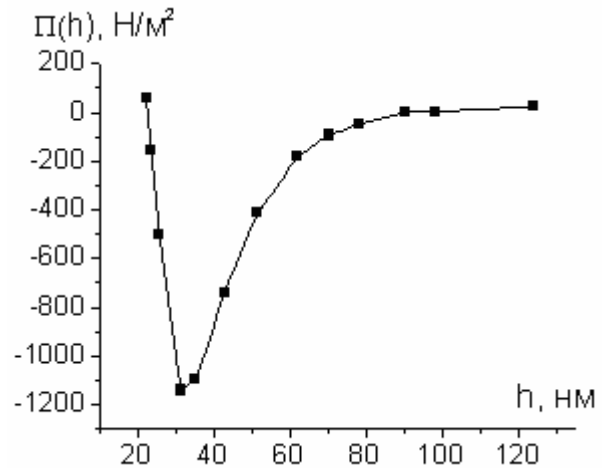


Рис. 5. Изотерма расклинивающего давления в слое бензола на сферической поверхности ртути по данным работы [10]

В целях уточнения подхода, развитого в данной работе нами был произведен расчет удельной избыточной свободной энергии и изотерм расклинивающего давления системы «пленка бензола на сферической поверхности ртути». Результаты расчетов представлены на рис. 6, 7, параметры для расчетов представлены в таблице 2.

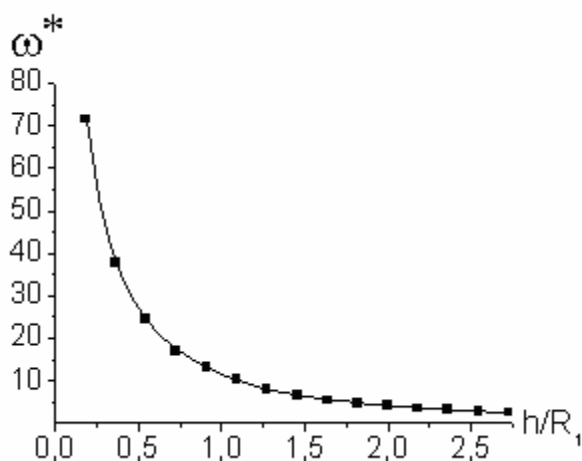


Рис. 6. Удельная избыточная свободная энергия пленки бензола на сферической поверхности ртути, рассчитанная по формуле (2), при $R_1 = 10a$

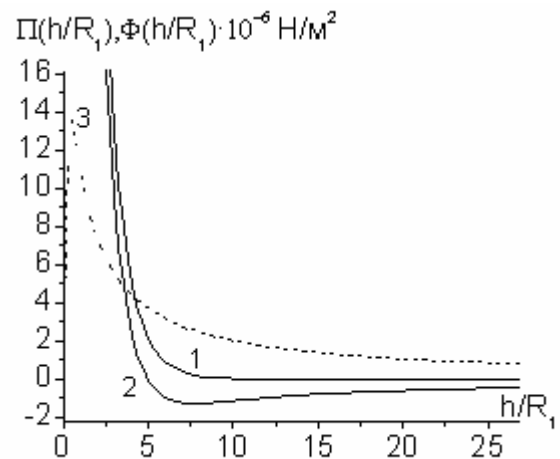


Рис. 7. Изотермы расклинивающего давления пленки бензола на сферической поверхности ртути (кривая 1 - $\Pi(h/R_1)$, рассчитанная по (3), кривая 2 - $\Phi(h/R_1)$, рассчитанная по (4), кривая 3 - $2\sigma(h)/(R_1 + h)$)

Таблица 2. Параметры для расчета удельной свободной избыточной энергии и изотерм расклинивающего давления пленки бензола на поверхности ртути

Вещество	$a, \text{Å}$	$\varepsilon, 10^{-21} \text{ Дж}$	$\rho, \text{кг/м}^3$	$T, \text{К}$	$n^* = na^3$	$T^* = \varepsilon/kT$
C_6H_6	5,27 [13]	6,07 [13]	875,9	296	0,99	1,49
Hg	2,90 [13]	11,74 [13]	13538,8	296	0,99	2,87

Полученные нами результаты представляются вполне адекватными, по крайней мере, на качественном уровне, т.е. с точки зрения как качественного различия свойств и поведения сферических пленок как на низко- и высокоэнергетических подложках, так и зависимости от геометрических свойств системы (в качестве параметров, определяющих стабильность пленки, выступают геометрические характеристики системы: размер твердого сферического ядра R_1 , толщина слоя пленки h , эффективный диаметр σ , а также энергетические характеристики системы: приведенная температура T/T_c , приведенная энергия подложки $\varepsilon_s/\varepsilon_l$). Кроме того, в зависимости от самого определения удельной избыточной свободной энергии вид изотерм расклинивающего давления может существенно меняться. Следуя [6, 7], по видимому, для получения приведенных изотерм расклинивающего давления в пленках с искривленной границей раздела необходимо в определении избыточной свободной энергии (1) дополнительно ввести в рассмотрение слагаемое, отвечающее лапласовскому вкладу в расклинивающее давление. Однако, остается не вполне ясным насколько вклад лапласовского давления в выражение для приведенного расклинивающего давления (3) может быть существенен и будет ли при этом при любом соотношении приведенной энергии подложки $\varepsilon_s/\varepsilon_l$ реализовываться переход от кривой 1 к кривой 2 рис. 6. Следуя критерию устойчивости (4) рассматриваемые нами системы (см. рис. 2) при размерах $h/R_1 < 11 \div 17$, т.е. порядка 20-40 нм, должны быть устойчивыми. С формальной точки зрения, используя зависимости $\Pi(h)$ (или $\Phi(h)$) для различных размеров твердой сферической частицы может быть оценена граница применения исходного определения понятия расклинивающего давления для плоских и квазиплоских пленок. По нашим оценкам для исследуемой системы при размерах порядка 200 нм, изотерма расклинивающего давления $\Pi(h)$ (или $\Phi(h)$) не будет зависеть от R_1^* . По видимому, данный размер и соответствует границе применимости нашего рассмотрения.

Линза жидкости на твердом сферическом ядре. В связи с перспективами получения нанокomпозиционных материалов особый интерес представляет проблема устойчивости пленки жидкости на малых, в том числе наноразмерных, твердых носителях. Впервые для работы нуклеации

сплошной пленки жидкости на твердом сферическом ядре было получено Л. Крастановым [14]. Равновесие линзы жидкости со сферическим мениском на твердом ядре было проанализировано Н. Флетчером [15]. Однако в рассматриваемых работах какие-либо поправки на высокую кривизну твердой частицы или малости толщины пленки не рассматривались. Пленка жидкости на твердой поверхности обычно рассматриваются на основе развитой Б.В. Дерягиным концепции расклинивающего давления [16]. Попытки его распространения на искривленные пленки [7] относятся только к носителям со сравнительно малой кривизной поверхности. Термодинамика пленок, не обволакивающих твердое ядро полностью и линз жидкости с малой смоченной площадью исследована еще в меньшей степени. Обычно считается, что при малых радиусах периметра смачивания необходимо учитывать линейное натяжение линии трехфазного контакта. Большой вклад в изучение линейного натяжения внесла болгарская школа А. Шелудко [10]. Кроме того, в обзоре В.Г. Бабака [17] были проанализированы основные теории линейного натяжения, результаты измерения величины и знака линейного натяжения, данные численных расчетов линейного натяжения на основе различных моделей в термодинамике жидких пленок и трехфазных систем до 90-х годов XX века. Работы, в которых бы анализировалось линейное натяжение периметра смачивания на твердых поверхностях с высокой кривизной, нами также не обнаружены. Однако ранее нами уже предпринимались попытки исследования линейного натяжения периметра смачивания, как на основе теории подобия, так и на основе ТТВ [18].

Для рассмотрения островковой пленки необходимо ввести понятие степени «обволакивания» (доли телесного угла) η , занимаемой сплошной пленкой. При этом соотношение для нахождения удельной избыточной свободной энергии слоя ω^* не изменится, но методику вычисления отдельных слагаемых (в том числе граничные условия) необходимо скорректировать. Возможны два подхода к решению данной задачи: случай равного объема, когда объем сплошной пленки соответствует объему линзы жидкости и случай равной толщины. Исследование первого случая, несомненно, представляет больший интерес. Для проведения сравнительных расчетов удельной избыточной свободной энергии систем «твердая сферическая частица алюминия – жидкая линза декана» и «твердая сферическая частица алюминия – жидкая пленка декана» было получено соотношение между толщинами сплошной и островковой пленок. Заметим, что для расчетов удельной избыточной свободной энергии для системы «твердая сферическая частица алюминия – жидкая линза декана» по формуле (1) необходимо учесть как степень «обволакивания» линзой твердого ядра η , так и вклад в энергию взаимодействия $U_{13}^{(II)}$ за счет отсутствия сплошного слоя

жидкости. На рис. 1 и 2 представлены сравнительные расчеты размерных зависимостей удельной избыточной свободной энергии сплошной пленки и линзы жидкости (с учетом и без учета боковой поверхности линзы жидкости ΔS) при различных значениях R_1 и η . Выражение для боковой поверхности линзы жидкости ΔS получено из геометрических соображений как разность между площадями поверхности сферического сектора, отвечающего радиусам R_2 и R_1 :

$$\Delta S = S_2 - S_1 = 2\pi\sqrt{\eta(1-\eta)}(R_2^2 - R_1^2).$$

При увеличении радиуса твердого ядра, а также уменьшении η при малых приведенных толщинах h/R_1 наблюдается существенный разрыв между значениями удельной избыточной свободной энергии, отвечающей сплошной пленке и линзе жидкости.

Для избыточной свободной энергии системы «твердая сферическая частица алюминия – жидкая линза декана» можно записать

$$\Psi^{film} = \Psi^{layer} + \Psi^L, \quad (7)$$

где Ψ^{layer} – избыточная свободная энергия, отвечающая сплошной пленке, $\Psi^L = \kappa L$ – избыточная свободная энергия периметра смачивания $L = 4\pi R_1 \sqrt{\eta(1-\eta)}$, κ – удельная избыточная свободная линейная энергия периметра смачивания (линейное натяжение). Наши расчеты по формуле (3) показывают, что для исследованной системы удельная избыточная свободная линейная энергия периметра смачивания отрицательна для любых значений приведенной толщины пленки и практически не меняется при больших значениях приведенной толщины пленки (табл. 3).

Таблица 3. Расчетные значения удельной избыточной свободной линейной энергии периметра смачивания по формуле (7) при различных значениях h/R_1 ($R_1 = 4a$, $\eta = 0.8$)

h/R_1	$\kappa, 10^{-10} \text{ Джс/м(Н)}$	h/R_1	$\kappa, 10^{-10} \text{ Джс/м(Н)}$	h/R_1	$\kappa, 10^{-10} \text{ Джс/м(Н)}$
2	-20,0	6	-35,6	10	-37,1
4	-22,5	8	-36,7	12	-38,5

Возможность отрицательного знака удельной избыточной свободной линейной энергии периметра смачивания (линейного натяжения) допускаются авторами этих работ по данной тематике (см. в частности [19]). Полученные нами результаты согласуются по порядку величины с экспериментальными данными по линейному натяжению для ньютоновских черных пленок [17]. Следуя критерию (5) была исследована устойчивость линзы декана на поверхности алюминия при условии, что $\sigma(h) = \sigma_\infty (1 + 2\delta/h)^{-1}$,

$\delta/a = 0,63$ – оценка проведена на основе работы [20]. На основе анализа изотерм приведенного расклинивающего давления (см. рис. 8) установлено, что при размерах $h/R_1 < 4 \div 10$, т.е. порядка 10-25 нм, подобные линзы должны быть устойчивыми.

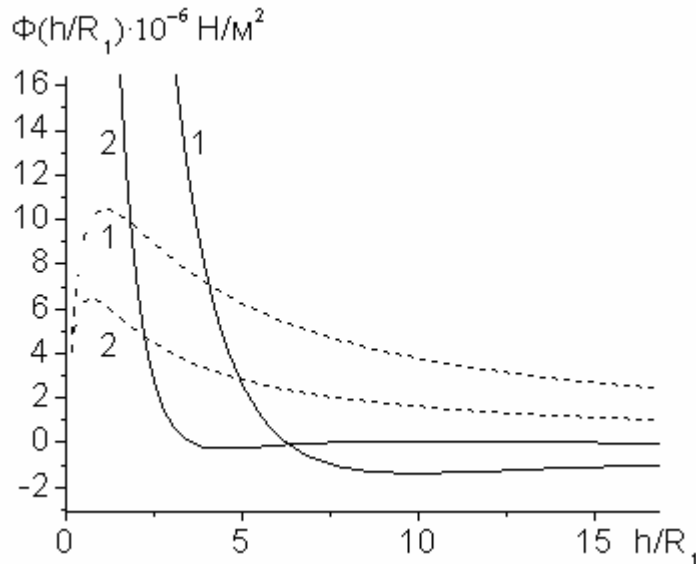


Рис. 8. Изотермы приведенного расклинивающего давления линзы декана на сферической поверхности алюминия с учетом боковой поверхности линзы, рассчитанные по формуле (4) (индекс 1 соответствует рис. 1, индекс 2 – рис. 2).

Пунктиром отмечен вклад слагаемого $2\sigma(h)/(R_1 + h)$

Проведенный анализ позволил с одной стороны установить степень вклада размерных эффектов в величину приведенного расклинивающего давления, с другой стороны уточнить границы применения исходного определения понятия расклинивающего давления для выпуклых пленок.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (гранты № 07-03-00243-а, № 09-03-00671-а, № 10-03-00129-а).

Библиографический список

1. Samsonov, V.M. Size dependence of the surface tension and the problem of Gibbs thermodynamics extension to nanosystems / V.M. Samsonov, N.Yu. Sdobnyakov, A.N. Bazulev // Colloids and Surfaces A: Physicochem. Eng. Aspects. 2004. V. 239. P. 113-117.
2. Sdobnyakov, N.Yu. On the size dependence of the surface tension in the range of melting temperature to the critical point / N.Yu. Sdobnyakov, V.M. Samsonov // Central European Journal of Physics. 2005. V. 1. № 3. P. 474-484.
3. Щербаков, Л.М. Оценка избыточной свободной энергии малых объектов / Л.М. Щербаков // Исследования в области поверхностных сил. М.: Наука, 1964. С. 17-25.
4. Самсонов, В.М. Об условиях термодинамической стабильности наночастиц / В.М. Самсонов, Н.Ю. Сдобняков // Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования. 2004. № 2. С. 73-78.

5. Самсонов, В.М. Квазитермодинамический подход к проблеме стабильности смачивающих слоев / В.М. Самсонов, В.В. Зубков // *Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования*. 2007. № 5. С. 103-108.
6. Старов, В.М. Толщина и устойчивость пленок жидкости на неплоских поверхностях / В.М. Старов, Н.В. Чураев // *Коллоидный журнал*. 1978. Т. 40. № 5. С. 909-914.
7. Русанов, А.И. Равновесные тонкие жидкие пленки / А.И. Русанов // *Коллоидный журнал*. 2007. Т. 69. № 1. С. 43-54.
8. Schiff, D. Computer experiments on liquid metals / D. Schiff // *Physical Review*. 1969. V. 186. № 1. P. 151-154.
9. Сдобняков, Н.Ю. Применение термодинамической теории возмущений к расчету удельной избыточной свободной энергии и расклинивающего давления в смачивающем слое неполярной жидкости с выпуклой границей раздела / Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, В.В. Зубков, Базулев А.Н. // *Известия РАН. Серия физическая*. 2009. Т.73. № 8. С. 1198-1202.
10. Шелудко, А. Коллоидная химия / А. Шелудко. М.: Мир, 1984. 320 с.
11. Шишин, В.А. Изотермы расклинивающего давления смачивающих пленок жидкостей на твердых подложках. 1. Методика измерений / В.А. Шишин, З.М. Зорин, Н.В. Чураев // *Коллоидный журнал*. 1977. Т. 39. № 2. С. 400.
12. Шишин, В.А. Изотермы расклинивающего давления смачивающих пленок жидкостей на твердых подложках. 2. Результаты эксперимента / В.А. Шишин, З.М. Зорин, Н.В. Чураев // *Коллоидный журнал*. 1977. Т. 39. № 3. С. 520.
13. Гильшфельдер, Д. Молекулярная теория газов и жидкостей / Д. Гильшфельдер, Ч. Кертисс, Р. Берд. М.: Изд-во иностранной литературы, 1961. 929 с.
14. Krastanov, L. / L. Krastanov // *Idojaras*. 1957. V. 61. № 5. P. 333-336.
15. Fletcher, N.H. The physics of rainclouds / N.H. Fletcher. Cambridge University Press, 1962. 386 p.
16. Дерягин, Б.В. Поверхностные силы / Б.В. Дерягин, Н.В. Чураев, В.М. Муллер. М.: Наука, 1985. 398 с.
17. Бабак, В.Г. Линейное натяжение в термодинамике тонких пленок / В.Г. Бабак // *Успехи химии*. 1992. Т. 61. № 10. С. 1777-1804.
18. Rosso, R. Sign of line tension in liquid bridge stability / R. Rosso, E.G. Virga // *Physical Review E*. 2004. V. 70. P. 031603-031615.
19. Samsonov, V.M. Investigation of the microdrop surface tension and the linear tension of the wetting perimeter on the basis of similarity concepts and the thermodynamic perturbation theory / V.M. Samsonov, L.M. Shcherbakov, A.R. Novoselov, A.V. Lebedev // *Colloids and Surfaces*. 1999. V. 160. № 2. P. 117-121.
20. Sonneferld, J. The influence of the choice of a suitable dividing surface on the results of surface-charge density calculations / J. Sonneferld, W. Vogelsberger, G. Rudakoff // *Zeitschrift fur Physikalische Chemie*. 1992. V. 176. P. 199-209.

УДК 532.6:546.22

Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, А.Н. Базулев,
Д.А. Дмитриев, Д.А. Тимофеев
Тверской государственный университет

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОБЛЕМЫ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ
УСТОЙЧИВОСТИ ТРЕХФАЗНЫХ НАНОСИСТЕМ НА ОСНОВЕ
РАСЧЕТА УДЕЛЬНОЙ ИЗБЫТОЧНОЙ СВОБОДНОЙ ЭНЕРГИИ
2. МАНЖЕТА ЖИДКОСТИ МЕЖДУ ДВУМЯ СФЕРИЧЕСКИМИ
НАНОЧАСТИЦАМИ**

В природе и технике широко распространены системы, в которых дисперсные твердые частицы или газовые пузыри соединены прослойками (манжетами) жидкости. Приликая к частицам, жидкость искривляет мениск и, в зависимости от условий смачивания, стягивает или расталкивает их. Эти капиллярные силы существенно влияют на протекание многих технологических процессов и в значительной мере определяют качество готовой продукции (жидкофазное спекание порошков в металлокерамике и силикатной технологии, сцепление частиц между собой и с поверхностью изделий при нанесении защитных покрытий) [1]. В рамках термодинамической теории возмущений на основе определения равновесной формы манжеты жидкости между двумя твердыми сферическими наночастицами исследована избыточная свободная энергия такой наносистемы с использованием следующего соотношения:

$$\Psi = \Psi_c + U_{34}^{(ss)}(R, l) = 2U_{13}^{(ls)}(R, l, l_1) - \frac{1}{2}U_{12}^{(ll)}(r, l, l_1) - U_{13}^{(ll)}(R, l, l_1) + U_{34}^{(ss)}(R, l), \quad (1)$$

где фаза 1 – жидкая манжета, фаза 2 – внешняя по отношению к системе среда, фазы 3, 4 – твердые сферические частицы (рис. 1). Здесь Ψ_c – избыточная свободная энергия манжеты, $U_{34}^{(ss)}(R, l)$ – вклад в избыточную свободную энергию за счет взаимодействия твердых сферических наночастиц. В наших расчетах потенциал взаимодействия твердой фазы (алюминий) задавался в форме потенциала Шиффа [2], в то время как взаимодействия в пленке декана задавалась потенциалом Леннарда-Джонса. Методика определения параметров потенциала Леннарда-Джонса подробно изложена в [3].

Исходя из геометрических соображений для наиболее простого, но, при этом, существенно нетривиального случая полного смачивания ($\theta = 0$), а также при условии непосредственного контакта твердых частиц ($l = 0$) имеем (рис. 2):

$$l_1 = R \cdot \sin \varphi - R \cdot (\sec \varphi - 1) \cdot (1 - \sin \varphi), \quad l_2 = R \cdot (1 - \sec \varphi). \quad (2)$$

Здесь предполагается, что дуга AA_1 является дугой окружности с радиусом l_2 , а l_1 – высота манжеты равная половине толщины манжеты в ее наиболее узком (для выпуклой манжеты – наиболее широком) сечении.

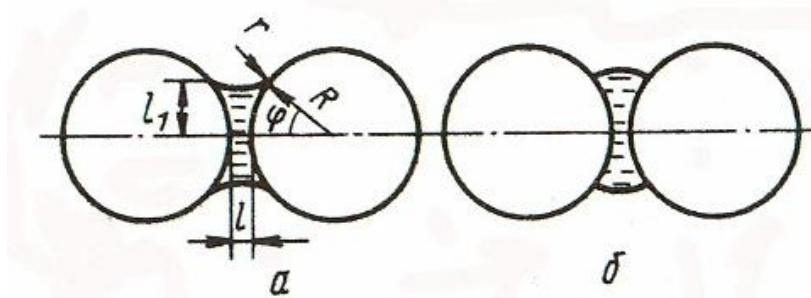


Рис. 1. Схема контакта двух сферических наночастиц, хорошо (а) и плохо (б) смачиваемые манжетой жидкости (φ - угол, зависящий от количества жидкости)

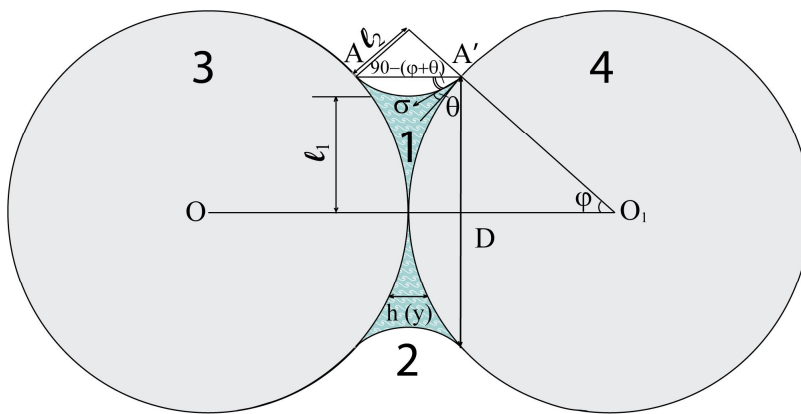


Рис. 2. К рассмотрению размерной зависимости избыточной свободной энергии жидкостной манжеты, расположенной между двумя твердыми сферическими частицами (θ - краевой угол смачивания, σ - поверхностное натяжение на границе жидкость-газ)

Для исследуемого нами случая объем жидкостной манжеты выражается зависимостью:

$$V = 2\pi R^3 \cdot (\sec \varphi - 1)^2 \cdot \left[1 - \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right) \operatorname{tg} \varphi \right]. \quad (3)$$

Нами в рамках данной работы исследовались размерные эффекты, связанные изменением размера твердых сферических частиц при условии постоянства объема жидкостной манжеты (3), наличием линейных эффектов мы пренебрегали, предполагая наличие точечного контакта между твердыми частицами и жидкостной манжетой в направлении угла φ . Анализируя рис. 3-4 приходим к выводу, что при увеличении размера твердых сферических частиц (уменьшении угла φ) избыточная свободная энергия постоянной по объему манжеты имеет последовательные локальные экстремумы (причем с увеличением объема манжеты число экстремумов может увеличиваться), а после нелинейно увеличивается до некоторого предельного

значения соответствующего максимальному радиусу твердых частиц (или минимальному значению угла φ).

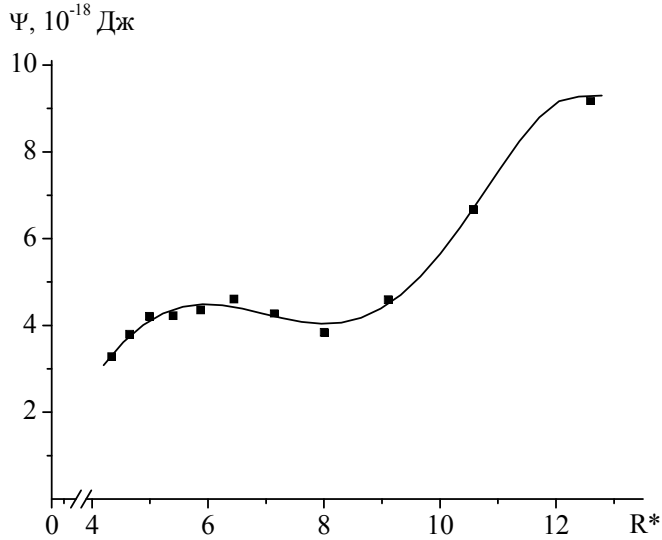


Рис. 3. Размерная зависимость избыточной свободной энергии жидкостной манжеты декана, расположенной между двумя твердыми сферическими наночастицами алюминия при различных значениях $R^* = R/a$ и угла φ . Объем манжеты жидкости $V_1 = 116a^3$, a - эффективный диаметр алюминия. Левая крайняя точка соответствует $\varphi_{\max} = 80^\circ$, правая - $\varphi_{\min} = 30^\circ$

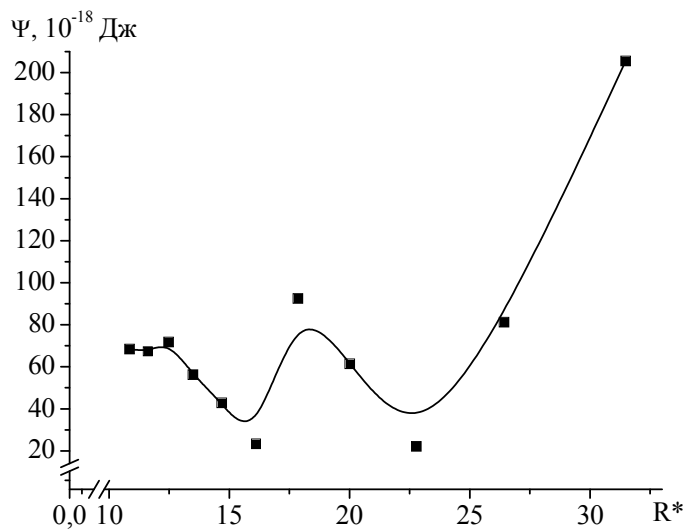


Рис. 4. То же. Объем манжеты жидкости $V_2 = 1812a^3$

На основе полученных зависимостей избыточной свободной энергии манжеты для исследования стабильности такой системы, вводя в рассмотрение «условное» расклинивающее давление

$$\Pi^*(\bar{h}) = -\partial(\Psi/S_c)/\partial\bar{h}, \quad (4)$$

где $S_c = \pi D^2/4 = \pi R^2 \sin^2 \varphi$ - площадь контакта манжеты с твердыми сферическими наночастицами, \bar{h} - эффективная средняя толщина манжеты, определяемая соотношением

$$\bar{h} = \int_{-l_1}^{l_1} h(y)dy = R \cdot \left[2 - \sqrt{1 - \frac{R^2}{l_1^2}} - \frac{R^2}{l_1} \arcsin\left(\frac{l_1}{R}\right) \right],$$

здесь y – вертикальная координата. На рис. 5-6 представлены зависимости изотерм «условного» расклинивающего давления манжеты расплава Π^* от величины приведено средней толщины манжеты $h^* = \bar{h}/a$. Видно, что используя критерий устойчивости для манжеты

$$\partial \Pi^*(\bar{h}) / \partial \bar{h} < 0 \quad (5)$$

можно установить, что при увеличении объема манжеты от V_1 до V_2 область размеров, в которой подобная система должна быть устойчива, смещается от $0,75-1,05h^*$ до $1,95-2,40h^*$.

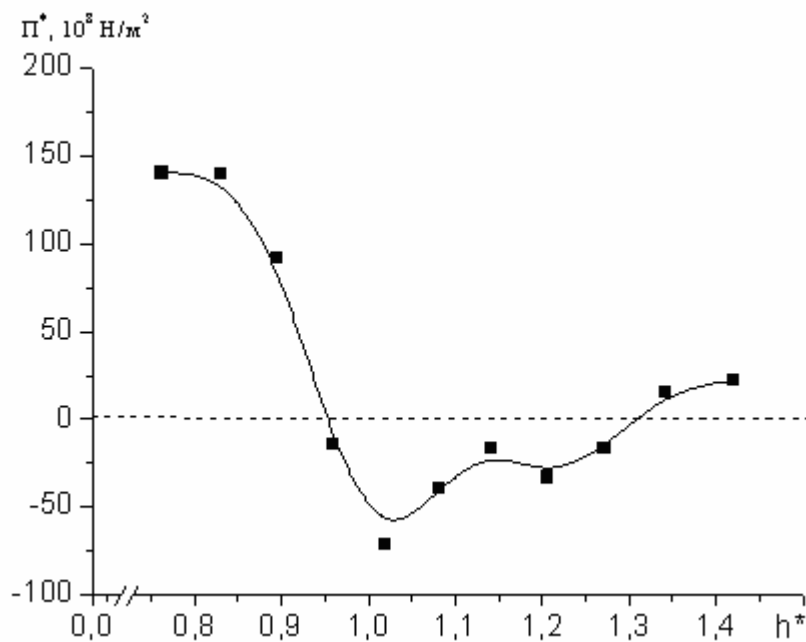


Рис. 5. Зависимость изотерм «условного» расклинивающего давления манжеты декана, найденная по формуле (4), от величины эффективной средней толщины манжеты \bar{h} для системы соответствующей рис. 3

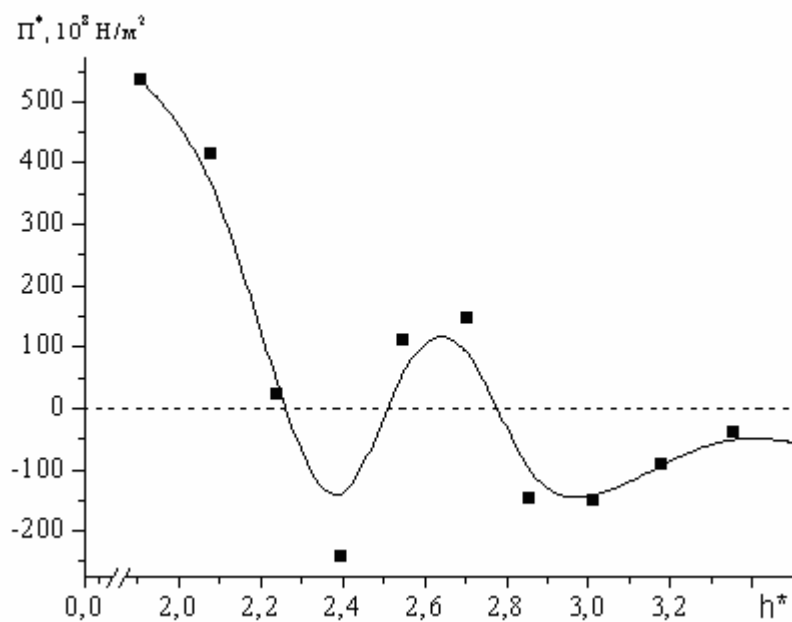


Рис. 6. То же для системы соответствующей рис. 4

Согласно рис. 5 и 6, в обоих случаях при малых толщинах выполняется условие устойчивости пленки (5). Следует также отметить, что в целом изотермы «условного» расклинивающего давления похожи на изотермы, наблюдавшиеся плоских смачивающих слоев [4]. Это касается, в частности роста $\Pi^*(h^*)$ и положительности «условного» расклинивающего давления при малых h^* , наличия области толщин, где $\Pi^*(h^*) < 0$ и уменьшения $\Pi^*(h^*)$ по модулю в области «больших» толщин. При увеличении объема манжеты на зависимости $\Pi^*(h^*)$ (рис. 6) более отчетливо проявляется еще один участок, соответствующий промежуточным значениям h^* , для которых также выполняется условие (5). Кроме того, наличие локального максимума, физические предпосылки существования которого пока не ясны и требуют дополнительного исследования, предполагает существование некой области неустойчивости манжеты.

Очевидно, что при наличии некоторого зазора между частицами угол φ будет изменяться, так чтобы объем жидкостной манжеты оставался постоянным. При этом в соотношении (2) также войдет расстояние между твердыми наночастицами l . Предварительные оценки для случая, когда существует дополнительный «зазор» между твердыми частицами показывают, что основным геометрическим фактором для проявления размерных эффектов будет являться соотношение между расстоянием между твердыми наночастицами l и высотой манжеты l_1 . При этом нельзя забывать, что устойчивость такой системы в первую очередь будет определяться соотношением именно энергетических характеристик твердой и жидкой фаз соответственно.

Заметим, что в ряде работ вводятся существенно упрощающие рассуждения модели формы манжеты. Например, в [5] уравнение образующей мениска аппроксимировалось параболой, что позволяло существенно упростить определение поверхностного натяжения пленки и расклинивающего давления в ней. В то время как в работе [1] при моделировании формы перешейка между спекаемыми сферическими частицами форма профиля мениска манжеты описывалась уравнением окружности. Однако стоит заметить, что рост манжеты происходит и использованием вещества твердых частиц. Таким образом, в рамках этой модели применение метода ТТВ фактически становится невозможным.

К сожалению, для проверки и уточнения самой методики вычисления удельной избыточной свободной энергии и расклинивающего давления для подобных систем необходимы экспериментальные данные в заданном диапазоне размеров, а также данные по параметрам межмолекулярного взаимодействия в таких системах. Например, для оценки значений ε_{sl} и a_{sl} мы использовали правило смещения Лоренца-Бертло: $\varepsilon_{sl} = \sqrt{\varepsilon_s \varepsilon_l}$,

$a_{sl} = (a_s + a_l)/2$. Отметим, что в обзорах [6, 7] представлены только теоретические результаты, которые не сопоставляются и не апробированы экспериментальными данными и носят скорее фундаментальный характер. При этом в [7] рассмотрены различные определения расклинивающего давления и их использование для включения расклинивающего давления в термодинамику фазовых равновесий, а также возникающее при этом термодинамическое определение толщины в тонкой пленки.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (гранты № 07-03-00243-а, № 09-03-00671-а, № 10-03-00129-а).

Библиографический список

1. Степанов, Ю.Н. Влияние моделирования формы перешейка спекаемых сферических части на точность расчета перешейка / Ю.Н. Степанов, М.И. Алымов // Металлы. 2005. № 1. С. 34-36.
2. Schiff, D. Computer experiments on liquid metals / D. Schiff // Physical Review. 1969. V. 186. № 1. P. 151-154.
3. Сдобняков, Н.Ю. Применение термодинамической теории возмущений к расчету удельной избыточной свободной энергии и расклинивающего давления в смачивающем слое неполярной жидкости с выпуклой границей раздела / Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, В.В. Зубков, А.Н. Базулев // Известия РАН. Серия физическая. 2009. Т. 73. № 8. С. 1198-1202.
4. Дерягин, Б.В. Поверхностные силы / Б.В. Дерягин, Н.В. Чураев, В.М. Муллер. М.: Наука, 1985. 398 с.
5. Иванов, И.Б. К термодинамике тонких жидких пленок конечной толщины / И.Б. Иванов, Б.В. Гошев // Поверхностные явления в жидкостях. Л.: ЛГУ. 1975. С. 20-25.
6. Старов, В.М. Толщина и устойчивость пленок жидкости на неплоских поверхностях / В.М. Старов, Н.В. Чураев // Коллоидный журнал. 1978. Т. 40. № 5. С. 909-914.
7. Русанов, А.И. Равновесные тонкие жидкие пленки / А.И. Русанов // Коллоидный журнал. 2007. Т. 69. № 1. С. 43-54.

УДК 532.632

А.Р. Новоселов, Д.Н. Чернов
Тверской государственный университет

ВЛИЯНИЕ ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ НА КОНТАКТ МИКРПУЗЫРЬКОВ С ТВЕРДОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Анализ краевых условий на линии трехфазного контакта микропузырьков в жидкости у поверхности твердого тела может оказаться необходимым при теоретическом рассмотрении ряда технологических процессов (флотации, гетерогенном образовании газовой фазы в жидкостях и т.п.). Кинетика гетерогенного образования новой фазы определяется радиусом кривизны поверхности зародышевых пузырьков, зависящим от угла сма-

чивания. От краевого угла зависит также площадь контакта пузырька с поверхностью твердого тела и прочность этого контакта.

Ряд особенностей в поведении микропузырьков с термодинамической точки зрения связан с тем, что их избыточная свободная энергия не может с достаточной точностью быть выражена посредством слагаемых, пропорциональных площадям межфазных поверхностей, и требует введения поправок, зависящих от размеров и формы объектов. Одна из таких поправок обусловлена отличием состояния вещества в окрестности линии пересечения межфазных поверхностей, как от объемного, так и от приповерхностного состояний. Это отличие может быть учтено введением в рассмотрение линейной плотности избыточной свободной энергии κ (линейного натяжения). Целью данной работы является теоретическое исследование влияния линейного натяжения на краевой угол микропузырьков в жидкости у твердой поверхности.

Величина краевого угла θ для макроскопических систем определяется уравнением Юнга которое может быть получено из условия минимальности избыточной свободной энергии системы:

$$\cos \theta_{\infty} = \frac{\sigma_{sg} - \sigma_{sl}}{\sigma},$$

где σ , σ_{sg} и σ_{sl} – коэффициенты поверхностного натяжения на границах жидкость-газ, твёрдое тело-газ и твёрдое тело-жидкость соответственно.

Влияние линейного натяжения на краевые условия микрокапель исследовалось в работах [1, 2], где показано, что соответствующие поправки к уравнению Юнга для малой капли жидкости на плоской недеформируемой подложке имеют вид:

$$\cos \theta = \cos \theta_{\infty} - \frac{\kappa}{r\sigma} - \frac{1}{r} \frac{\partial \kappa}{\partial r},$$

где θ_{∞} – краевой угол макроскопической капли; σ – удельная свободная поверхностная энергия жидкости; r – радиус периметра смачивания.

Для микропузырьков также возможны отклонения от уравнения Юнга, связанные с влиянием линейной плотности избыточной свободной энергии периметра смачивания (линейного натяжения) на равновесный краевой угол.

В данной работе используются результаты оценки линейной плотности избыточной свободной энергии периметра смачивания κ с помощью термодинамической теории возмущений. Описание методики оценок и соответствующие расчеты приводятся в работе [3].

$$\kappa = 3\sigma a \left[(1+m) \operatorname{ctg}(\theta) - \operatorname{ctg}\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \right], \quad (1)$$

где a – эффективный диаметр молекул жидкости; $m = (\sigma_{sv} - \sigma_{sl})/\sigma$. При $|m| < 1$, $m = \cos\theta_\infty$.

Как теоретические, так и экспериментальные результаты исследований линейного натяжения, показывают, что в отличие от поверхностного, оно может быть как положительным, так и отрицательным. Отрицательное значение k не приводит к неустойчивости системы, т.к. суммы поверхностного и линейного избытков термодинамических потенциалов остаются положительными. Как видно из формулы (1) в случае неполного смачивания (при $m < 1$), k отрицательно. Положительные значения k может принимать только в случае полного смачивания при $m > 1$.

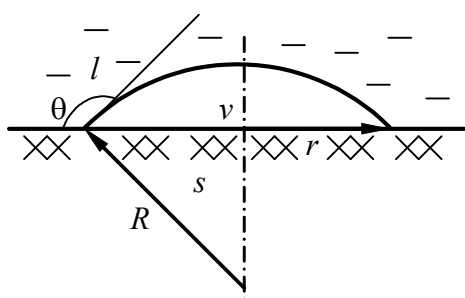


Рис. 1. Пузырек на твердой поверхности

Величину равновесного краевого угла θ можно найти из условия минимальности свободной энергии системы при постоянстве температуры, объема и состава. Рассмотрим пузырек газа в жидкости на твердой плоской подложке в виде сферического сегмента (рис. 1). Радиус сферической поверхности R , радиус основания сегмента r . Краевой угол θ отсчитывается от касательной к поверхности раздела жидкость-газ в сторону жидкости.

Выражение для зависящей от θ части избыточной свободной энергии Ψ такой системы с учётом энергии периметра смачивания k можно записать в виде:

$$\Psi = \sigma S_{lg} + (\sigma_{sg} - \sigma_{sl}) S_{sg} + 2\pi r k,$$

где S_{lg} и S_{sl} – площади поверхностей раздела жидкость-газ и твердое тело-жидкость соответственно; r – радиус периметра смачивания. Так как размеры пузырьков малы, влиянием поля тяжести можно пренебречь.

Используя известные соотношения стереометрии, выражение (1) и обозначая для удобства записи $x = \cos\theta$, представим избыточную свободную энергию в виде:

$$\Psi = 2\pi R^2(1-x)\sigma - \pi r^2 \sigma m + 6\pi r \sigma a \left[(1+m) \frac{x}{\sqrt{1-x^2}} - \frac{1+x}{\sqrt{2(1-x)}} \right]. \quad (2)$$

Для характеристики размеров пузырька будем использовать параметр

$$\alpha(N) = \frac{a}{\sqrt[3]{V}} \approx \frac{1}{\sqrt[3]{N}},$$

где N – число молекул жидкости «вытесненных» пузырьком объема V ; a – эффективный диаметр молекул жидкости.

Используя формулу для объема сферического сегмента можно выразить R через x и α :

$$R(x, \alpha) = \frac{a}{\alpha} \left(\frac{3}{\pi(1-x)^2(2+x)} \right)^{\frac{1}{3}}.$$

Подставив $R(x, \alpha)$ в выражение (3) избыточную свободную энергию можно представить в виде:

$$\Psi = 2\pi\sigma(a/\alpha)^2(3/\pi)^{2/3} f(x, m, N),$$

где

$$f(x, m, N) = \left[(1+x)^2(2-x) \right]^{\frac{2}{3}} (1+x) \left[1 + \frac{1-x}{2} m \right] + \\ + (9\pi)^{\frac{1}{3}} \alpha(N) \left[(1+x)^2(2-x) \right]^{\frac{1}{3}} \left[(1+m)x - (1+x) \sqrt{\frac{1+x}{2}} \right].$$

Исследование функции $f(x, m, N)$ на минимум по x позволяет определить равновесный краевой угол и исследовать его размерную зависимость.

Для численного и графического анализа полученных аналитических результатов использовался математический пакет Mathcad 2001. На рис. 2 приведены графики зависимости $f(x)$ при $m = -0,7$, что соответствует $\theta_\infty \approx 135^\circ$ (рис. 2а), и $m = 0,7$, соответствующее $\theta_\infty \approx 45^\circ$ (рис. 2б), для нескольких значений числа «вытесненных» пузырьком молекул жидкости N . Аналогичный вид указанная зависимость имеет и при других значениях m .

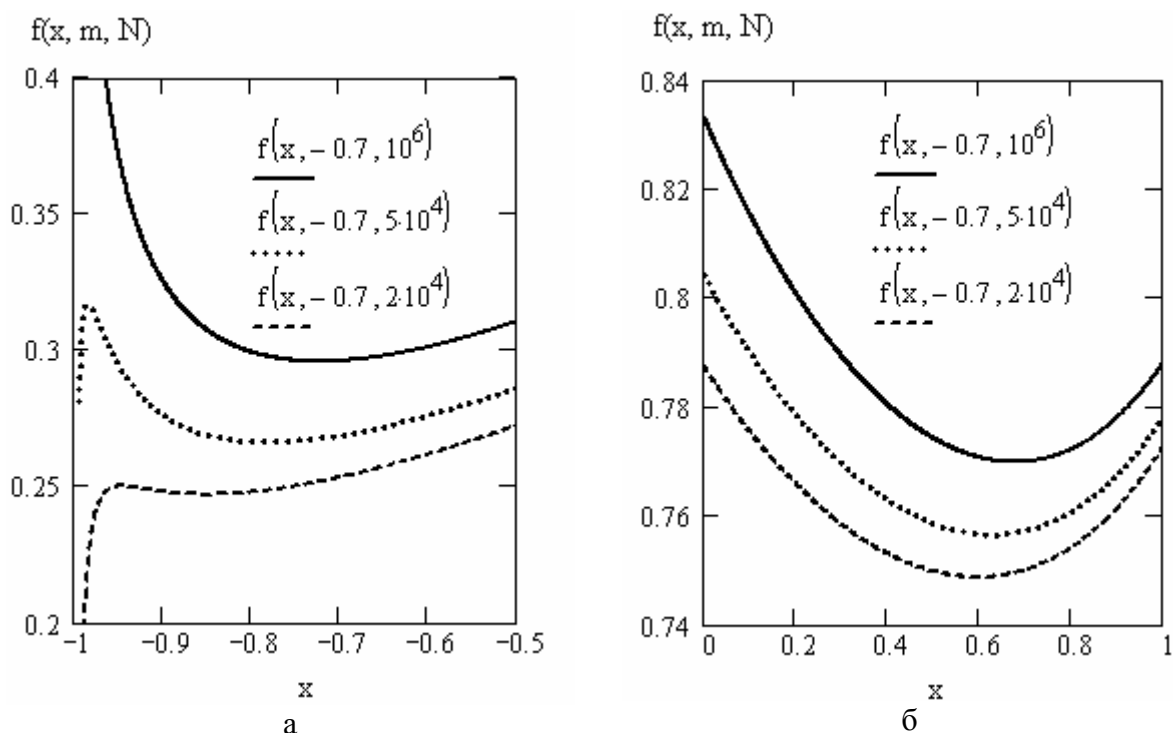


Рис. 2. Зависимость свободной энергии пузырька от краевого угла ($x = \text{Cos } \theta$)

При достаточно больших N , соответствующих не очень малым каплям, кривые имеют два экстремума – минимум и максимум. Если $\theta \rightarrow 180^\circ$ ($x \rightarrow 1$) $f(x) \rightarrow -\infty$. Это связано с тем, что в соответствии с формулой (1) $k \rightarrow -\infty$ при $\theta \rightarrow 180^\circ$. Такое поведение k вполне естественно, если учесть методику его расчета, описанную в [3]. При $\theta \rightarrow 180^\circ$ размер области, в которой проявляется взаимное влияние пересекающихся межфазных поверхностей, неограниченно возрастает. Вместе с тем, в случае краевых углов θ близких к нулю, или к 180° модель, положенная в основу расчета линейного натяжения, становится нереалистичной. Для макроскопических пузырьков максимум на кривой $f(x)$ находится очень близко от $x = -1$. Резкое уменьшение свободной энергии в области левее этого максимума в реальных объектах вряд ли имеет место.

Из графиков видно, что при уменьшении размера пузырька минимум на кривой $f(x)$ смещается влево от $x = m = \cos\theta_\infty$, что соответствует увеличению краевого угла. Максимум при этом смещается в сторону меньших углов, становясь менее выраженным. При достижении пузырьком критического размера (число «вытесненных» молекул $N_{кр}$) экстремумы сливаются и исчезают. Это происходит независимо от исходного значения $x = \cos\theta_\infty = m$ в макроскопической системе. Краевой угол растет ($\cos\theta$ уменьшается) с уменьшением размера пузырька. Критические размеры N пузырьков в зависимости от $\cos\theta_\infty$, приведены в таблице.

Таблица. Критические размеры пузырьков N в зависимости от $\cos\theta_\infty$

$\cos\theta_\infty$	-0,9	-0,7	0,0	0,7	0,9
N	57000	16700	3350	1300	1000

Проведенные в настоящей работе теоретические исследования показывают, что линейное натяжение может существенно влиять на величину равновесного краевого угла микропузырьков от которого, в свою очередь зависит площадь и прочность контакта пузырька с твердой поверхностью. Следует отметить, что согласно проведенным оценкам, размерная зависимость краевого угла начинает проявляться при достаточно больших размерах объектов. Это необходимо учитывать при анализе различных технологических и природных процессов.

Библиографический список

1. Щербаков, Л.М. О влиянии энергии периметра смачивания на краевые условия / Л.М. Щербаков, П.П. Рязанцев // Исследования в области поверхностных сил. М.: Наука, 1964. С. 26-28.
2. Русанов, А.И. К теории смачивания упругодеформируемых тел / А.И. Русанов // Коллоидный журнал. 1977. Т. 39. № 4. С. 704-708.
3. Новиков, И.Е. Влияние линейного натяжения на размерные эффекты при смачивании в пористых средах / И.Е. Новиков, А.Р. Новоселов // Механика и физика фрикционного контакта: Сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2003. С. 55-61.

УДК 535.543

А.В. Мишина
Тверской государственный технический университет

ЭФФЕКТЫ УСИЛЕНИЯ ВТОРОЙ ГАРМОНИКИ И ФАЗОВОГО СИНХРОНИЗМА В НЕУПОРЯДОЧЕННЫХ ДВУМЕРНЫХ НАНОСТРУКТУРАХ

Наноструктурированные материалы обладают уникальными оптическими свойствами, которые не наблюдаются у обычных материалов. Наиболее интересные эффекты, связанные с наличием запрещенной фотонной зоны, были обнаружены у упорядоченных наноструктур – фотонных кристаллов всех размерностей: одномерных (1D), двумерных (2D), и трехмерных (3D) [1]. Вместе с тем анизотропия оптических свойств, характерная для двумерных наноструктур, приводит к появлению необычных эффектов и в случае отсутствия упорядочения. К таким эффектам относятся локализация света, а также усиление эффективности нелинейно-оптических процессов.

С точки зрения нелинейной оптики можно выделить два типа 2D наноструктур: пористая столбчатая матрица, изготовленная из нецентросимметричного материала (с высокими значениями нелинейной восприимчивости χ) и пористая матрица из центросимметричного материала, заполненного материалов с высоким значением χ . В общем случае усиление оптических гармоник может быть связано со следующими факторами: усиление локального поля вблизи поверхностей с большой кривизной, усиление локального поля в наночастицах за счет возбуждения локальных поверхностных плазмонов; выполнения условия фазового синхронизма для волн основной частоты и частоты гармоник; многократное отражение в пленочной наноструктуре; эффектом локализации света.

В данной работе представлен результат численного моделирования эффекта усиления интенсивности второй гармоники (ВГ), обусловленного фактором многолучевой интерференцией, в пленочной неупорядоченной наноструктуре (как матрицы, так и наполнителя) с характерным поперечным размером пор (наночастиц наполнителя) меньшим длины волны (100-200 нм). Методика изготовления таких композитных материалов из прекурсоров $(\text{Ba}, \text{Sr})\text{TiO}_3$ (БСТ) и $(\text{Pb}, \text{Zr})\text{TiO}_3$ (ЦТС), внедренных золь-гель методом в поры мембран оксида алюминия, а также результаты исследований этих структур методом генерации ВГ с использованием фемтосекундного оптического параметрического усилителя и системы счета фотонов рассмотрены в [2].

Для расчетов была использована следующая модель: наноструктура представляла собой двухслойную среду, основой обоих слоев которой яв-

лялась пористая диэлектрическая матрица (см. рис. 1а, б). Часть пористых столбчатых матриц, частично заполненная материалом с большим значением χ , представляла собой один из слоев, незаполненная часть – второй слой. Расчет для 2D наноструктуры производился в рамках модели Бруггемана, модифицированной для анизотропной среды [3]. В этой модели эффективная диэлектрическая проницаемость ϵ_{it}^{eff} среды, состоящей из эллиптических наночастиц (среда А), внедренных в матрицы (среда В), может быть найдена из уравнения

$$f_A \left[\frac{\epsilon_A - \epsilon_{it}^{eff}}{\epsilon_{it}^{eff} + L_i (\epsilon_i - \epsilon_{it}^{eff})} \right] + f_B \left[\frac{\epsilon_B - \epsilon_{it}^{eff}}{\epsilon_{it}^{eff} + L_i (\epsilon_B - \epsilon_{it}^{eff})} \right] = 0,$$

где f_A , f_B – объемные доли; ϵ_A , ϵ_B – диэлектрические проницаемости доли фазы А и В соответственно; L_i – анизотропный деполяризующий фактор (для цилиндра использовались значения $L_x = L_y = 0,475$, $L_z = 0,05$ [3]). Нелинейная восприимчивость рассчитывается по формуле

$$\chi^{eff} = f_A \chi_A + f_B \chi_B.$$

Незаполненные матрицы рассматривались как частный случай заполненных (рис. 1в).

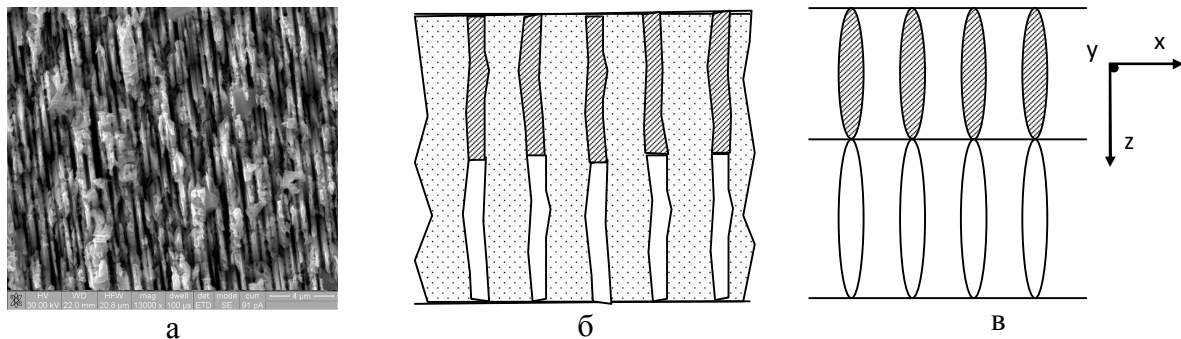


Рис. 1. Пористый GaAs, электронный микроскоп (а); схема пористой структуры, изготовленной по матричной методике (б); модель по Бруггеману (в)

Экспериментальные [2] и аналитические результаты зависимости интенсивности ВГ от угла падения при различных длинах волн представлены в относительных единицах на рис. 2. Наличие широких пиков интенсивности при больших углах следует как фактор учета интерференции волн при многократном отражении в пленочной структуре. Наличие узких пиков при моделировании обусловлено фазовым синхронизмом, который реально при данных экспериментальных толщинах и учете заметного рассеяния не наблюдается.

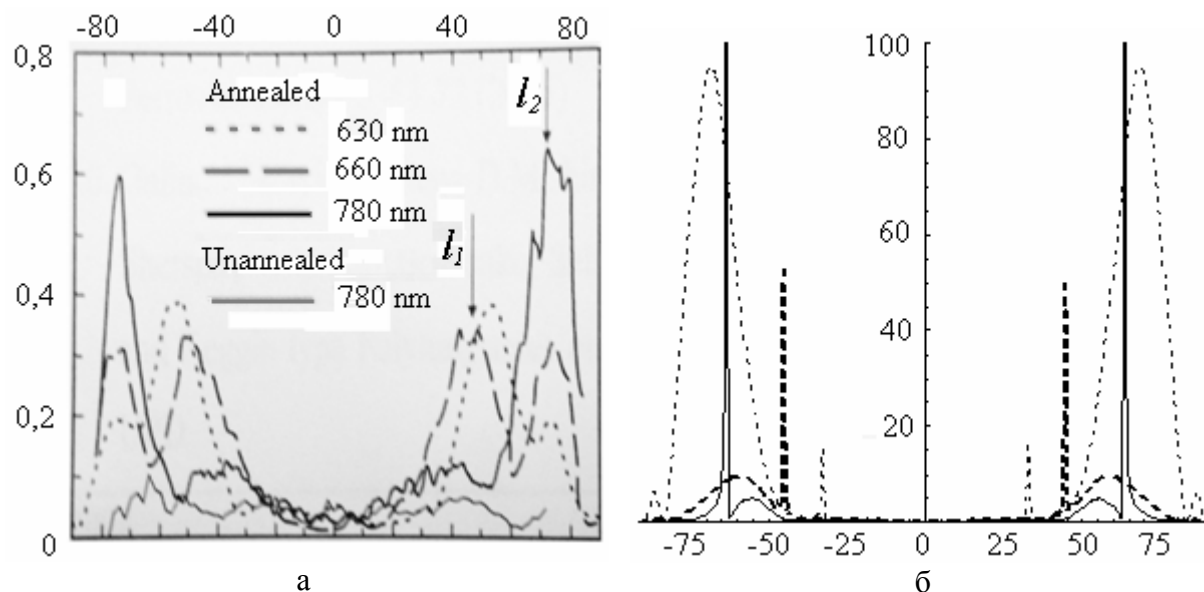


Рис. 2. Зависимости интенсивности ВГ от угла падения излучения накачки:
а – для различных длин волн наноструктуры ЦТА/ Al_2O_3 ; б – модельный расчет

Работа выполнена при поддержке РФФИ (грант № 03-02-16945), ИНТАС (грант № 01-0075), Федерального агентства по науке и новациям (грант № РИ-112\001\614), Федерального агентства по образованию (проект № 8443).

Библиографический список

1. Yablonovitch, E. Inhibited spontaneous emission in solid-state physics and electronics / E. Yablonovitch // Phys. Rev. Lett. 1987. V. 58. P. 2059-2062.
2. Мишина, Е.Д. Нелинейно-оптическая и микрорамановская диагностика тонких пленок и наноструктур сегнетоэлектриков ABO_3 / Е.Д. Мишина, Н.Э. Шерстюк, В.О. Вальднер, А.В. Мишина и др. // ФТТ. 2006. Т 48. Вып.6
3. Wang, J. Optics Commun / J. Wang, J. Shao, Z. Fan. 2004. 247, 107.

УДК [669.295 + 620.18]: 539.62

С.В.Чертовских¹, Л.Ш.Шустер¹, В.В.Столяров²¹ Уфимский государственный авиационный технический университет² Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И ДИСПЕРСНОСТЬ МИКРОСТРУКТУРЫ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

В связи с развитием высокотехнологичных отраслей промышленности во всех развитых странах проблема повышения износостойкости механизмов и снижения потерь мощности на трение является актуальной задачей. В настоящее время особое внимание уделяется вопросам разработки новых материалов для трибоузлов различного назначения. Одним из наиболее перспективных научных направлений в области создания новых материалов с уникальными свойствами, в том числе и с улучшенными триботехническими характеристиками, является разработка специальных технологий получения ультрамелкозернистых (УМЗ) материалов, имеющих субмикроструктурную и нанокристаллическую структуру.

В данной работе в качестве объекта исследования были выбраны титан и его сплавы с УМЗ структурой, полученной методом интенсивной пластической деформации (ИПД), в частности, равноканальным угловым прессованием (РКУП). Применение традиционных крупнозернистых (КЗ) титана и его сплавов в подвижных соединениях сдерживается их низкими триботехническими характеристиками. Известно, что титан, обладая незначительной толщиной окисной пленки и большой реакционной способностью ювенильных участков поверхностей, образующихся в процессе трения (граничного), склонен к схватыванию с последующим повреждением поверхностей контакта. Особо ярко этот недостаток проявляется при повышенных температурах контакта. Триботехнические характеристики титана и его сплавов в УМЗ состоянии могут заметно отличаться от таковых для КЗ аналогов и требуют проведения теоретических и экспериментальных исследований.

Работа направлена на восполнение этого пробела и посвящена изучению влияния дисперсности структуры (включая УМЗ состояние, полученное методом РКУП) на триботехнические характеристики (прочность адгезионных связей на срез, адгезионную составляющую коэффициента трения, износостойкость и т.д.) технически чистого титана ВТ1-0 и его сплавов (ВТ6, никелида титана) в широком интервале температур и нагрузок.

Теоретические посылки. Структурные различия традиционного (исходного) и РКУП состояния материалов заключаются в степени дисперсности структуры материалов. УМЗ структура, полученная методом РКУП, имеет большую объемную долю границ зерен по сравнению с КЗ структурой, а также характеризуется высокой концентрацией дефектов (точечных и линейных) в границах зерен и вблизи них, при этом количество дислокаций внутри зерен уменьшается. Неравновесные границы зерен в УМЗ материалах вследствие наличия в их структуре дефектов с предельно высокой плотностью обладают избыточной энергией и полями дальнедействующих упругих напряжений. Таким образом, УМЗ состояние, как термодинамическая система, находится в «более» неравновесном состоянии по сравнению с КЗ состоянием.

Неравновесные процессы в трибосистеме могут приводить к снижению производства энтропии и, следовательно, интенсивности изнашивания и устойчиво протекать при образовании диссипативных структур при самоорганизации (адаптации) [1, 2, 3]. Процесс самоорганизации может начаться только после прохождения системы через неустойчивость [1, 2, 3]. Система может потерять устойчивость при отрицательном избыточном производстве энтропии (согласно функции Ляпунова [2]). Для самоорганизации трибосистемы в ней должно проходить более одного независимых процесса [1, 2, 3]. В реальных системах наряду с трением всегда присутствуют другие независимые источники диссипации энергии, например, физико-химические взаимодействия трущихся тел друг с другом, средой и смазкой, приводящих к изменению состава поверхностных структур. В уравнении избыточного производства энтропии это учитывается зависимостью теплопроводности λ от некоторого параметра z , характеризующего степень отклонения состояния структуры материала от равновесия (например, степень дисперсности структуры, полученной при РКУП):

$$\frac{\partial}{2 \cdot \partial t} \delta^2 S = \frac{(p \cdot v)^2}{T^2 \cdot B} \cdot \left(\frac{1}{\lambda} \cdot \left(\frac{\partial f}{\partial z} \right)^2 - \frac{f}{\lambda^2} \cdot \frac{\partial f}{\partial z} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial z} \right) \cdot (\delta z)^2, \quad (1)$$

где δ – флуктуация (колебание); S – энтропия; T – абсолютная температура; B – площадь контакта; f – коэффициент трения; p – нагрузка; v – скорость скольжения.

Правая часть выражения (1) может стать отрицательной за счет знака второго множителя. Для того чтобы (1) могло стать отрицательным необходимо соблюдение условия:

$$\frac{\partial f}{\partial z} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial z} > 0. \quad (2)$$

Условие (2) соблюдается, если одновременно f и λ будут уменьшаться или увеличиваться с ростом параметра z . Неравновесные границы зерен в

УМЗ материалах обладают избыточной энергией и полями дальнедействующих упругих напряжений, что интенсифицирует релаксационные процессы при внешнем воздействии (трении), которые отражаются в массопереносе вследствие деформации и диффузии. Часть производства энтропии, вызванной массопереносом, можно представить в общем виде:

$$\left(\frac{dS}{dt}\right)_m = X_m \cdot \rho_m \cdot W(X_m), \quad (3)$$

где X_m – термодинамическая сила, вызывающая массоперенос (градиенты напряжений или химических потенциалов, соответственно, для деформации или диффузии); ρ_m – средняя плотность вещества, участвующего в массопереносе; $W(X_m)$ – средняя скорость массопереноса, зависящая от X_m , будет увеличиваться с увеличением X_m .

Избыточное производство энтропии при систематической флуктуации параметра z будет равно:

$$\frac{\partial}{2\partial t} \delta^2 S_m = \frac{\partial X_m}{\partial z} \cdot \left(W \cdot \frac{\partial \rho_m}{\partial z} + \rho_m \cdot \frac{\partial W}{\partial X_m} \cdot \frac{\partial X_m}{\partial z} \right) \cdot (\delta z)^2. \quad (4)$$

Термодинамическая сила массопереноса будет увеличиваться при увеличении степени неравновесности (z), т.е. $\frac{\partial X_m}{\partial z} > 0$, а т.к. $\frac{\partial W}{\partial z} > 0$, то отрицательный вклад в избыточное производство энтропии может внести только член $\frac{\partial \rho_m}{\partial z}$. Для этого плотность вещества, участвующего в массопереносе должна уменьшаться с увеличением параметра z . Таким образом, избыточное производство энтропии (4) может стать отрицательным, а система может потерять устойчивость при условии:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial z} < 0. \quad (5)$$

Снижение плотности вещества, участвующего в массопереносе, может происходить вследствие увеличения количества дислокаций и вакансий. По-видимому, такое снижение плотности является незначительным и не может вызвать неустойчивость системы. Заметное снижение плотности переносимого вещества может возникнуть вследствие увеличения содержания в нем вторичных более легких структур, например, оксидов.

Таким образом, избыточное производство энтропии для трибосистемы с неравновесным состоянием контактирующих поверхностей может стать отрицательным, а система может потерять устойчивость и снизить интенсивность изнашивания при соблюдении условий одновременного снижения коэффициента трения, теплопроводности и плотности вещества, участвующего в массопереносе.

Определенное влияние на триботехнические характеристики УМЗ материалов могут оказывать и их физико-механические свойства. Известно, что предельные нормальные напряжения на контакте p_{rn} пропорциональны пределу текучести σ_T исследуемого материала. Предел текучести может увеличиваться не только за счет уменьшения размера зерна d (соотношение Холла-Петча [4]), но и за счет создания методом РКУП микроструктуры в металлах с наличием большеугловых неравновесных границ зерен (содержащих внесенные дислокации с плотностью $\rho_{\text{НГЗ}}$):

$$\sigma_T = \sigma_0 + k_{\text{ХП}} \cdot d^{-1/2} + M \cdot \alpha \cdot G \cdot b \cdot (\rho_{\text{НГЗ}})^{1/2}, \quad (6)$$

где σ_0 – напряжение трения, действующее на движущиеся дислокации со стороны кристаллической решетки; $k_{\text{ХП}}$ – постоянная, характеризующая способность границ передавать напряжение от зерна к зерну для данного материала (константа Холла-Петча); M – коэффициент Тейлора, α – параметр междислокационного взаимодействия; G – модуль сдвига; b – вектор Бюргерса.

При наличии пластических деформаций на трибоконтакте прочность τ_{nn} адгезионных связей на срез прямо пропорциональна предельным нормальным напряжениям p_{rn} на контакте [5]:

$$\tau_{nn} = \tau_0 + \beta \cdot p_{rn}, \quad (7)$$

где β – коэффициент упрочнения молекулярных связей под действием сжимающих напряжений; τ_0 – прочность адгезионных связей на срез в отсутствии нормальной нагрузки.

УМЗ материалы имеют повышенную величину p_{rn} , и их неравновесные границы зерен обладают избыточной энергией, что приводит к увеличению τ_{nn} (по сравнению с КЗ состоянием). Но в результате инициирования трением процессов релаксации, возникновения вторичных структур на контакте прочность τ_{nn} адгезионных связей на срез может увеличиваться в меньшей мере, чем величина p_{rn} предельных нормальных напряжений. В результате этого адгезионная составляющая коэффициента трения f_M [5] может снижаться.

$$f_M = \tau_{nn} / p_{rn}. \quad (8)$$

Температура Θ контакта, изменяя величины τ_{nn} и p_{rn} , может оказывать дополнительное влияние на величину коэффициента f_M .

Для оценки адекватности изложенных выше результатов теоретического анализа были выполнены экспериментальные исследования.

Методики исследований. В качестве исследуемых материалов использовали КЗ и УМЗ (после РКУП) титан ВТ1-0 и его сплавы (ВТ6 и никелид титана ($\text{Ti}_{49,8}\text{Ni}_{50,2}$)).

Для проведения операций РКУП [4, 6] был использован пресс с гидравлическим приводом ДБ-2432 усилием 1,6 МН, штамповые оснастки с

двумя пересекающимися под углом Φ (90° , 110° , 135° , соответственно для ВТ1-0, $Ti_{49,8}Ni_{50,2}$, ВТ6) каналами с равными поперечными сечениями $\varnothing 20$ и 40 мм. Прессование проводили при температурах $400 \div 450^\circ C$ (для ВТ1-0 и $Ti_{49,8}Ni_{50,2}$) и $700^\circ C$ (для ВТ6) по маршруту B_C , где после каждого прохода заготовка поворачивалась вокруг своей продольной оси на угол 90° [4]. Было выполнено по 8 проходов. Для еще большего измельчения микроструктуры один из прутков из ВТ1-0 после РКУП подвергали дополнительной холодной прокатке со степенью деформации 75%.

Для исследования адгезионного взаимодействия и оценки триботехнических параметров в условиях пластического контакта ($\tau_{nn}, p_{rn}, \tau_{nn} / p_{rn}, \tau_0, \beta$) использовали экспериментальный метод [5, 6], в основе которого принята физическая модель, отражающая в первом приближении реальные условия трения и изнашивания на локальном контакте. Индентор был изготовлен из инструментального материала ВК8. Образцы для исследований (диаметром $20 \div 25$ мм и высотой 6 мм) были выполнены из КЗ и УМЗ титана и его сплавов. Все измерения триботехнических характеристик для каждого состояния при комнатной и повышенных температурах были выполнены на одних и тех же образцах.

Помимо исследований на адгезиометре были также выполнены эксперименты по определению коэффициента трения и интенсивности изнашивания исследуемых материалов в условиях контакта по схеме «диск-палец». Ниже представлены условия испытаний.

Материал диска – AISI 52100 (аналог ШХ6), образцы-цилиндры $\varnothing 2 \times 20$ мм – из исследуемых материалов: УМЗ и КЗ ВТ1-0 и никелида титана. Диск совершал возвратно-вращательное движение вокруг оси на угол 45° . Вертикальная сила – 5 Н. Скорость скольжения цилиндра по диску – 0,1 м/с. Трение сухое. Показания коэффициентов трения записывались на компьютер в виде осциллограмм. Измерялся износ (потерянный объем в mm^3) и вычислялась интенсивность изнашивания ($mm^3/N \cdot m$) образцов-цилиндров.

Для исследования микроструктуры, а также химического и фазового состава испытуемых образцов использовали оптическую металлографию (ОМ) (НЕОРНОТ 21), просвечивающую (ПЭМ) (JEM-100B) и растровую электронную микроскопию (РЭМ) (JEOL JXA-6400, CamScan Series 4 DV100), рентгенофотозлектронную спектроскопию (РФЭС) (ЭС 2403 М-Т).

Результаты экспериментов и их обсуждение. Исследования влияния дисперсности структуры и температуры фрикционного контакта на адгезионные параметры проводили на образцах из титана ВТ1-0 в трех состояниях: в исходном состоянии, после РКУП и после РКУП + холодная прокатка. Средний размер зерен, соответственно, был 15, 0,3 и 0,1 мкм (рис. 1). РКУП подвергали и образцы из ВТ6 и никелида титана, средний размер зерен которых в исходном состоянии и после РКУП соответственно был равен 6 и 0,5 мкм; 50 и 0,3 мкм.

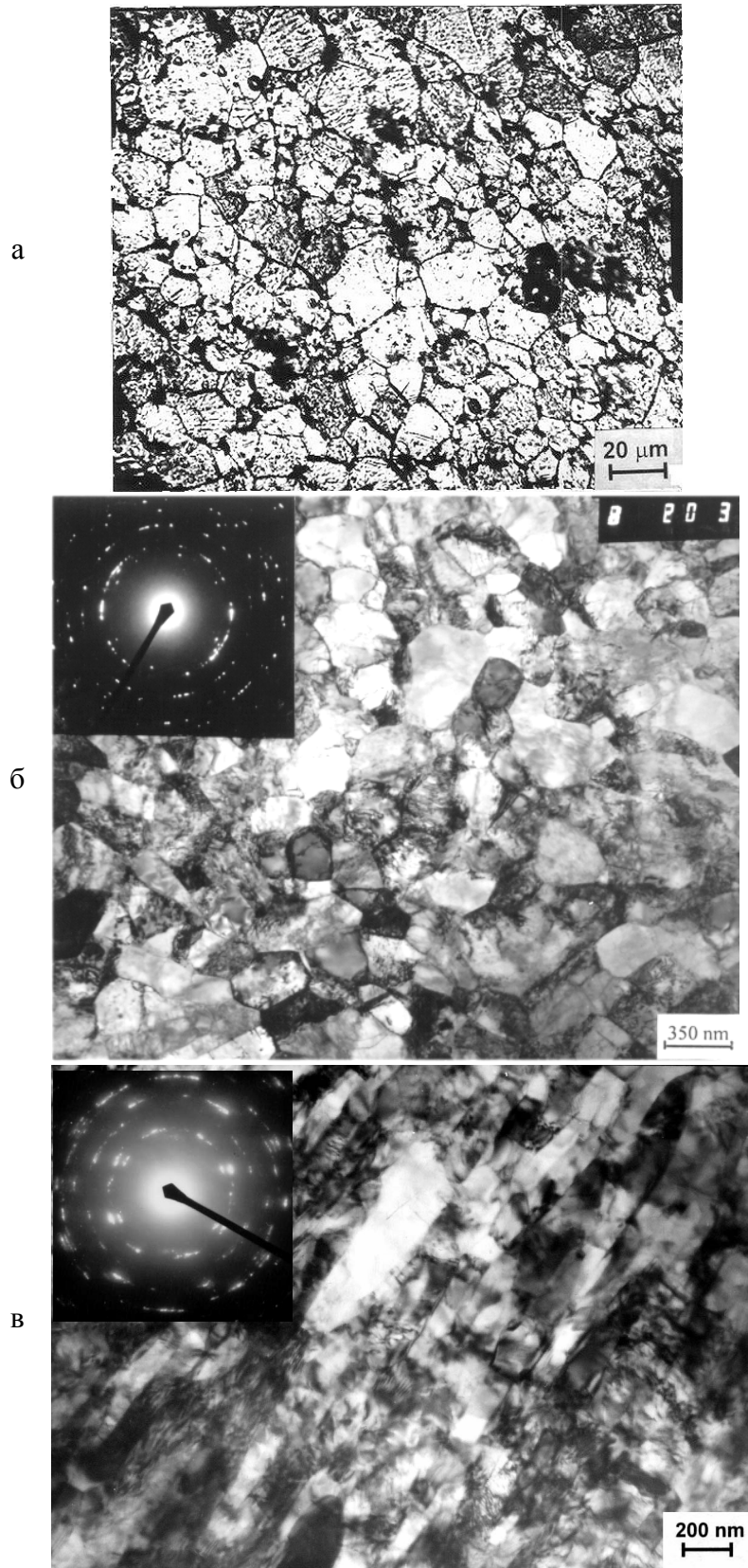


Рис. 1. Микроструктура титана в состоянии:
а – исходном; б – РКУП; в – РКУП + холодная прокатка

Выявлены функциональные зависимости между дисперсностью структуры, температурой и триботехническими параметрами: τ_{nn} , p_{rn} , f_M , β , τ_0 (рис. 2, 3 и 4).

Формирование УМЗ структуры в титане ВТ1-0 снижает f_M и уменьшает его склонность к схватыванию (рис. 2). Этот эффект тем сильнее, чем меньше размер зерен и выше температура контакта. Установлена величина критической температуры контакта $\approx 350^\circ\text{C}$, выше которой увеличение дисперсности структуры титана приводит к снижению τ_{nn} по сравнению с КЗ состоянием, что можно объяснить интенсивной релаксацией напряжений в УМЗ титане за счет процессов возврата и интенсификацией возникновения вторичных структур (оксидов титана) на фрикционном контакте, выполняющих роль защитной пленки, предохраняющей от схватывания поверхностей контакта.

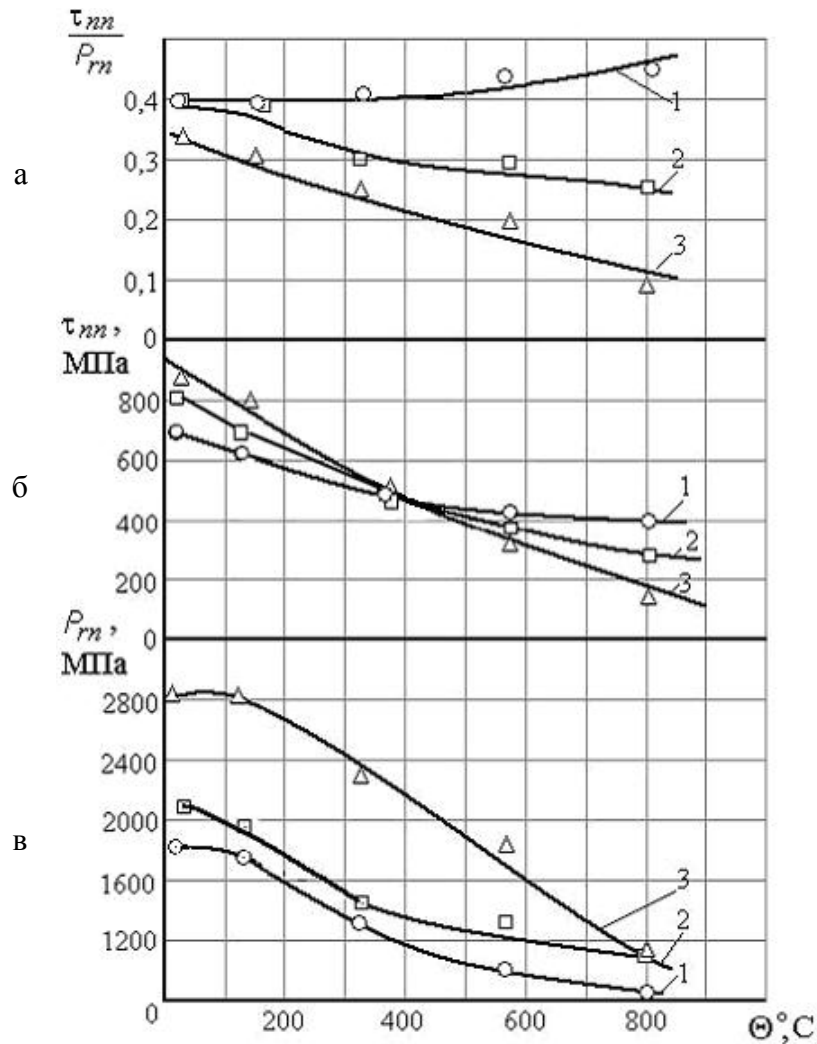


Рис. 2. Влияние температуры фрикционного контакта на триботехнические характеристики титана ВТ1-0: а – f_M ; б – τ_{nn} ; в – p_{rn} ; 1 – исходного; 2 – после РКУП; 3 – после РКУП + хол. прокатка 75 %

В интерметаллидном сплаве $Ti_{49,8}Ni_{50,2}$ измельчение структуры значительно снижает f_M , чем в двухфазном сплаве ВТ6 (рис. 3), что связано с большим увеличением прочностных свойств и p_{rn} с уменьшением размера зерна. Испытания по схеме «диск-палец» также подтвердили снижение средних значений коэффициента трения у материалов ВТ1-0 и $Ti_{49,8}Ni_{50,2}$, обработанных РКУП, по сравнению с их исходным состоянием (рис. 5). Установлено, что УМЗ материалы имеют повышенную износостойкость по сравнению со своими КЗ аналогами.

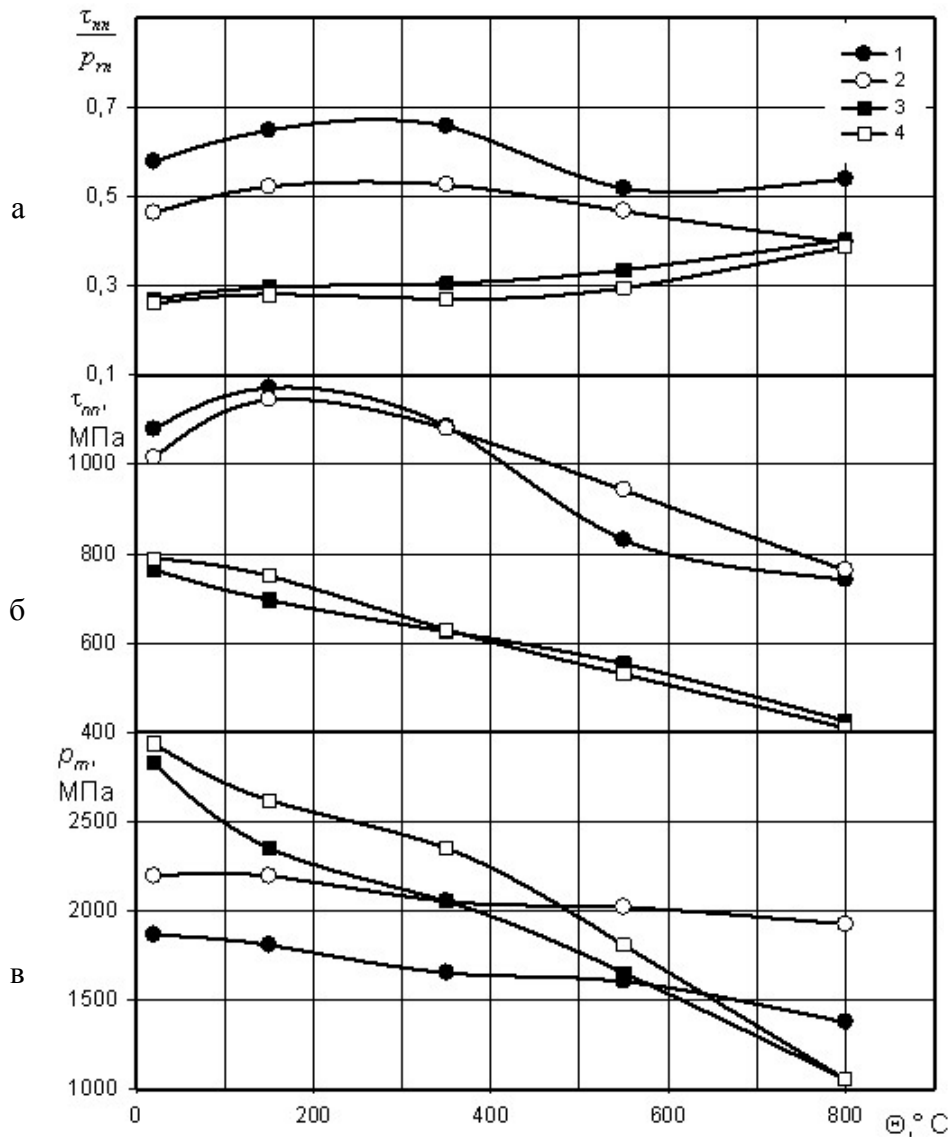


Рис. 3. Влияние температуры фрикционного контакта на триботехнические параметры: а – f_M ; б – τ_{nn} ; в – p_{rn} ; 1 и 2 – соответственно КЗ и УМЗ никелида титана; 3 и 4 – соответственно КЗ и УМЗ ВТ6

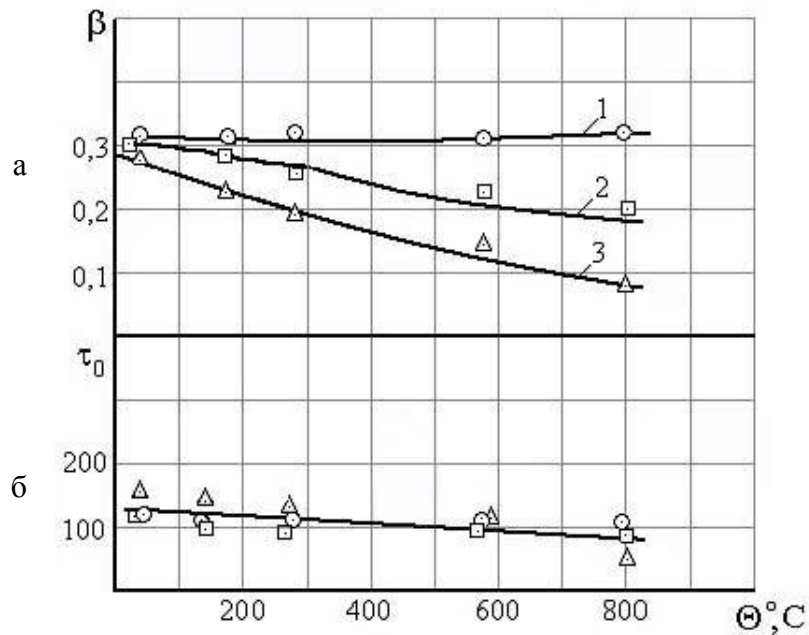


Рис. 4. Влияние температуры трибоконтакта на триботехнические параметры титана ВТ1-0: а – β ; б – τ_0 ; 1 – исходного; 2 – после РКУП; 3 – после РКУП + хол. прокатка 75 %

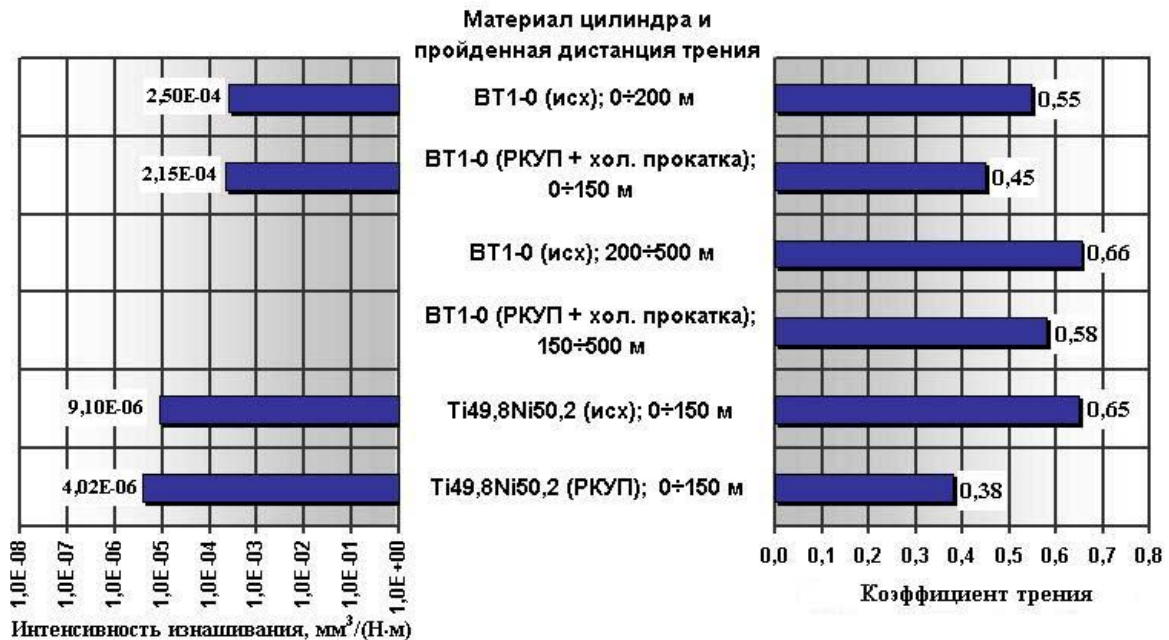


Рис. 5. Интенсивность изнашивания и коэффициент трения исследуемых материалов при испытании по схеме «диск-палец»

Исследованиями микроструктуры поверхностей фрикционного контакта методами ОМ, РЭМ установлено отсутствие значительного роста зерна УМЗ титана при температурах контакта до 800°C , что связано с рав-

новесием процессов рекристаллизации и фрагментации структуры в результате интенсивной деформации в зоне пластического контакта при высоких нагрузках. Морфология поверхности лунок после триботехнических испытаний (на адгезиометре) на КЗ титане является более грубой, чем на УМЗ титане (рис. 6). Это объясняется меньшей величиной адгезионной составляющей коэффициента трения в контакте с УМЗ титаном по сравнению с КЗ аналогом.

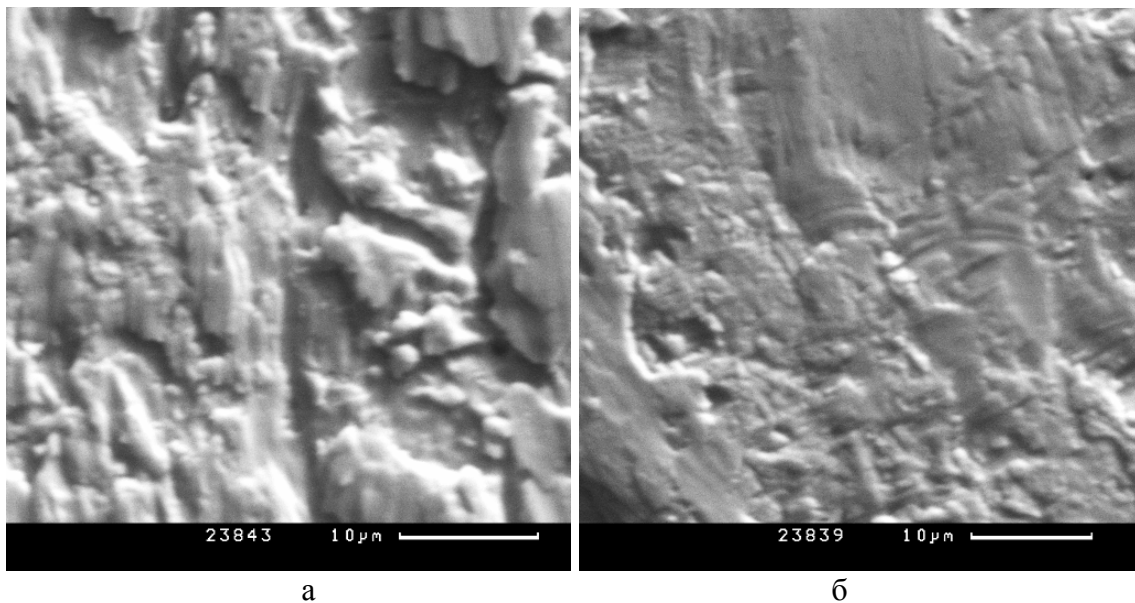


Рис. 6. Топография поверхности лунок (РЭМ), полученных при температуре контакта 800° С на: а – КЗ титане; б – УМЗ титане

На основе обзорных РФЭ спектров (один из спектров представлен на рис. 7) выявлено, что поверхность образцов из УМЗ и КЗ титана ВТ1-0 после адгезионных испытаний имеет одинаковый качественный элементный состав, но различный количественный. При помощи спектров высокого разрешения для подуровня Ti 2p (один из спектров представлен на рис. 8) установлено, что образцы из КЗ и УМЗ титана после триботехнических испытаний не содержат на своей поверхности металлический титан, однако содержат этот элемент в его соединении TiO₂. Выявлено, что на поверхности УМЗ титана после триботехнических испытаний присутствует в 2 раза больше оксидов титана TiO₂ по сравнению с КЗ аналогом. При этом, количество оксидов титана увеличивается с увеличением температуры контакта. Оксиды титана, выполняя роль защитной пленки, предохраняют от схватывания контактирующих поверхностей и способствуют снижению коэффициента трения.

Из [4] следует, что в УМЗ состоянии теплопроводность титана (также как и электропроводность) меньше чем в традиционном состоянии, что,

по-видимому, естественно вследствие повышенного содержания вакансий в УМЗ состоянии.

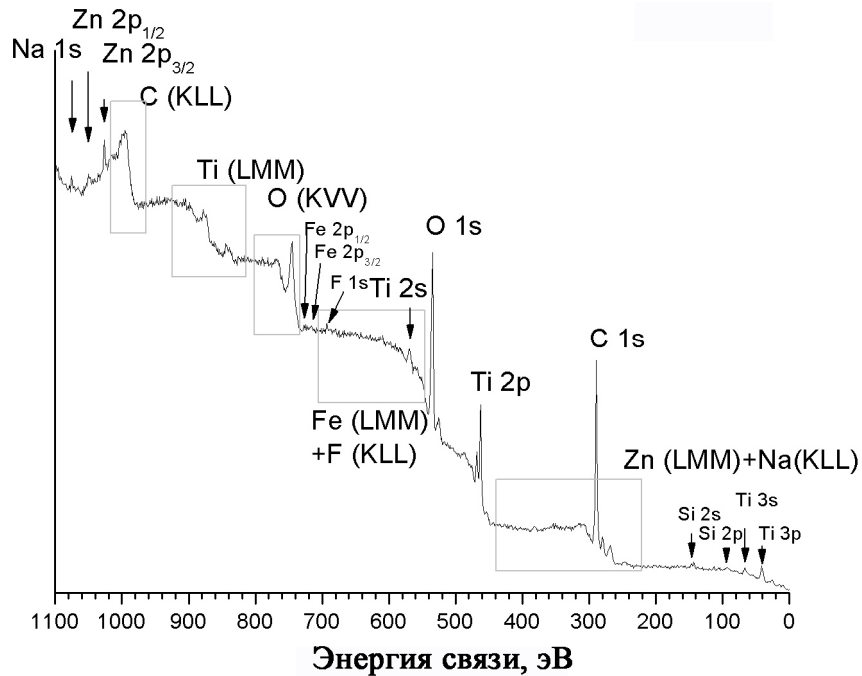


Рис. 7. Пример обзорного РФЭ спектра УМЗ титана после триботехнических испытаний при температуре контакта 800° С

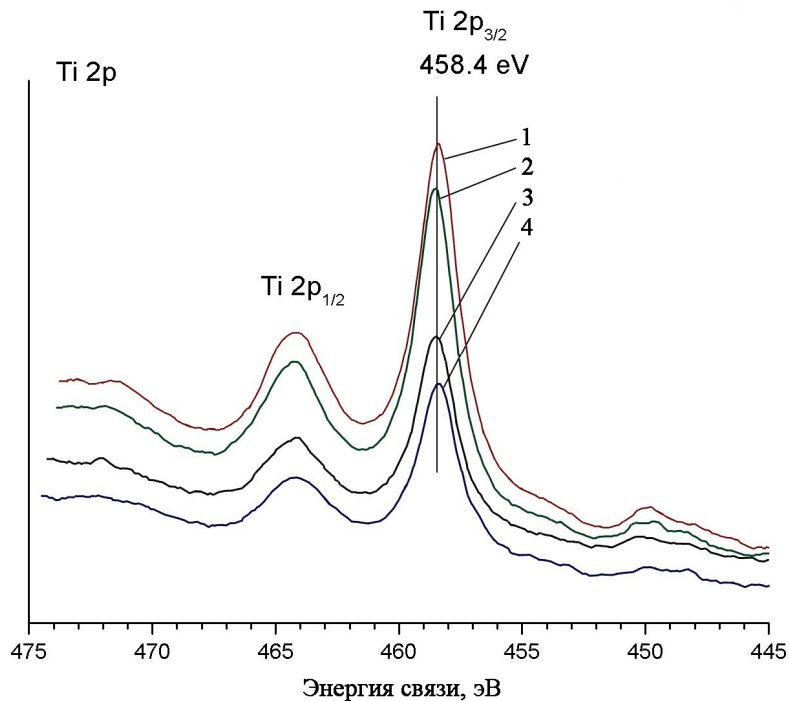


Рис. 8. Спектры высокого разрешения подуровня Ti 2p образцов из УМЗ титана: 1 – $\Theta = 800^\circ \text{C}$; 2 – 350°C ; 3 – 20°C ; 4 – до триботехнических испытаний

Заключение. Приведенные экспериментальные данные позволяют объяснить снижение интенсивности изнашивания УМЗ материалов на примере титана и его сплавов за счет снижения коэффициента трения, теплопроводности и плотности вещества, участвующего в массопереносе. Результаты экспериментальных исследований полностью подтвердили выводы термодинамического подхода к оценке влияния дисперсности структуры и температуры на триботехнические характеристики титана и его сплавов.

Библиографический список

1. Бершадский, Л.И. Структурная термодинамика трибосистем / Л.И. Бершадский. Киев: Знание, 1990. 31 с.
2. Пригожин, И. Современная термодинамика / И. Пригожин, Д. Кондипуди. М.: Мир, 2002. 461 с.
3. Гершман, И.С. Реализация диссипативной самоорганизации поверхностей трения в трибосистемах / И.С. Гершман, Н.А. Буше // Трение и износ. 1995. Т. 16. № 1. С. 61-70.
4. Валиев, Р.З. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией / Р.З. Валиев, И.В. Александров. М.: Логос, 2000. 272 с.
5. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел / Л.Ш. Шустер. Уфа: Гилем, 1999. 199 с.
6. Столяров, В.В. Трибологическое поведение ультрамелкозернистых титановых сплавов / В.В. Столяров, Л.Ш. Шустер, С.В. Чертовских // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006. № 10. С. 11-19.

УДК 621.91.01

С.И. Тахман

Курганский государственный университет

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ПРОЦЕССА ИЗНАШИВАНИЯ И ОСНОВЫ ПРОГНОЗА ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ СТАНДАРТНЫХ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Исследования процессов изнашивания твердосплавных инструментов [1, 2] показали, что изношенная масса твердосплавных резцов на периоде стойкости (до 98,5% потерянной массы инструментального материала в каждом из проведенных опытов) состоит из разных по толщине кристаллических частиц твердых составляющих инструментальных сплавов. При этом все частицы износа имеют четко ориентированное расположение атомных слоев, параллельное изнашиваемой поверхности. Очевидно, что материал с так переориентированной структурой должен наиболее легко разрушаться при деформации сдвига, особенно при наличии растягиваю-

щего напряжения между слоями атомов. Так как при изготовлении твердых сплавов кристаллиты твердых составляющих в зернистой структуре сплава ориентированы хаотично, а при разрушении контактной поверхности их атомные плоскости ориентированы одинаково, то процесс их переориентации может быть только дислокационным. В нём направление перемещений задается полем напряжений от контактной нагрузки, а скорость движения дислокаций определяется температурой. Очевидно, усталостный механизм, формирующий процесс изнашивания поверхностей режущего клина, именно таков. При этом зарождение усталостной трещины по глубине поверхностного слоя сплава определяется местоположением наибольшего растягивающего напряжения на боковых сторонах твердых зерен, расположенных на изнашиваемой поверхности сплава, и в подповерхностном слое связки. Каждый из этих вариантов задает свою толщину частиц износа, но на их формирование путем отделения от основы требуется разное время.

Учитывая сказанное, механизм удаления частицы износа с контактной поверхности инструмента представляет собой наклон жестких зерен твердой составляющей сплава (карбидов, нитридов, карбонитридов тугоплавких металлов), находящихся на поверхности контакта с обрабатываемым материалом, в пределах, разрешенных толщиной прослойки и связанной с ней степенью растяжения материала связки между соседними зёрнами. Этот наклон формирует определенный субмикрорельеф на изнашиваемой поверхности инструмента, глубина впадин которого определяет место заделки выступающей части зерна и задает толщину будущих частиц износа. На основании такого понимания механизма изнашивания физическим направлением для отсчета интенсивности этого процесса принято направление смещения положения контактной поверхности в теле инструмента по нормали к ней.

Обычно на передней поверхности только в начальном периоде изнашивания режущего клина (до возникновения линии питинга на пятне контакта) изменение глубины лунки отсчитывается по нормали к передней поверхности. После возникновения лунки и её росте по глубине и протяженности изменение положений нормалей к изнашиваемой поверхности не учитывалось. Только износ задней поверхности сохраняет положение нормалей при нарастании фаски, то есть имеет неизменное направление нормалей к поверхности во всех точках контакта, так как фаска во время резания остается притертой к поверхности резания. Именно из-за этого износ режущего клина по задним поверхностям может считаться идеальной моделью для изучения проявлений механизма изнашивания. Такая модель в качестве дифференциальной может быть распространена на более сложные случаи проявления этого процесса. Периодический характер процесса из-

нашивания отдельных зёрен сглаживается при его математическом описании введением дифференциальных характеристик скорости изнашивания (её интенсивности).

Во всех случаях изнашивания поверхностей трения в трибологии износ оценивается толщиной удаленного слоя. При резании на передней поверхности режущего клина развитие износа характеризуется почти аналогично – максимальной глубиной лунки. Только её расположение относительно режущей кромки не остаётся неизменным. А на задних поверхностях инструмента в качестве характеристики износа используется ширина фаски износа, то есть отсчёт идет вдоль поверхности изнашивания.

При износе задних поверхностей режущего клина интенсивность изнашивания в направлении нормали к фаске износа $\delta_n = dn/d\tau$ может быть пересчитана в интенсивность изнашивания $\delta = dh_3/d\tau$, отсчитываемую вдоль поверхности фаски. Связь между размерами толщины изношенного с начала резания слоя инструментального материала n и размером ширины фаски износа h_3 аналогична связи между приращениями этих размеров, соответствующих приращению времени резания $\Delta\tau$. Она определяется коэффициентом:

$$K_n = ctg\alpha - tg\gamma = \frac{h_3}{n} = \frac{h_3 + \Delta h_3}{n + \Delta n} = \frac{\Delta h_3}{\Delta n} = \frac{\Delta h_3 / \Delta\tau}{\Delta n / \Delta\tau} = \frac{\delta}{\delta_n}. \quad (1)$$

Так как экспериментально проще всего измерять величину фаски износа задней поверхности, то все расчетные зависимости желательно привести к связи любой интенсивности изнашивания с интенсивностью изнашивания фаски износа по времени резания. Поэтому зависимость (1) должна быть представлена в виде

$$\delta_n = \delta / K_n, \text{ м/мин}. \quad (1a)$$

В трибологии при расчете интенсивности изнашивания износ индентора относят не ко времени, а к длине пройденного контртелом пути трения. При износе инструмента по задней поверхности аналогом такого пути может служить путь резания $l_p = v \cdot \tau$, пройденный режущим инструментом в обрабатываемом материале (ОМ) за время τ , с, со скоростью v , м/с. Поэтому дифференциальные характеристики износостойкости задней поверхности по пути трения могут быть рассчитаны как:

$$\delta_L = dh_3/dl_p = dh_3/(v \cdot d\tau) = \delta/v, \quad (2)$$

$$\delta_{Ln} = dn/dl_p = dn/(v \cdot d\tau) = \delta_n/v = \delta/(K_n \cdot v). \quad (3)$$

Эти характеристики являются безразмерными, причем характеристика, рассчитанная по (3), может считаться наиболее физически обоснован-

ной [3]. При оценке дифференциальных характеристик рабочего состояния на передней поверхности по пути трения необходимо учитывать закономерность изменения не только скорости, но и касательных напряжений на длине контакта инструмента со стружкой.

При этом процесс изнашивания твердосплавного режущего клина подчиняется следующим закономерностям:

1. *Рабочие условия контакта* ОМ с фаской износа задаются эпюрами распределений нормальных и касательных напряжений, контактных скоростей трения материалов детали и инструмента и контактных температур на её поверхности.

2. На поверхности фаски износа действуют равномерно распределенные *напряжения*, не меняющиеся при росте фаски износа, – *нормальные*, равные **пределу текучести недеформированного** ОМ, и *касательные*, связанные с нормальными через коэффициент, немного превышающий коэффициент сухого трения в паре ОМ-ИМ (ИМ – инструментальный материал).

3. **Температура контакта** – единственный изменяющийся фактор процесса взаимодействия задней поверхности инструмента с ОМ, определяющий формирование сложной формы кинетической кривой изнашивания (закона нарастания износа по времени или пути резания). Эпюра распределения температуры по фаске износа и поведение средней контактной температуры фаски по мере её роста описывается математической моделью, связанной с соотношением мощностей **двух** последовательно действующих плоских **источников тепла** – *предварительного разогрева* ОМ в очаге пластического деформирования перед режущим клином и *трения* на фаске износа.

4. Первый тепловой источник формирует *температуру начальной точки фаски износа*, зависящую от конечной степени деформации стружки, что теплофизически связывает между собой процессы на передней и задней поверхностях инструмента. Менее мощный второй источник, действуя как холодильник, *снижает температуру* на начальном участке фаски, за которым температура может возрастать при увеличении фаски.

5. **Прочность твердого сплава (ТС)** при любой температуре *определяется прочностными характеристиками материала связки*, как наименее тугоплавкого структурного элемента сплава. В инструментальных ТС рабочими материалами связок являются материалы 6-ой группы Периодической системы элементов кобальт и никель (так как молибден из никелемолибденовых связок при спекании сплава практически полностью переходит в сложные карбиды [4]), для которых при одинаковых гомологических температурах выявлено подобие в характере изменения прочностных свойств.

6. Физически обоснованной *характеристикой* для оценки **интенсивности изнашивания** поверхностей режущего клина принята *толщина слоя ИМ, удаленная с поверхности клина на единице длины пути трения.*

7. На основании кристаллического строения твердосплавных частиц износа любых размеров, **механизм изнашивания** поверхностей ТС является *усталостным*. Его реализация происходит *в двух вариантах* – с последовательным **разрушением сплава по твердым зернам** с отрывом плоских частиц износа, и с **разрушением по пластичной связке**, когда отделяется целое зерно или его крупный остаток. За расчетный принимается вариант с большей интенсивностью изнашивания.

8. Физической моделью *механизма изнашивания ТС* при регулярном расположении твердых зерен в сплаве и силовом взаимодействии движущегося ОМ с контактным слоем поверхности ТС *является наклон* расположенных в нем *зерен* в направлении движения, скоростном напоре на них и создании на выступающих боковых сторонах зерен этого слоя и в угловых участках связки под ними растягивающих напряжений. Контактная температура и поля напряжений в поверхностных зернах сплава создают необходимые условия для движения дислокационных структур, направленных на переориентацию кристаллических решеток в зернах до расположения атомных плоскостей в них параллельно поверхности износа, что облегчает сдвиг по ним. Сопровождающий перемещения рост плотности дислокаций и растягивающие напряжения поперек сформированных атомных плоскостей обеспечивают хрупкий скол на уровне защемления зерна в связке с отделением тонких частиц износа, а в связке – пластическое разрушение по её границе с зерном с отделением целых твердых зерен сплава или их крупных остатков (гипотеза).

9. Любая применяемая *характеристика износостойкости твердосплавного инструмента* при точении и фрезеровании на выбранном режиме оценивается интегрированием зависимости интенсивности изнашивания в пределах изменения фаски износа до заданной величины критерия с учетом закономерного изменения средней температуры фаски в этом процессе. При фрезеровании введением соответствующего коэффициента дополнительно учитывается снижение прочности сплава из-за усиления трещинообразования при знакопеременном тепловом нагружении.

Подтверждением предложенной физической модели строения и изнашивания поверхностного слоя твердого сплава является возможность с её помощью объяснить увеличение стойкости твердых сплавов с одинаковой весовой долей связки при уменьшении размеров твердых зёрен в структуре сплава. Пропорционально размеру зерна изменяется и толщина прослойки связки, и размер высоты и шага субмикрорельефа поверхности износа. Так как глубина впадин на нём задаёт будущую толщину частиц износа, то

число частиц износа, необходимых для удаления с поверхности одного монослоя зерен для больших и малых зёрен и время, необходимое для этого, оказываются одинаковыми, а количество удаляемого материала – пропорциональным размеру зёрен.

С точки зрения разрушения ИМ температура наиболее сильно влияет на его прочность, так как она при заданных обрабатываемым материалом контактных напряжениях определяет коэффициент снижения его предела текучести по сравнению со справочными данными, полученными при комнатной температуре в стандартных испытаниях.

В соответствии с механизмом изнашивания толщина частиц износа и время нахождения этих частиц на контактной поверхности задается прочностными свойствами наиболее легкоплавкого элемента структуры ИМ. Таким элементом могут быть металлы (как связка в твердых сплавах), сплавы (как мартенситная матрица в быстрорежущих сталях) или модифицированный ИМ на границах зерен (как оплавленная поверхность порошков в минералокерамике или загрязненные примесями границы поликристаллов из СТМ и покрытий). Прочностные свойства границ зерен неизвестны, поэтому последние из перечисленных вариантов пока не рассматриваются. Анализ имеющихся справочных данных [5] по прочности и пластичности различных веществ показал возможность обобщения их температурных зависимостей в безразмерных координатах, в качестве которых приняты гомологическая температура материала связки T/T_s^{cb} и отношение истинных прочностей материала связки при различных температурах к уровню его истинной прочности при комнатной температуре.

Для стандартных твердых сплавов данные по материалам связок легли на единую для кобальтовых и никелевых связок зависимость, представленную на рис. 1а [3].

Использованная характеристика – гомологическая температура связки представляет собой отношение абсолютных температур – контактной на изнашиваемой поверхности инструмента и плавления материала связки с учетом её легирования карбидами или нитридами твердых зерен в процессе спекания твердых сплавов. Видно, что точки двух материалов легли на одну кривую, что отражает природные особенности металлов «железного семейства» VIII группы Периодической системы элементов. Для удобства использования этой кривой в качестве температурного коэффициента при расчетах, она описана математической моделью в виде эмпирической зависимости, задающей форму этой кривой в диапазоне $(0,3 \div 0,8)$ гомологической температуры плавления связки с точностью в 5 % (рис. 1а)

$$K'_\theta = S_e^{ce} / S_{e0}^{ce} \cong \exp(-88T/T_s^{ce}) \cdot [1,88 \exp(83,5T/T_s^{ce}) + (6,17T/T_s^{ce})^{38}]. \quad (4)$$

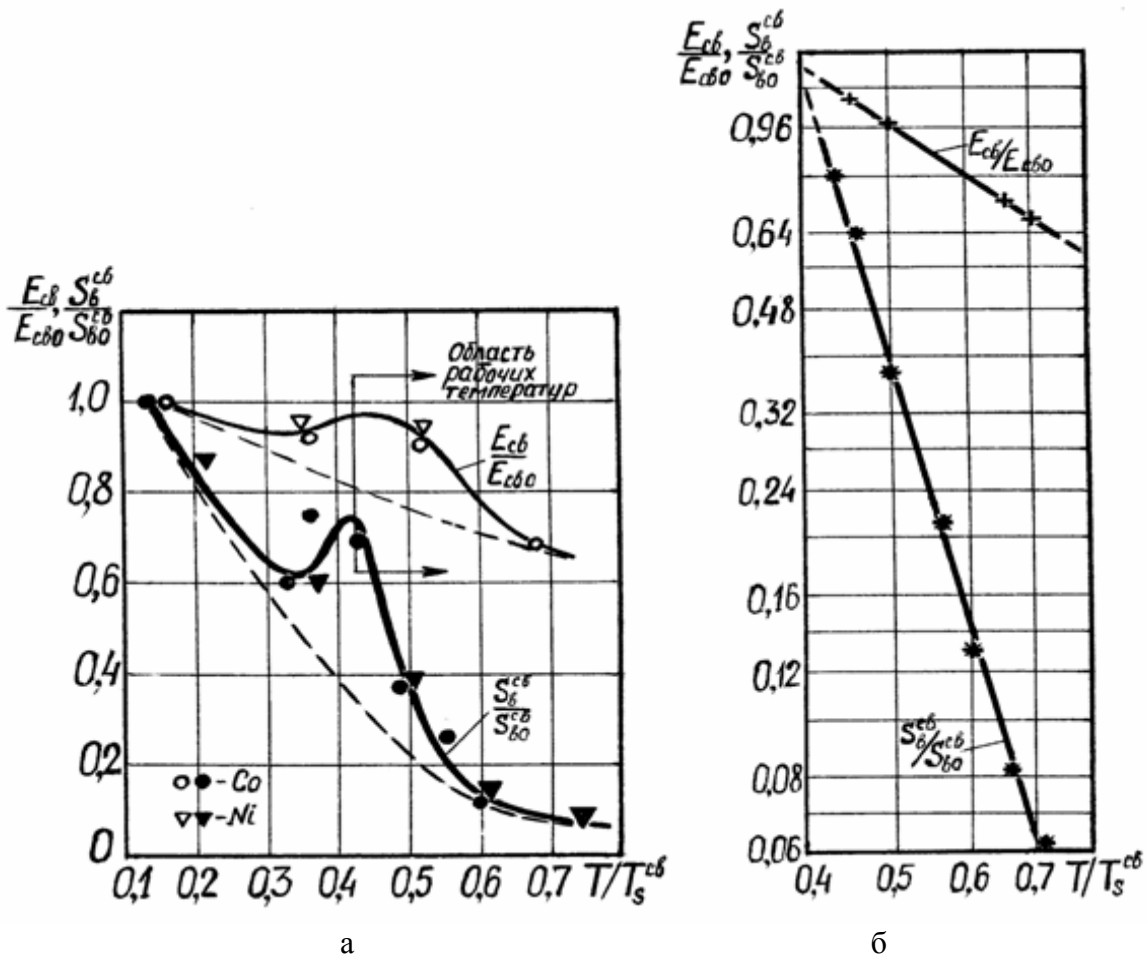


Рис. 1. Обобщенная температурная зависимость модуля упругости и истинной прочности всех материалов связок стандартных твердых сплавов: а – во всём температурном диапазоне; б – в высокотемпературной области

В высокотемпературной области (рис. 1б) эта модель хорошо описывается более простой степенной зависимостью вида

$$K'_0 = S_6^{cb} / S_{60}^{cb} \cong 0,011 / (T / T_s^{cb})^5.$$

Учет влияния температуры на прочность твердых сплавов в механизме контактного взаимодействия в виде наклона твердых зерен в пластичной связке позволил связать с температурой задних поверхностей интенсивность их изнашивания на резцах в виде структурных зависимостей [3]. Они описывают связи интенсивностей изнашивания с конкретными условиями контакта материалов инструмента и обрабатываемой детали при двух вариантах реализации механизма усталостного разрушения твердых сплавов. В приведенных ниже формулах (5) и (6) a_3 и Δ – среднестатистические размеры твердых зерен и толщины слоя связки в используемой марке ТС; $\mu' \cdot \sigma_{Том}$ – напряжение трения на фаске износа; $\bar{q}_0 S_{60}^{cb}$ – истинная

прочность материала связки при комнатной температуре с учетом коэффициента скоростного упрочнения \bar{q}_0 ; K'_θ – коэффициент влияния гомологической температуры связки на прочность её материала по (4); $\lambda_{ом}$, $C_{Vом}$, $\bar{q}_0 S_\epsilon^{ом}$ – комплекс теплофизических и прочностных свойств ОМ при комнатной температуре. Для перевода зависимостей в безразмерный вид использованы единичные значения длины, напряжения, теплопроводности и объёмной теплоемкости, обозначенных индексом 1.

Эти связи с параметрами структуры твердосплавного режущего клина, напряжением трения на фаске износа, прочностными свойствами упрочненного материала связки при комнатной температуре и величиной контактной температуры представлены следующими выражениями:

– при разрушении по твердым зернам (с отделением тонких частиц износа)

$$\delta_{Ln} = 2,88 \cdot 10^7 \cdot \frac{a_3}{L_1} \cdot \frac{\Delta/a_3}{1 + \Delta/a_3} \cdot \left(\frac{\mu' \sigma_{Том}}{\bar{q}_0 S_{\epsilon 0}^{cs} K'_\theta} \right)^2 \cdot \left(\frac{\sqrt{\lambda_{ом} \cdot C_{Vом}} / (\lambda_1 C_{V1})}{\bar{q} S_\epsilon^{ом} / S_\epsilon^1} \right)^4; \quad (5)$$

– при разрушении вещества связки под поверхностным слоем зерен (с отделением целого зерна или его остатка, не успевшего превратиться в частицы износа за время, необходимое для формирования усталостной трещины в веществе связки)

$$\delta_{Ln} = 8 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{a_3}{L_1} \cdot \frac{\Delta/a_3}{1 + \Delta/a_3} \cdot \frac{\mu' \sigma_{Том}}{\bar{q}_0 S_{\epsilon 0}^{cs} K'_\theta} \cdot \left(\frac{\bar{q} S_\epsilon^{ом} / S_\epsilon^1}{\sqrt{\lambda_{ом} \cdot C_{Vом}} / (\lambda_1 C_{V1})} \right)^2. \quad (6)$$

Зависимости (5) и (6), приведенные на одном графике (рис. 2) для конкретной пары «марка ТС – марка конструкционной стали», могут пересекаться или располагаться друг под другом. Во втором случае вариант разрушения с большей интенсивностью превалирует над другим во всем температурном диапазоне, в первом – точки пересечения кривых делят весь температурный диапазон на два или больше поддиапазонов, в которых превалируют то один, то другой варианты разрушения сплава. Поэтому варианты с большей интенсивностью изнашивания должны применяться как расчетные в каждом температурном поддиапазоне. При этом крайняя правая точка пересечения кривых в первом варианте или точка касания прямой под углом в 45° к осям (при одинаковых логарифмических масштабах по ним) во втором значениями своих координат представляет собой условия достижения максимально возможной длины пути резания при исследуемой паре контактирующих материалов.

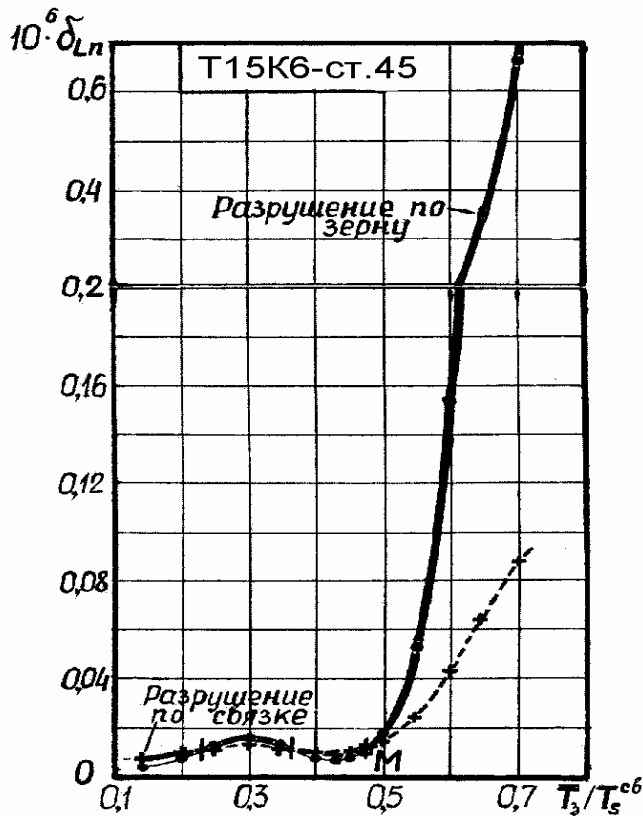


Рис. 2. Совмещение кривых интенсивностей изнашивания твердого сплава обрабатываемым материалом при вариантах его разрушения по твердым зернам и по связке

стойкостей, полученных при различных критериях износа, описаны в [6].

Библиографический список

1. Гуревич, Д.М. Механизм изнашивания твердосплавного инструмента при высоких температурах резания / Д.М. Гуревич // Вестник машиностроения. 1976. № 3. С. 73-75.
2. Гуревич, Д.М. Адгезионно-усталостное изнашивание твердосплавного режущего инструмента / Д.М. Гуревич // Вестник машиностроения. 1986. № 5. С. 43-45.
3. Тахман, С.И. Разработка единых моделей процесса изнашивания инструментальных твердых сплавов / С.И. Тахман // Вестник машиностроения. 2008. № 9. С. 56-59.
4. Третьяков, В.И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов / В.И. Третьяков. М.: Металлургия. 1976. 528 с.
5. Свойства элементов. Ч.1. Физические свойства / Справочник. Под ред. Г.В. Самсонова. М.: Металлургия. 1976. 600 с.
6. Тахман, С.И. Аналитическое решение задач оптимизации режимов работы лезвийных инструментов / С.И. Тахман // Вестник машиностроения. 2005. № 4. С. 50-53.

Такой рабочий график или зависимости (5) и (6) в соответствующих границах поддиапазонов позволяют прогнозировать уровень стойкости твердосплавных инструментов в заданных условиях обработки при известном критерии износа. Для оценки критерия износа лезвийного инструмента при работе на конкретном станке становится необходимым учитывать все действующие ограничения в этих условиях работы технологической системы. Это часто приводит к необходимости сравнения режимов по оптимальности при разных сочетаниях режимных параметров, при которых станочные ограничители допускают износ режущего инструмента до различных по величине критериев износа. Подходы к сравнению

УДК 621.891

В.В. Мешков, Д.А. Зоренко, В.Л. Хренов
Тверской государственной технической университет

СТЕНД ДЛЯ ФРИКЦИОННЫХ ИСПЫТАНИЙ

Стенд предназначен для модельных испытаний фрикционных материалов для тормозного диска вагонов [1].

При испытаниях могут быть использованы две схемы контакта: торец пальчикового образца – торец диска; торец втулки – торец диска.

Стенд испытательный (рис. 1) состоит из массивной чугунной станины 2 с фланцем для крепления шпиндельного узла 3 и крестового стола. В станине смонтирован привод шпинделя, механизмы продольного и поперечного перемещения стола и вертикального перемещения шпиндельного узла. Подвижный стол имеет продольный Т-образный паз для крепления узла 1 с неподвижным образцом. При этом подвижный образец размещается на оправке, установленной в шпиндельном узле 3. Характеристики стенда приведены в таблице 1.

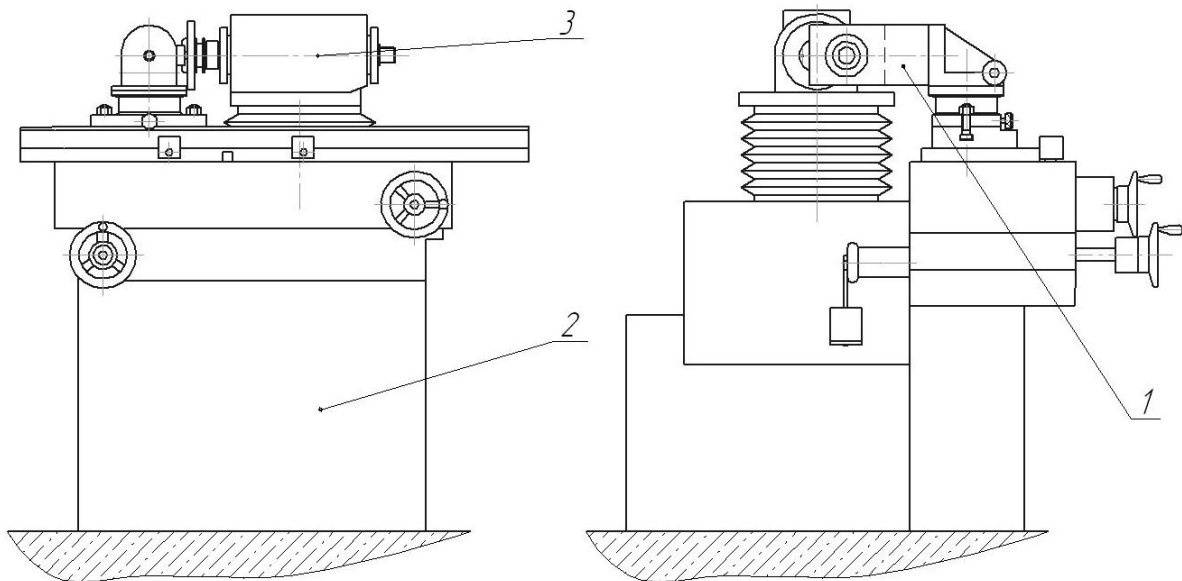


Рис. 1. Стенд испытательный

Узел для крепления неподвижного образца показан на рис. 2. Испытуемый неподвижный образец закрепляется в цанге державки, установленной в сфероконическом самоустанавливающемся подшипнике.

Образец подвижный размещается на оправке с коническим хвостовиком, опираясь на дисковую подкладную пластину, и прижимается крышкой. Крутящий момент передается ведущими пальцами.

Таблица 1. Основные характеристики стенда

Параметр	Величина
Размеры образцов, мм: диаметр диска диаметр пальца диаметр втулки	50...100 ≤ 10 50...100
Диаметр крепежной части пальчикового образца, мм	$10_{-0,05}$
Диаметр посадочного отверстия образца-диска, мм	$33 \pm 0,5$
Скорость относительного перемещения образцов, м/с	≤ 50
Удельная нагрузка в контакте, МПа	≤ 1
Частоты вращения шпинделя, мин ⁻¹	1120 - 9000
Габаритные размеры стенда с установленным шпиндельным узлом, мм	1410×1375×1260
Масса стенда, кг	850



Рис. 2. Узел для крепления неподвижного образца

Шпиндельный узел состоит из корпуса, в котором на двух парах радиально-упорных подшипников вращается шпиндель с коническим отверстием для установки оправки с подвижным образцом. Вращение шпинделя производится регулируемым приводом.

Стенд работает следующим образом. Неподвижный образец устанавливается в державке, имеющей самоустанавливающуюся опору, тем самым достигается параллельность торцов образцов (кон-

такт по плоскости). Вращающийся образец устанавливается на оправку, которая вставляется в коническое отверстие шпинделя.

Вертикальное, продольное и поперечное относительное перемещение образцов на стенде испытательном осуществляется соответствующими маховиками.

Включается привод шпинделя, после чего испытуемые образцы приводятся в соприкосновение.

Вращательное движение сообщается регулируемым приводом одному образцу – диску. Скорость скольжения задается изменением частоты вращения шпинделя и радиуса траектории скольжения неподвижного образца (при схеме палец-диск – диаметром траектории, и диаметром втулки в случае контакта втулка-диск). Нагрузка на образцы из материала тормозного диска задается посредством рычажного устройства с помощью набора гру-

зов. Температура образцов и контактных поверхностей измеряется цифровым термометром методом регистрации термоэдс. Измерение момента трения осуществляется методом тензометрии.

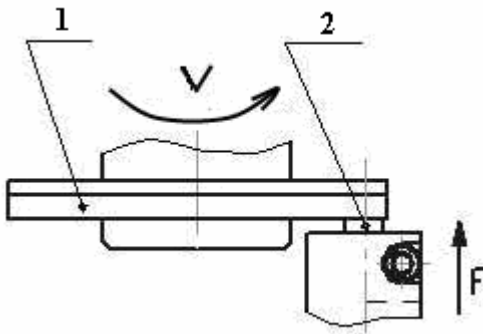


Рис. 3. Торцевая схема трения (палец – диск)

Испытания производятся по торцевой схеме трения (рис. 3) между торцами подвижного и неподвижного 2 образцами. Контактующими образцами являются: подвижный образец – диск 1, а неподвижный цилиндрический палец 2 (или цилиндрическая втулка). Диаметр траектории трения определяется по межосевому расстоянию между осью вращения шпинделя и осью пальца для схемы диск-палец. Эта величина устанавливается винтом поперечного перемещения (по лимбу).

Результаты модельных испытаний образцов из стали 20X13 (улучшенной) представлены на рис. 4.

Результаты модельных испытаний образцов из стали 20X13 (улучшенной) представлены на рис. 4.

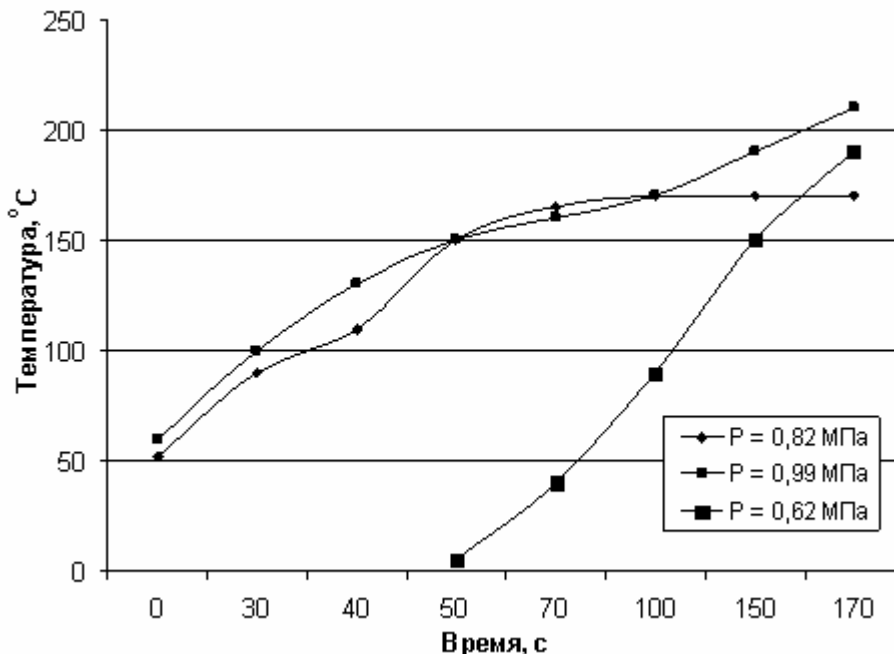


Рис. 4. Зависимость температуры в контакте для образца из стали 20X13 (улучшенной) от времени и давления при скорости скольжения 17 м/с

Библиографический список

1. Мешков, В.В. Об износе высоколегированных сталей при торможении / В.В. Мешков, В.Л. Хренов, Д.А. Зоренко и др. // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования. Тверь: ТГТУ, 2009. С. 75-78.

УДК 669.056.9:621

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

АНАЛИЗ ОСТАТОЧНЫХ МАКРОНАПРЯЖЕНИЙ И КОНСТРУКЦИОННЫХ МИКРОНАПРЯЖЕНИЙ В НИКОТРИРОВАННЫХ СЛОЯХ СТАЛЕЙ

Способ диффузионного насыщения поверхности углеродом и азотом (никотрирование или НХТО- низкотемпературная химико-термическая обработка) предопределяет формирование в карбонитридном слое и диффузной зоне термических и фазовых остаточных макронапряжений. Анализ напряжений σ , проведенный рентгеноструктурными методами для ряда конструкционных никотрированных сталей, показал следующее (рис. 1). На поверхности, как правило, формируется макронапряжения сжатия $\sigma_{ост}^{сж}$ (или $\sigma_{ост}^-$), которые усиливаются по мере заглубления в никотрированный слой. Начиная с некоторой толщины никотрированного слоя сжимающие остаточные напряжения начинают нивелироваться и переходят в растягивающее $\sigma_{ост}^{рст}$ (или $\sigma_{ост}^+$).

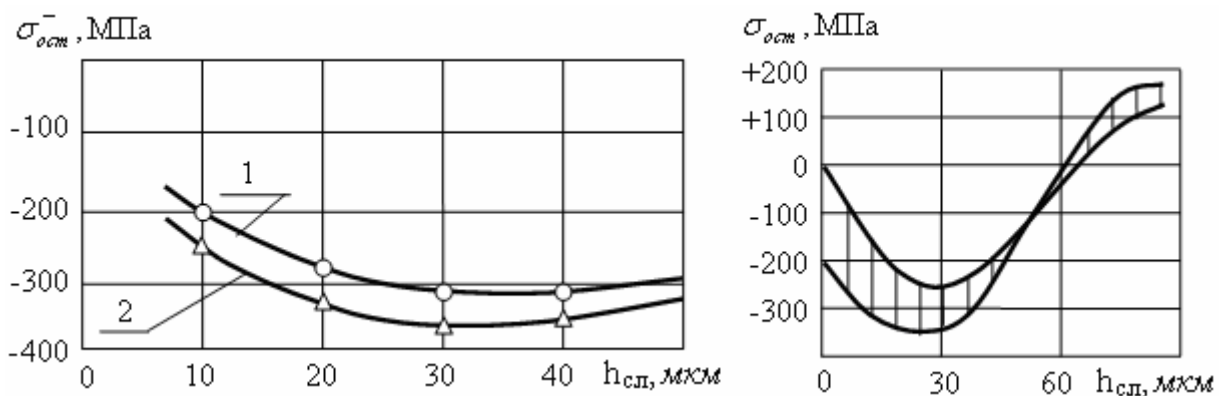


Рис. 1. Характер распределения макронапряжения $\sigma_{ост}$ по толщине никотрированного слоя на стали 30XN2MDA: 1 – медленное охлаждение; 2 – закалка

Исследовали $\sigma_{ост}$ - напряжение по глубине карбонитридных слоев и диффузных зон в поверхностных средах после насыщения предварительно деформированной стали 30XN2MDA (рис. 2). После насыщения поверхности деформированных сталей (кривые 2 и 3) изменится форма эпюры при деформациях 10 % и 30 %.

Максимальные $\sigma_{ост}$ наблюдаются у поверхности и они мало отличаются от таковых на никотрированных образцах. Увеличение предвари-

тельной деформации до 60 % приводит к значительному снижению макро-напряжений на поверхности и на глубине от 100 до 300 мкм (кривая 4).

При насыщении в течение 20 часов (рис. 2б, кривая 4) значительно изменяется эпюра остаточных напряжений по отношению к необработанному химико-термическому - состоянию (кривая 5). Минимальный уровень остаточных макронапряжений сжатия на поверхности карбонитридного слоя составил $\sigma_{ост} \approx 20 \text{ кг/мм}^2$, а максимальный может достигать $\sim 60...80 \text{ кг/мм}^2$.

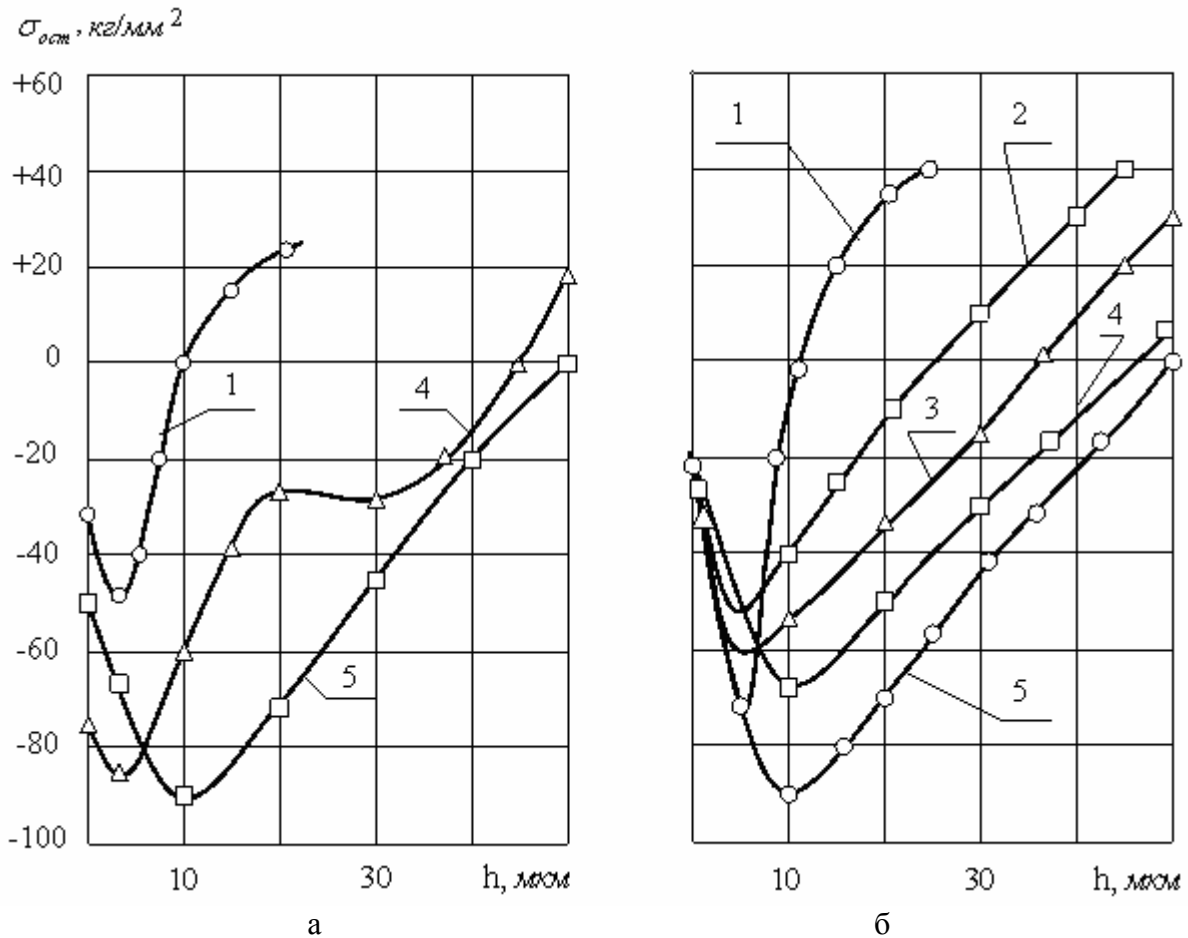


Рис. 2. Характер распределения остаточных напряжений по глубине никотрированного слоя на стали 30XН2МФА: а – при 64 ч; б – при 20 ч. Уровни предварительной деформации: кривая 1 – 0 %; 2 – 10 %; 3 – 30 %; 4 – 60 %; 5 – без никотрирования при $\varepsilon = 40$ %.

Характерно, что большие $\sigma_{ост}$ соответствуют более тонким никотрированным слоям, с возрастанием $h_{сн}$ максимальные макронапряжения сжатия смещаются в глубь от поверхности. При изменении скорости охлаждения $\sigma_{ост}$ уменьшаются. Статическая обработка данных по остаточным макро-

напряжениям показала, что с большей степенью достоверности их уровень по отношению к пределу прочности карбонитридного слоя σ_ϵ можно выразить соотношением:

$$\sigma_{ост} = \sqrt{1 \pm 2n} \cdot \sigma_\epsilon, \quad (1)$$

откуда

$$n = 0,5 \left[1 \mp \left(\frac{\sigma_{ост}}{\sigma_\epsilon} \right)^2 \right] \quad (2)$$

где n – модельный безразмерный параметр, который для всех последующих режимов НХТО - обработки конструкционных сталей изменяется от 0,3 до 0,5 (для случая макронапряжений $\sigma_{ост}^-$ – это соответствует знаку минус в выражениях (1) и (2)) и от 0,5 до 0,68 (для случая макронапряжений $\sigma_{ост}^+$ – это соответствует знаку плюс в указанных формулах).

Для описания макронапряжений в карбонитридных слоях никотрированных сталей предлагается следующая модель (рис. 3), где h_1 и h_2 – толщина карбонитридного слоя и глубина диффузных зон; E_1 и E_2 – модули нормальной упругости; α_1 и α_2 – коэффициенты термического расширения; μ_1 и μ_2 – коэффициенты Пуассона.

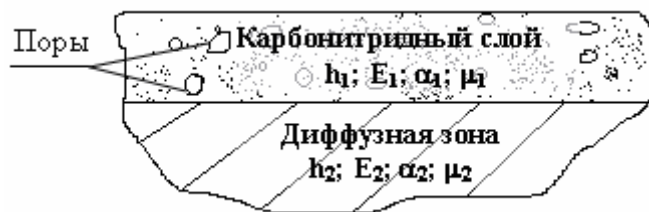


Рис. 3. Структурная модель никотрированного слоя

В рамках описания макронапряжений (исключая фазовые) при термических воздействиях остаточные напряжения $\sigma_{ост}^-$ в карбонитридных слоях моделируем уравнением

$$\sigma_{ост}^- = \frac{E_1(\alpha_2 - \alpha_1)\Delta T}{1 + (h_1/h_2)K^*}, \quad (3)$$

где $\Delta T = T_{ник} - 20^\circ C$ – для температуры никотрирования $T_{ник}$, параметр K^* учитывает упругие свойства карбонитридного слоя диффузных зон E и μ

$$K^* = \frac{3(E_1/E_2)^2 \cdot (E_1/E_2 + 1)}{\frac{E_1}{E_2}(1 - \mu_2) \cdot \left(\frac{E_1}{E_2} + 1\right) + (1 - \mu_1) \cdot \left(\frac{E_1}{E_2} + 1\right) + 3 \frac{E_1}{E_2}}. \quad (4)$$

В табл. 1 представлены выборочные данные для карбонитридного слоя никотрированных конструкционных сталей. При этом принимали следующие величины параметров в уравнениях (3) и (4): $E_1 = 3,20 \cdot 10^{11}$ Па и $E_2 = 2,17 \cdot 10^{11}$ Па; $\alpha_1 = 8,2 \cdot 10^{-6}$ 1/°C и $\alpha_2 = 12 \cdot 10^{-6}$ 1/°C; $\mu_1 = 0,46$ и $\mu_2 = 0,30$. Значения физического фактора K^* , входящего в уравнение (3), приведены в табл. 2.

Таблица 1. Значение остаточных сжимающих макронапряжений $\sigma_{ост}^-$ кг/мм² и параметра макронапряжений n в карбонитридных слоях никотрированных конструкционных сталей

$$\Delta T = 580 - 20 = 560 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Параметры макро-напряжений	Глубина диффузных зон h_2 , мкм									
	2	10	20	30	40	50	100	150	200	300
$h_1 = 2 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$	23,15	49,05	57,02	60,29	62,07	63,19	65,55	66,38	66,8	67,23
n	0,477	0,399	0,363	0,347	0,338	0,332	0,319	0,315	0,312	0,310
$h_1 = 5 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$	23,15	34,55	45,84	51,45	54,8	57,02	62,07	63,96	64,94	65,96
n	477	0,45	0,412	0,389	0,374	0,363	0,338	0,328	0,323	0,317
$h_1 = 10 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$		23,15	34,55	41,34	45,84	49,05	57,02	60,29	62,07	63,96
n		0,455	0,450	0,428	0,412	0,399	0,363	0,347	0,338	0,328
$h_1 = 15 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$		23,15	27,72	34,55	39,4	43,03	52,74	57,02	59,44	62,07
n		0,477	0,468	0,450	0,435	0,422	0,383	0,363	0,351	0,338
$h_1 = 50 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$						23,15	34,55	41,34	45,84	51,45
n						0,477	0,450	0,428	0,412	0,389

$$\Delta T = 640 - 20 = 620 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Параметры макро-напряжений	Глубина диффузных зон h_2 , мкм									
	2	10	20	30	40	50	100	150	200	300
$h_1 = 5 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$	25,63	38,25	50,76	56,96	60,67	63,13	68,72	70,81	71,9	73,03
n	0,472	0,438	0,392	0,363	0,345	0,332	0,301	0,289	0,282	0,267
$h_1 = 10 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$		25,63	38,25	45,77	50,76	54,3	63,13	66,75	68,72	70,81
n		0,472	0,438	0,412	0,392	0,376	0,332	0,312	0,301	0,289
$h_1 = 15 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$		25,63	30,69	38,25	43,63	47,64	58,39	63,13	65,81	68,72
n		0,472	0,460	0,438	0,420	0,404	0,357	0,332	0,318	0,301
$h_1 = 50 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$						25,63	38,25	65,77	50,76	56,96
n						0,672	0,438	0,412	0,392	0,363

$$\Delta T = 700 - 20 = 680 \text{ }^{\circ}\text{C}$$

Параметры макро-напряжений	Глубина диффузных зон $h_2, \text{мкм}$									
	2	10	20	30	40	50	100	150	200	300
$h_1 = 5 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$	28,11	41,96	55,67	62,47	66,54	69,24	75,37	77,66	78,86	80,1
n	0,467	0,426	0,370	0,336	0,314	0,298	0,261	0,246	0,238	0,23
$h_1 = 10 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$		28,11	41,96	50,20	55,67	59,56	69,24	73,21	75,37	77,66
n		0,467	0,426	0,394	0,370	0,351	0,298	0,274	0,261	0,246
$h_1 = 15 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$		28,11	33,66	41,96	47,85	52,25	64,04	69,24	72,18	74,06
n		0,467	0,452	0,426	0,404	0,385	0,327	0,298	0,281	0,261
$h_1 = 50 \text{ мкм}$										
$\sigma_{ост}^-$						28,11	41,96	50,20	55,67	62,47
n						0,467	0,426	0,394	0,370	0,336

Таблица 2. Значение физического фактора K^*

$$\Delta T = 580 - 20 = 560 \text{ }^{\circ}\text{C}$$

$h_1, \text{мкм}$	2,0		5,0		10,0		15,0	
$h_2, \text{мкм}$	2	300	5	300	10	300	15	300
K^*	1,942	0,013	1,942	0,032	1,942	0,065	1,942	0,097
$h_1, \text{мкм}$	20,0		30,0		40,0		50,0	
$h_2, \text{мкм}$	20	300	30	300	40	300	50	300
K^*	1,942	0,129	1,942	0,194	1,942	0,259	1,942	0,324

$$\Delta T = 640 - 20 = 620 \text{ }^{\circ}\text{C}$$

$h_1, \text{мкм}$	2,0		5,0		10,0		15,0	
$h_2, \text{мкм}$	2	300	5	300	10	300	15	300
K^*	1,942	0,013	1,942	0,032	1,942	0,065	1,942	0,097
$h_1, \text{мкм}$	20,0		30,0		40,0		50,0	
$h_2, \text{мкм}$	20	300	30	300	40	300	50	300
K^*	1,942	0,129	1,942	0,194	1,942	0,259	1,942	0,324

$$\Delta T = 700 - 20 = 680 \text{ }^{\circ}\text{C}$$

$h_1, \text{мкм}$	2,0		5,0		10,0		15,0	
$h_2, \text{мкм}$	2	300	5	300	10	300	15	300
K^*	1,942	0,013	1,942	0,032	1,942	0,065	1,942	0,097
$h_1, \text{мкм}$	20,0		30,0		40,0		50,0	
$h_2, \text{мкм}$	20	300	30	300	40	300	50	300
K^*	1,942	0,129	1,942	0,194	1,942	0,259	1,942	0,324

Характер зависимости модельных макронапряжений сжатия $\sigma_{ост}^-$ от толщины карбонитридного слоя h_1 представлен на рис. 4. С утончением слоя величина макронапряжений возрастает, причем повышение глубины диффузных зон и температуры нитрирования усиливает этот эффект.

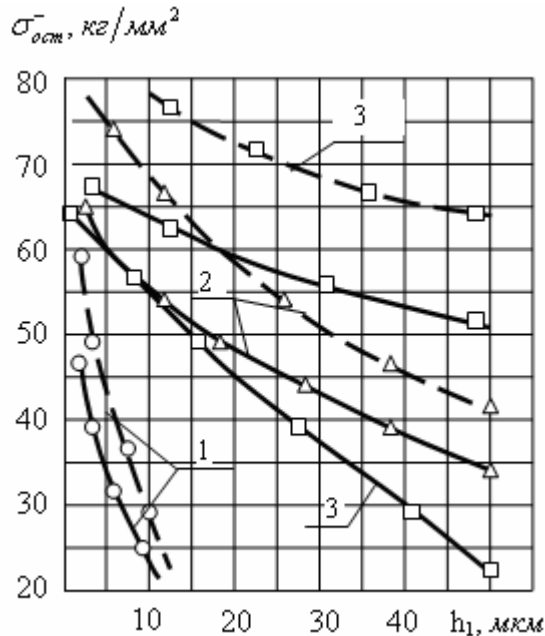


Рис. 4. Характер изменения макронапряжений $\sigma_{ост}^-$ по толщине карбонитридного слоя при глубине диффузных зон h_2 : кривая 1 — 10 мкм; 2 — 20 мкм; 3 — 30 мкм. Сплошные линии — температура нитрирования 580 °C; пунктирные — 700 °C

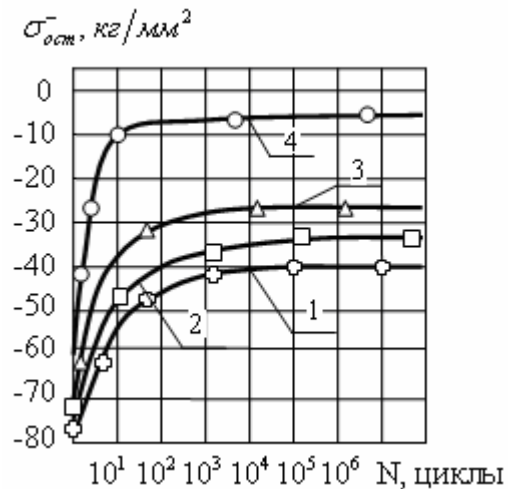


Рис. 5. Релаксация остаточных макронапряжений сжатия $\sigma_{ост}^-$ при усталостном нагружении изгибом в зависимости от числа циклов N . Кривая 1 — амплитуда внешних напряжений $\sigma_a = 50$ кг/мм²; 2 — 55 кг/мм²; 3 — 60 кг/мм²; 4 — 70 кг/мм²

Весьма нетривиальными являются результаты о влиянии процесса циклических изгибных деформаций нитрированных сталей на остаточные макронапряжения сжатия. Как видно из рис. 5 напряжения $\sigma_{ост}^-$ в карбонитридном слое при остаточном нагружении нитрированных образцов релаксируются, причем с повышением амплитуды внешних напряжений σ_a степень релаксации может снижаться до 8 раз (при $\sigma_a = 70$ кг/мм²).

Библиографический список

1. Власов, В.М. Работоспособность высокопрочных термодиффузионных покрытий в узлах трения машин / В.М. Власов, Л.М. Нечаев. Тула: Приокс. книжн. изд-во, 1994. 237 с.
2. Нечаев, Л.М. Анализ эпюр макронапряжений в поверхностных слоях сталей после проведения борирования / Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, И.Ю. Канунникова // Фундаментальные исследования. 2009. № 1.
3. Нечаев, Л.М. Определение параметров трещиностойкости нитрированных сталей / Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, И.С. Иванькин // Современные наукоемкие технологии. 2007. № 5.

УДК 621.726

М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер
Уфимский государственный авиационный технический университет

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ ЛЕГИРОВАННЫХ КАРБИДОМ ТИТАНА

В настоящее время лезвийная обработка резанием требует более полного использования последних достижений в трибологии. Термодинамические подходы к анализу контактных явлений при трении и износе в последние годы отражены в трудах по трибологии [1-3]. Трибосистема рассматривается как открытая термодинамическая система и описывается первым и вторым принципами термодинамики. Процессы разрушения и отделения частиц износа возникают и развиваются в результате увеличения (активации) и уменьшения (пассивации) энергии поверхности. Высвобождение тепла обуславливает термическую активацию процессов при трении. Величина изменения внутренней энергии играет основную роль в контактных процессах в зоне резания, определяет механизм развития новых фаз и структур, контролирует величину и тип их деформации и последующее разрушение. Активация приводит поверхностные слои в неравновесное состояние. Таким образом, за активацией следует пассивация с последующим взаимодействием с окружающей средой и образованием защитных структур. Самоорганизация во время трения сопровождается уменьшением эффективного объема материалов, в которых все виды взаимодействия имеют место, в том числе и локализация взаимодействий в тонких слоях на поверхности. Этот процесс происходит с максимальным расходом энергии, вплоть до разрушения. Одновременно самовосстанавливающиеся тонкие пленки появляются на трущихся поверхностях и их свойства существенно отличаются [3].

Значение применения этого явления в технике и технологии неоспоримо. Уже в настоящее время можно говорить о перспективных разработках материалов нового поколения. В инструментальном производстве произойдет переход к материалам с программируемыми свойствами самоорганизации. Такие материалы, по прогнозам, будут иметь существенное значение в будущем. Можно предположить, что основную концепцию конструирования трибосопряжений обеспечат самоорганизующиеся износостойкие материалы. Основное отличие таких материалов от традиционных состоит в их активной адаптации к внешним физическим воздействиям. Фазовые и структурные превращения с образованием устойчивых слоев, которые эффективно защищают контактирующие поверхности инструментов, возникают в этих материалах в зоне резания. Эти фазы обладают

хорошими термическими свойствами, высокой прочностью и обеспечивают низкие коэффициенты трения. Легирование самоорганизующихся материалов должно способствовать развитию этих явлений. В этом случае появляется возможность направленного воздействия на трение и способствовать максимальному увеличению износостойкости трибосистемы [4, 5].

В данной статье приведены результаты исследования износостойкости и триботехнических характеристик при изменении состава и атомной структуры поверхностного слоя материала при резании металлов. В качестве исследуемых материалов были выбраны: быстрорежущие стали (P6M5, P12M3Ф2K5) и порошковые спеченные сплавы на основе быстрорежущих кобальтовых сталей с добавлением 20 % карбида титана. Их состав и свойства приведены в таблице 1. Технология производства спеченных порошковых материалов включает в себя: смешивание порошковых материалов, их спекание и горячую штамповку выдавливанием.

Таблица 1. Химический состав исследуемых инструментальных материалов

Материал	ГОСТ	AISI	Химический состав (%)						
			C	W	Mo	Cr	V	Co	Ti
P6M5	19265-73	M2	0,8–0,88	5,0–5,5	5,0–5,5	3,8–4,2	1,7–2,1	–	–
P12M3Ф2K5	–	~T15	1,05–1,15	11,5–12,5	2,5–3,0	3,9–4,3	1,8–2,3	5,0–5,5	–
Карбидо-сталь	–	–	4,5–5,0	4,8–5,8	3,8–4,3	3,0–7,5	1,3–1,8	3,8–4,3	15,0–17,0

Исследования износостойкости режущего инструмента проводились при обработке точением углеродистой стали 45 четырехгранными быстрорезными инструментальными пластинами (с размерами 12x12 мм). Режимы резания приведены в табл. 2.

Таблица 2. Режимы резания

Обрабатываемый материал	НВ	Скорость резания, м/мин	Глубина, мм	Подача, мм/об
Сталь 45	180–200	70–55	0,5	0,28

Исследование микроструктуры поверхности инструмента выполнялось с помощью сканирующей электронной микроскопии и локального рентгеновского спектрального анализа на микроскопе JSM – U3, оборудованном рентгеновским спектрометром для рассеивания волн на основе двух кристаллов при ускоряющем напряжении в 20 кВ.

Результаты испытаний на износостойкость приведены на рис. 1. Из рисунка видно, что износ инструментов по задней поверхности из обычных быстрорежущих сталей значительно (в 2,0 – 3,5 раза) больше износа инструмента из спеченного порошкового материала. Такие результаты по-

лучились в основном за счет снижения интенсивности изнашивания и расширения зоны нормального износа.

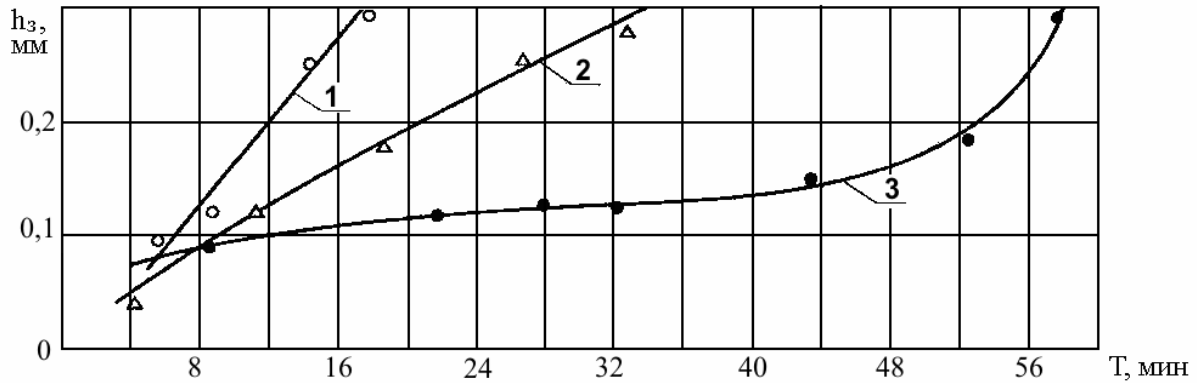


Рис. 1. Зависимость износа по задней поверхности от периода стойкости инструмента при точении стали 45: 1 – P6M5; 2 – P12M3Ф2K5; 3 – P6M5 + 20% TiC

В зоне нормального износа уровень интенсивности изнашивания инструмента из спеченного порошкового материала гораздо ниже, чем для быстрорежущей стали (рис. 1, кривая 3). Электронная микроскопия поверхности образцов, изготовленных из различных материалов, не показала качественных изменений в механизме износа. Резание с наростообразованием типично для инструментов из всех исследуемых материалов, причем наростообразование достаточно стабильное во всех случаях. Хотя величины твердости и теплостойкости быстрорежущей стали P12M3Ф2K5 и спеченного порошкового материала (карбидосталь) довольно близки (табл. 3), износостойкость последнего значительно выше. Различие в интенсивности изнашивания, можно объяснить процессами на поверхности инструмента. По нашему мнению, более низкая интенсивность износа инструментов из спеченных порошковых материалов может быть связана с присутствием карбида титана в их структуре и, в значительной степени, с образованием соединений, содержащих кислород (кислородосодержащих соединений) при резании.

Таблица 3. Свойства исследуемых материалов

Исследуемый материал	Режимы спекания			Физико-механические свойства		
	Температура затвердевания, °C	Температура прессования, °C	Твердость после спекания, HRC	Прочность, МПа	Теплопроводность, кДж/м ²	Термостойкость, °C
P6M5	1220	560	63–65	3200	400	610
P12M3Ф2K5	1240	560	67–68	2400	220	645
Карбидосталь	1210	560	69–70	2000	80	655

Действительно, при исследовании методом электронной микроскопии (STMS) в фазовом составе поверхности инструмента и в лунке под индентором было обнаружено образование кислородосодержащих фаз. Данные, приведенные на рис. 2а, показывают, что преобразование карбида титана в кислородосодержащую фазу происходит уже на начальной стадии износа (в зоне приработочного износа). В процессе дальнейшего резания увеличивается образование оксида титана на контактных поверхностях (рис. 2б и 2в). Этот процесс сопровождается стабилизацией интенсивности износа (рис. 1, 2б, 2в) с уменьшением его величины и расширением зоны нормального износа. Очевидно, это определяется явлением самоорганизации, которое связано с возникновением при трении вторичных структур в виде титан - кислородосодержащих соединений, играющих роль твердой смазки, устойчивых при резании [5]. Как показали результаты исследования, тонкие поверхностные пленки типа TiO эффективно защищают поверхностный слой от дальнейшего износа и стабилизируют процесс износа.

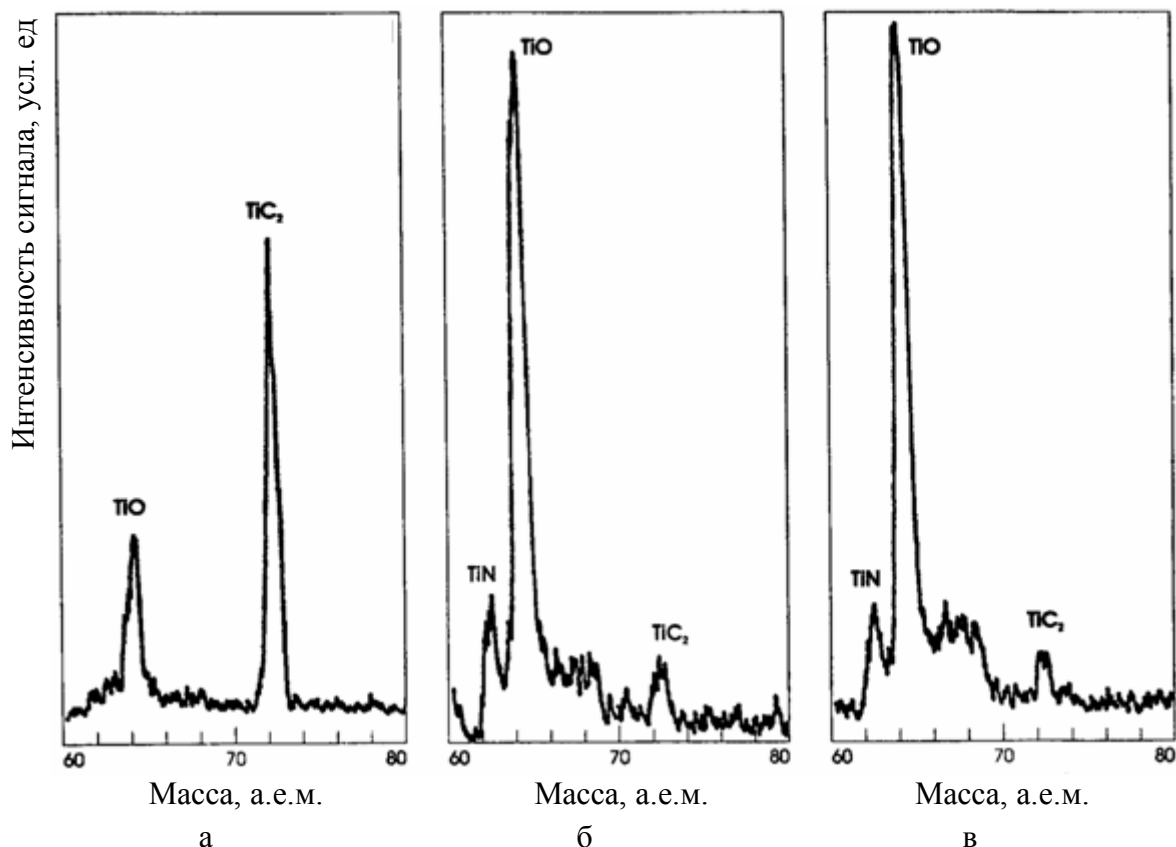


Рис. 2. Спектры вторичной массы поверхности инструмента из спеченного порошкового материала в зависимости от времени резания:
а – после 4 мин.; б – после 20 мин.; в – после 24 мин

Наблюдаемые изменения в химическом составе приповерхностного слоя инструмента связана с тем фактом, что при высоких температурах (свыше

450 °С), карбид титана метастабилен (неустойчив) и имеет тенденцию разрушаться. Вследствие ярко выраженного химического родства с кислородом титан поглощает его из окружающей среды и образует тонкие пленки из кислородосодержащих соединений, при этом углерод наряду с азотом диффундируют из поверхности режущего инструмента в стружку [5].

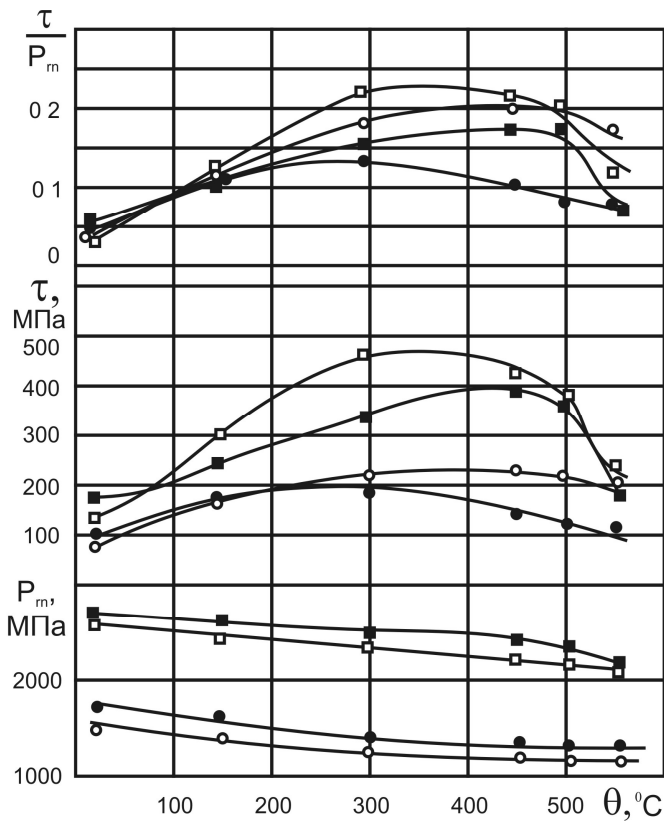


Рис. 3. Влияние температуры на триботехнические свойства материалов: ● ■ – P6M5 + 20%TiC; ○ ● – Сталь 45 (HB 180...200); ○ □ – P6M5; □ ■ – Сталь 45 (HRC 30..32)

соких температурах разница между ними начинает увеличиваться. При температуре около 300 °С адгезия на фрикционной контактной поверхности максимальная. Но фрикционные параметры у спеченных порошковых материалов значительно ниже, чем у обычных быстрорежущих сталей. Это явление, несомненно, связано с окисляемостью карбида титана и с образованием кислородосодержащих соединений на поверхности.

Таким образом, полученные результаты показывают, что легирование спеченной порошковой быстрорежущей стали карбидом титана (TiC) значительно влияет на износостойкость инструмента, особенно, если в процессе резания происходит интенсивное преобразование этих соединений в устойчивые кислородосодержащие фазы, которые эффективно защищают

Вышеуказанные данные подтверждаются результатами триботехнических испытаний инденторов, изготовленных из быстрорежущей стали и спеченных порошковых материалов. Результаты испытаний, приведенные на рис. 3, показывают, что по мере повышения температуры фрикционные параметры контакта «инструмент – деталь» изменяются немонотонно. В диапазоне температур 150 – 400 °С увеличение параметров фрикционного контакта связано с интенсификацией адгезионного взаимодействия на контактных поверхностях. Однако, если при температурах до 200 °С величины фрикционных параметров практически одинаковы для всех исследуемых материалов, то при более вы-

контактные поверхности от схватывания (адгезии) при резании. Принимая во внимание сказанное, можно рекомендовать широкое применение в металлообработке материалов с высокой износостойкостью (коронитов, карбидосталей и т.д.).

Библиографический список

1. Бершадский, Л.И. Самоорганизация и надежность трибосистем / Л.И. Бершадский. Киев: Знание, 1981. 35 с.
2. Польцер, Г. Внешнее трение твердых тел, диссипативные структуры и самоорганизация / Г. Польцер, В. Эбиленг, А. Фирковский // Трение и износ. 1988. Т. 9. № 1. С.12.
3. Fox – Rabinovich, G.S. Characteristic features of alloying HSS – based deformed compound powder materials with consideration for tool self – organization at cutting / G.S. Fox – Rabinovich and other // Wear. 206. 1997. P. 214.
4. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел / Л.Ш. Шустер. Уфа: Гилем, 1999. 199 с.
5. Мигранов, М.Ш. Интенсификация процесса металлообработки на основе использования эффекта самоорганизации при трении / М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер. М.: Машиностроение, 2005. 202 с.

УДК 621.726

М.Ш. Мигранов

Уфимский государственный авиационный технический университет

ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЛЕГИРОВАННЫХ СПЕЧЕННЫХ ПОРОШКОВЫХ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Для выпуска конкурентоспособной продукции необходимо проведение комплекса мероприятий по совершенствованию технологических операций, где наиболее слабым звеном технологической цепочки является режущий инструмент, существенно сдерживающий производительность обработки при наличии высокоскоростного оборудования.

Исследования износа инструментов из спеченных гетерогенных порошковых материалов на основе быстрорежущей стали с добавлением соединений с высокой точкой плавления показали, что эти материалы являются самоорганизующимися. Они способны образовывать во время работы устойчивые высокопрочные вторичные структуры, которые эффективно защищают трущуюся поверхность инструмента от повреждения [1].

Принимая во внимание термодинамические концепции, можно разделить весь спектр процессов, имеющих место при трении и резании, на 2 группы: первая – это нормальное трение (зоны прирабочного и утано-

вившегося) и вторая – это катастрофическое трение, уязвимое по повреждениям. При этом самоорганизация во время износа происходит благодаря способности трибопары организовывать спонтанно устойчивые упорядоченные рассеивающиеся структуры, которые защищают основной материал трибопары от непосредственного контакта и разрушения. Защитные вторичные структуры представляют собой тонкие пленки на поверхности трения, которые создаются в условиях высокой деформации при температурах нагревания, вызывающих диффузию, при адсорбции, а также при различных реакциях разложения и ассимиляции.

Данное исследование выполнялось на спеченных порошковых инструментальных материалах (СПИМ), состав и свойства которых приведены в табл. 1, 2. Характерные особенности трения исследуемых материалов были определены с помощью методов, описанных в работах [2]. Износостойкость материалов исследовалась при точении стали 40Х резцами с быстросменными пластинами.

Таблица 1. Состав исследуемых материалов

Исследуемый материал	Фазовый состав сплава		
	Твердая фаза		Основа
	Состав	Содержание в %	
СПИМ с 20% TiC	TiC	20	P6M5K5
СПИМ с TiCN	TiCN	20	
СПИМ с TiCN и BN	TiCN BN	20 2	

Таблица 2. Свойства исследуемых инструментальных материалов

Материалы	Термообработка		Физико – механические свойства			
	Температура закалки, °C	Температура отпуска, °C	Твердость, HRC	Прочность на изгиб, МПа	Ударная вязкость, кДж/м ²	Термостабильность, °C
Б/режущая сталь + 20% TiC	1210	~550	89	2100	80	655
Б/режущая сталь + 20% TiCN	1210	~550	88	2200	110	640 - 650
Б/режущая сталь + 20% TiC + 2% BN	1210	~550	88	–	–	–

Химический состав вторичных фаз, появляющихся во время работы инструмента из спеченного составного порошкового материала исследовался с помощью Оже – электронной спектроскопии (ОЭС) и вторично - ионной масс – спектрометрии (ВИМС). Это осуществлялось с помощью ионного анализатора SQ 300. Скорость ионного травления составляла по-

рядка 0,2 монослоя в мин; анализ проводился в статическом режиме. Были исследованы косые шлифы с углом в 5° к верхней стороне режущей пластины.

В целом, можно предположить следующий физический механизм процессов. В зоне контакта «инструмент-деталь» появляются градиенты температуры и напряжения, локализованные в слоях ниже поверхности. При пластической деформации высокой степени и температурах, достигающих 650°C , возникают различные процессы, которые изменяют химические и фазовые составы СПИМ в этих микрообъемах. К их числу относятся: поглощение кислорода, разложение карбидов из титана и бора, а также нитридов, которые являются неустойчивыми при такой температуре, хемосорбцию кислорода, диффузию освобождаемых С и N из инструмента в стружку.

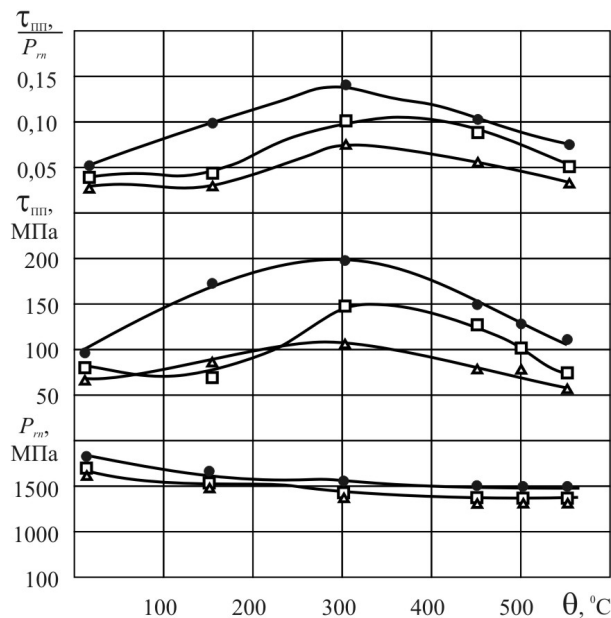


Рис. 1. Зависимость трибологических параметров исследуемых материалов пар трения от рабочей температуры: ● – P6M5K5 + 20% TiC; □ – P6M5K5 + 15% TiC + 5% Al₂O₃; Δ – P6M5K5 + 20% TiCN

анализируемого класса, которые имеют ограниченную теплостойкость и как следствие низкий диапазон возможных скоростей резания. Порошковые сплавы на основе окисей известны, но они нуждаются в оптимизации относительно требуемых механических и технологических свойств материалов.

Результаты трибологических исследований показали, что если в базовой быстрорежущей стали частично заменить карбид титана на одну из наиболее устойчивых при резании фаз - окись алюминия, то достигается уменьшение адгезионного составляющего коэффициента трения (рис. 1), что ведет к соответствующему увеличению износостойкости инструмента при резании (рис. 2). Наличие Al₂O₃ уменьшает коэффициент трения, что имеет значение не только для увеличения износостойкости, но также и для уменьшения температуры на поверхности инструмента. Это важно для материалов

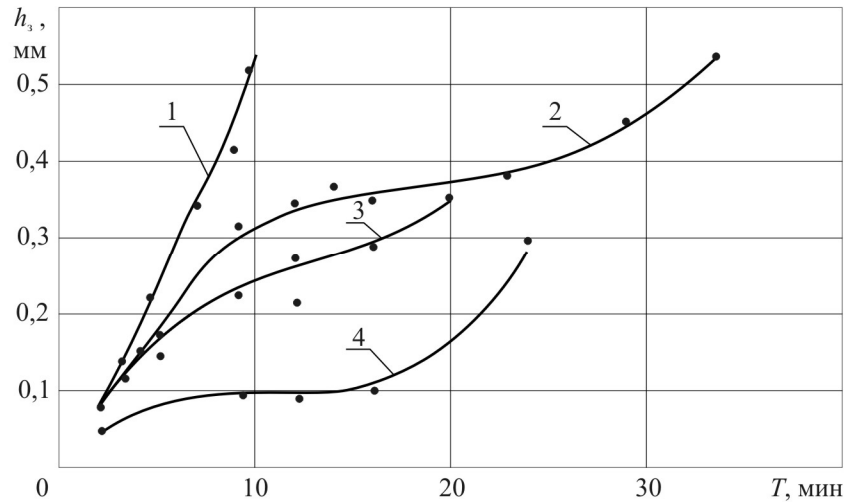


Рис. 2. Влияние времени обработки на износ режущего инструмента по задней поверхности: 1 – P6M5K5 + 20% TiC; 2 – P6M5K5 + 20% TiC + 2% BN; 3 – P6M5K5 + 15% TiC + 5% Al₂O₃; 4 – P6M5K5 + 20% TiCN

Анализ вторично - ионной масс - спектрометрии показал, что в спеченных порошковых инструментальных материалах (СПИМ) с добавлением нитрида бора на поверхности кратера износа создаются при резании кислородосодержащие соединения. При этом происходят различные и одновременно протекающие реакции BC -, BN -, TiC - распада, а также BO -, TiO -, TiBN - ассимиляции. В объемах, наиболее близких к поверхности инструмента по сравнению с более глубокими (соответственно 0,15 мкм и 0,6 мкм), наблюдается рост интенсивности пиков O⁻, BO⁺, TiO⁺ и их снижение BN⁻, BC⁺ и TiC₂⁺, а также появляются слабые пики TiBN и TiBO.

На поверхности инструментов из порошковых материалов, включая материал с добавлением BN, появляются вторичные структуры, возникающие в виде простых и сложных кислородосодержащих фаз, имеющих аморфную структуру. Легирование с добавлением BN способствует возникновению сложных соединений (TiB)_xO_y - типа, которые появляются на поверхности инструмента наряду с более простыми соединениями TiO - типа. Аморфизация вторичных структур зависит от состава СПИМ и усиливается при сплавлении с BN. Можно видеть, что износостойкость такого материала увеличивается в 1,8 раза по сравнению с СПИМ базового состава с 20 % TiC (сравните 1 и 2 на рис.2).

Воздействие на трение для режущих инструментов из СПИМ с присадкой нитрида бора проявляется не только образованием более устойчивых вторичных структур, но также в изменениях характера трения. Установлено, что, когда резание выполняется инструментом из обычной быстрорежущей стали, на поверхности образуются вторичные структуры вто-

рого типа. При резании быстрорежущей сталью с добавлением карбидов или карбонитридов образуются аморфноподобные структуры первого типа. Дополнительное сплавление VN усиливает эффект аморфизации, что ведет к более полной самоорганизации инструмента. Это сопровождается переходом к трению с меньшим усилием и нагреванием, что приводит к уменьшению износа и изменению формы кривой износа. Такой тип воздействия на трение в инструментах с высокой нагрузкой осуществляется при соблюдении определенных условий.

На основе полученных результатов установлено, что для повышения износостойкости режущего инструмента на основе быстрорежущей стали целесообразно осуществлять дополнительное легирование СПИМ с помощью следующих 2-х способов: легирование с помощью соединения, во-первых, которое позволяет достичь значительного уменьшения коэффициента трения при рабочих температурах и во-вторых, вызывают преобразования состава вторичных структур и повышение коэффициента упрочнения. Одновременное применение обоих методов легирования рассматривается как особенно перспективное. Оно дает возможность достичь максимального воздействия на трение при резании и достичь наилучших результатов. Это подтверждается результатами, полученными в результате исследования износа инструментов, изготовленных из СПИМ на основе быстрорежущей стали с карбонитридами. Следует упомянуть, что рассматриваемые материалы имеют преимущество в износостойкости не только над обычной быстрорежущей сталью, но также над более дорогими спеченными карбидами.

Библиографический список

1. Fox – Rabinovich, G.S. Characteristic features of alloying HSS – based deformed compound powder materials with consideration for tool self – organization at cutting / G.S. Fox – Rabinovich and other // Wear. 206. 1997. P. 214.
2. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел / Л.Ш. Шустер. Уфа: Гилем, 1999. 199 с.
3. Мигранов, М.Ш. Интенсификация процесса металлообработки на основе использования эффекта самоорганизации при трении / М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер. М.: Машиностроение, 2005. 202 с.

УДК 621.82

М.М. Матлин, А.А. Стариков
Волгоградский государственный технический университет

РАСЧЕТ РЕСУРСА НЕСТАНДАРТНЫХ ШАРИКОВЫХ ПОДШИПНИКОВ

При рассмотрении вопросов долговечности и ресурса подшипников качения, как отмечалось ранее [1], основной причиной их выхода из строя является контактная выкрашивание, обуславливаемое множеством факторов: превышением расчетных нагрузок, повреждениями колец при монтаже, несоответствием действующих режимов эксплуатации смазочного материала или его загрязнением, перекосами колец подшипника и т.д.

Выбирая стандартную конструкцию подшипникового узла, инженеры имеют полный перечень необходимых данных: ГОСТы, отечественные и зарубежные каталоги, наконец, многолетний опыт эксплуатации в различных условиях. При работе с нестандартной конструкцией подшипникового узла, существующие методики и каталоги подшипников могут не соответствовать заданным требованиям, и прежде всего рассчитанному ресурсу, что приведет к преждевременному выходу узла из строя.

Целью настоящей работы является уточнение существующей методики определения динамической грузоподъемности шариковых подшипников качения и расширение границ ее применения для возможности определения ресурса нестандартных подшипников, под которыми понимаются, подшипники, у которых геометрические размеры, форма контактных поверхностей, материал деталей и их твердость отличаются от предусмотренных для стандартных [2].

Основой исследований служит кривая контактной усталости, построенная в двойных логарифмических координатах, подробно описанная в предыдущей статье [1]. Для удобства, вновь приведем график качественной зависимости в настоящей работе на рисунке 1. Количественно же эта кривая строится на основе специальных экспериментальных исследований.

При определении ресурса шариковых подшипников качения следует отметить два фактора.

Во-первых, известна устойчивая зависимость предела контактной усталости от твердости. Это подтверждается работами зарубежных и отечественных ученых [3, 4, 5].

Во-вторых, в стандартных шариковых радиальных подшипниках границы площадки контакта имеют форму эллипса, изогнутого по желобу дорожки качения кольца. Для этого случая показано [6], что предел контактной усталости более чувствителен к изменению твердости, чем в системе

соприкасающихся тел с поверхностями давления в виде круга. Таким образом на контактную усталость оказывает влияние не только твердость, но и геометрические параметры контактирующих поверхностей.

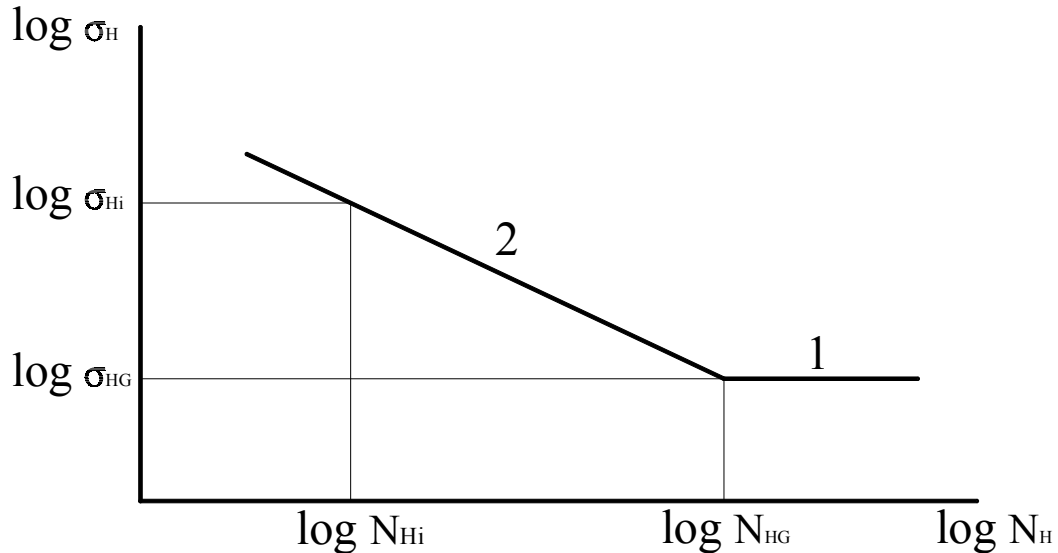


Рис. 1. График зависимости (кривая усталости) контактных напряжений σ_H , при которых начинается контактное выкрашивание, от числа циклов N_H нагружений

Второй участок кривой усталости (см. рис. 1) хорошо описывается степенной функцией (2):

$$N_{Hi} \sigma_{Hi}^m = N_{HG} \sigma_{HG}^m, \quad (1)$$

где N_{Hi} – действительное число циклов нагружения; σ_{Hi} – действительно контактное напряжение, определяемое по формуле Герца; N_{HG} – базовое число циклов; σ_{HG} – базовый предел контактной усталости; m – показатель степени кривой контактной усталости.

При контакте шарика с дорожкой качения подшипника опасные напряжения определяются по известной формуле Герца [7] для первоначально-точечного контакта

$$\sigma_{Hi} = \frac{n_\sigma}{\pi} \sqrt[3]{\frac{3C' \Sigma \rho^2}{2\eta^2}}, \quad (2)$$

где C' – максимальная нагрузка на один шарик; η – коэффициент, учитывающий упругие характеристики материала контактирующих поверхностей деталей [7]; $\Sigma \rho$ – сумма главных кривизн контактирующих поверхностей, определяемая по формуле

$$\Sigma \rho = \frac{4}{D_w} \pm \frac{1}{R_{1,1(2,1)}} - \frac{1}{R_{1,2(2,2)}},$$

где D_w – диаметр шарика; $R_{i,j}$ – радиус кривизны дорожки качения кольца подшипника в сечениях двумя плоскостями главных кривизн. Индекс i относится к одному из колец (1 – первое (наружное) кольцо, 2 – второе (внутреннее) кольцо). Индекс j относится к одной из двух плоскости главных кривизн; знаки «+» и «-» относятся соответственно к случаям контакта шарика с дорожкой качения кольца подшипника, в сечение ограниченном выпуклым (внутренне кольцо) или вогнутым (наружное кольцо) контуром.

Действительное число циклов нагружения определяется из геометрических соотношений по следующей формуле

$$N_H = 0,5Lz \left(1 \mp \frac{D_w}{d_m} \right),$$

где L – расчетный ресурс (долговечность) подшипника; z – количество шариков; d_m – диаметр окружности проходящий через центры шариков. Знак «-» принимается при неподвижном наружном кольце, знак «+» – при неподвижном внутреннем кольце подшипника.

При заданном базовом числе циклов $N_{HG} = 10^7$ определяют ограниченный предел контактной выносливости

$$\sigma_{HG} = f(HD; v_1 v_2),$$

где HD – пластическая твердость [8, 9]; $v_1 v_2 = f(b/a)$ – характеристика, зависящая от отношения меньшей полуоси к большей площадки контакта шарика с дорожкой качения кольца подшипника.

Следует отметить, что показатель степени кривой контактной усталости не является константой (как сказано, например, в работе [10]), а в общем случае зависит от геометрических параметров контактирующих поверхностей, или, как обозначено выше – от отношения меньшей полуоси к большей площадки контакта шарика с дорожкой качения кольца подшипника. Этот факт также подтверждается экспериментальными работами [6, 11].

Таким образом, подставляя указанные величины в формулу (1) и решая поставленную задачу для конкретных подшипников (радиальных, упорных, радиально-упорных) получим удовлетворительное совпадение значений реальных напряжений σ , следовательно, динамической грузоподъемности) с экспериментальными значениями. На рис. 2 кружками [11] и ромбиками [6] отмечены экспериментальные значения, треугольниками – расчетные значения различных типов шариковых подшипников (при расчетном ресурсе (долговечности), равном 1 млн. оборотов), линиями – аппроксимирующие кривые, построенные в соответствии с анализируемой методикой.

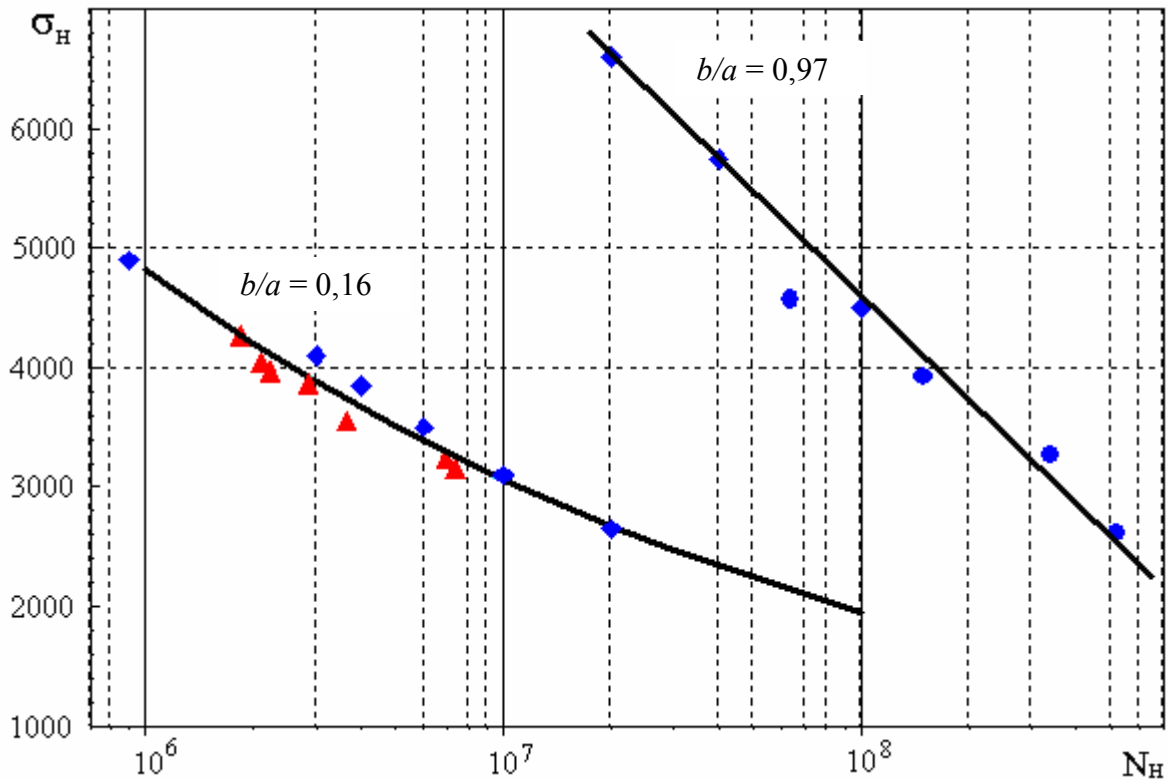


Рис. 2. Сравнение экспериментальных данных с расчетными для шариковых подшипников качения

Соответственно, выражение расчетного ресурса (долговечности) шарикового подшипника качения можно записать как функцию от переменных следующим образом

$$L = f(\sigma_{HG}; HD; \Sigma\rho; \eta; b/a).$$

Таким образом, решая указанную функцию можно предложить новую методику по расчету долговечности (прямая задача) или динамической грузоподъемности (обратная задача) шариковых подшипников качения, которая бы учитывала следующие параметры: предел контактной усталости, пластическую твердость, упругие характеристики и геометрические параметры контактирующих тел.

Библиографический список

1. Матлин, М.М. Уточненная методика определения ресурса роликовых подшипников / М.М. Матлин, А.А. Стариков // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. науч. тр. Тверь: ТГТУ, 2009. Вып. 2. С. 36-39.
2. ГОСТ 18855-94 Подшипники качения. Динамическая грузоподъемность и расчетный ресурс (долговечность). М.: Изд-во стандартов, 1996. 29 с.
3. Фирсов, В.Т. Прогнозирование контактно-усталостной прочности сталей различной твердости / В.Т. Фирсов, А.В. Ширяев // Вестник машиностроения. 1989. № 5. С. 14-15.

4. Черменский, О.Н. Работоспособность подшипников при различной твердости и наличии контактного трения / О.Н. Черменский, В.М. Нестеров // Вестник машиностроения. 2004. № 8. С. 32-36.
5. Schlicht, H. Усталостные явления в подшипниках качения / Schlicht, H., Schreiber E., Zwirlein O // Ermüdung bei Walzlagern und ihre Beeinflussung durch Werkstoffeigenschaften Antriebstechnik. 1987. № 10. С. 49-54, 9.
6. Сахонько, И.М. Контактная выносливость закаленной стали в зависимости от геометрических параметров соприкасающихся тел / И.М. Сахонько // Контактная прочность машиностроительных материалов. М.: Наука. 1964. С. 52-59.
7. Расчеты на прочность в машиностроении. В 3 т. Т. 2 / С.Д. Пономарев, В.Л. Бидерман, К.К. Лихарев [и др.]. М.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы. 1958. 655 с.
8. ГОСТ 18835-73. Металлы. Метод измерения пластической твердости. М.: Изд-во стандартов, 1974. 15 с.
9. Дрозд, М.С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М.С. Дрозд, М.М. Матлин, Ю.И. Сидякин. М.: Машиностроение, 1986. 224 с.
10. Биргер, И.А. Расчеты на прочность деталей машин: Справочник / И.А. Биргер, Б.Ф. Шорр, Г.Б. Иосилевич. М.: Машиностроение, 1993. 640 с.
11. Черменский, О.Н. Контактная прочность и долговечность подшипников качения / О.Н. Черменский // Справочник. Инженерный журнал. Приложение. 2008. № 6.

УДК 621.891

О.В. Сутягин, В.А. Тихомиров, П.А. Зуев, Е.В. Кортес Соболева
ООО Лаборатория исследований в механике и триботехнике,
ООО Тверская Строительно Дорожная Корпорация

ОЦЕНКА ИЗНОСОСТОЙКОСТИ КРАСОК ДЛЯ РАЗМЕТКИ АВТОМОБИЛЬНЫХ ДОРОГ

На территории нашей страны ежегодно производится горизонтальная разметка более 500 тысяч километров автомобильных дорог. Срок службы дорожной разметки краской, как правило, не превышает 6 месяцев, а средняя стоимость работ составляет более семидесяти рублей за квадратный метр. Очевидно, что повышение срока службы дорожной разметки не только даст экономию бюджетных средств выделяемых на эти цели, но и повысит безопасность движения на дорогах.

Срок службы дорожной разметки зависит от соблюдения технологии при её нанесении, интенсивности движения на участке дороги и его траектории, а также материала разметки (краска, пластик) и его свойств. При этом в процессе эксплуатации имеет место в основном абразивный износ материала дорожной разметки слоем «третьего тела» состоящего из частиц грунта, осадков и прочих загрязнений. В контакте колесо автомобиля - «третье тело» - дорожная разметка реализуются следующие режимы тре-

ния: скорость – до 100 км/ч (28 м/с), давление – до 10 атм. (1 МПа), температура от -40 до +80 °С, кинематика движения колеса от качения до скольжения, а абразивные частицы, при взаимодействии с покрытием разметки, могут находиться как в свободном, так и в закреплённом состоянии. В рамках данной статьи рассмотрим в качестве материала разметки краску. Отметим, что в настоящее время в России и зарубежом производится более сорока марок красок для дорожной разметки отличающихся как по цене, так и по свойствам. Ещё большее количество составов красок запатентовано и находятся в стадиях разработки. Очевидно, что в связи с таким разнообразием красок для разметки автомобильных дорог оценка их износостойкости является весьма актуальной задачей.

Рассмотрим существующие методы испытаний лакокрасочных материалов на абразивный износ, оборудование для их реализации и достоверность получаемых с их использованием результатов для оценки износостойкости красок для разметки автомобильных дорог.

Отечественные стандарты для испытания лакокрасочных материалов и покрытий на абразивный износ предлагают по ГОСТ 20811-75 два метода:

- метод А – определение прочности покрытия к истиранию падающим кварцевым песком;

- метод Б – определение прочности покрытия к истиранию при трении шлифовальной шкуркой.

Сущность первого метода заключается в определении массы кварцевого песка, необходимого для разрушения покрытия до подложки при падении на него струи песка на устройстве ИПП-1, а сущность второго метода в определении потери массы лакокрасочного покрытия в граммах в результате истирания поверхности покрытия движущейся лентой шлифовальной шкурки при заданной нагрузке на образец на устройстве УИЛ-2. Не останавливаясь на деталях указанных методик, перечислим основные причины невозможности получения, с их использованием, достоверных результатов по оценке износостойкости красок для разметки автомобильных дорог.

Метод А ограничен применительно к краскам для разметки дорог, т.к. износ не закреплённым абразивом не является основным при разрушении материала дорожной разметки, режимы трения, имеющие место при эксплуатации покрытия дорожной разметки, не могут быть реализованы на устройстве типа ИПП-1, результаты испытаний представляются в виде прочности покрытия к истиранию, определяемой отношением массы песка, израсходованного на истирание к толщине покрытия, а не интенсивностью изнашивания материала покрытия (величиной более удобной для анализа и рекомендованной ГОСТ 30480-97). Кроме того, результаты статистически не обрабатываются.

Метод Б также не подходит для испытания красок для разметок дорог, хотя и более точно моделирует их основной механизм изнашивания. Устройство УИЛ-2 имеет скорость движения ленты шлифовальной шкурки 1,55 м/мин, скорость столика 0,15 м/мин, а нагрузка на образец не превышает 2 кгс, что также не соответствует режимам трения, возникающим при эксплуатации дорожной разметки. Кроме того величина износа определяется по потере массы покрытия, что учитывая низкую плотность материала покрытия и малый объём износа (толщина покрытия составляет 20-200 мкм) даёт большую погрешность при обработке результатов экспериментов, которые также как и в методе А статистически не обрабатываются.

Одним из принципиальных моментов проведения модельных испытаний является выбор режимов трения соответствующих эксплуатационным. Это связано с тем, что зависимость интенсивности изнашивания от нагрузки и скорости для красок с разными физико-механическими свойствами имеет разную степень возрастания. Поэтому результаты, получаемые для разных красок, при малых значениях нагрузок и скоростей в зоне трения, могут незначительно отличаться друг от друга, а испытания, проводимые при значительных нагрузках и скоростях, дадут более отличающиеся результаты. Это в основном и объясняет затруднения при сравнении износостойкости различных дорожных красок при применении вышеупомянутого метода Б. По той же причине ограничено и использование международных стандартов ИСО 7784-1, ИСО 7784-2 и ИСО 7784-3, рассмотренных в работе [1], применительно к испытаниям красок для разметки автомобильных дорог. Тем не менее международный стандарт ИСО 7784-2 устанавливающий метод определения стойкости лакокрасочных покрытий при воздействии абразивного резинового колеса наиболее точно моделирует схему трения при изнашивании дорожных красок. Кроме того, на рынке доступны ротационные абразиометры Taber Elcometer 5135/5155 реализующие этот стандарт, что делает его привлекательным для проведения испытаний красок для разметки автомобильных дорог. Однако практическое изучение состояния дорожной разметки выявило, что её максимальный износ имеет место на поворотах дороги и на участках массового перестроения автотранспорта. Это показывает, что чистое качение абразивного резинового колеса, реализованное в стандарте ИСО 7784-2, менее критично для реальных условий изнашивания разметки, чем качение с проскальзыванием, переходящее в скольжение, возникающее в режимах торможения и заноса автотранспорта. Таким образом, проведённый анализ существующих методик испытаний лакокрасочных покрытий на абразивный износ и оборудования для их реализации в сопоставление с реально возникающими режимами трения на поверхностях автомобильных дорог позволяет сделать следующие выводы:

- существующие методики и рекомендуемое для их реализации оборудование не могут реализовать режимы трения возникающие на автомобильных дорогах в контакте колесо - «третье тело» - дорожная разметка, что может привести к ошибочной интерпретации результатов экспериментов;
- наиболее близко механизм изнашивания красок для разметки автомобильных дорог реализован в рамках стандарта ИСО 7784-2 при условии перехода к режимам, существующим на автомобильных дорогах и замены качения абразивного резинового колеса на его качение с проскальзыванием переходящим в чистое скольжение;
- необходима статистическая обработка результатов экспериментов для адекватного анализа получаемых данных.

Эти выводы определяют необходимость проектирования специального оборудования по испытанию красок для разметки автомобильных дорог и корректировки методик анализа получаемых результатов. Необходимо так же учитывать стоимость оборудования и возможную простоту его изготовления при сохранении максимальной воспроизводимости получаемых результатов.

Для проведения испытаний красок для разметки автомобильных дорог на абразивную износостойкость нами была разработана и изготовлена приставка к вертикально-сверлильному станку позволяющая проводить испытания в режимах трения, соответствующих возникающим на дороге, при условии чистого скольжения шаржированного абразивом эластичного индентора. Схема механической части приставки представлена на рис. 1.

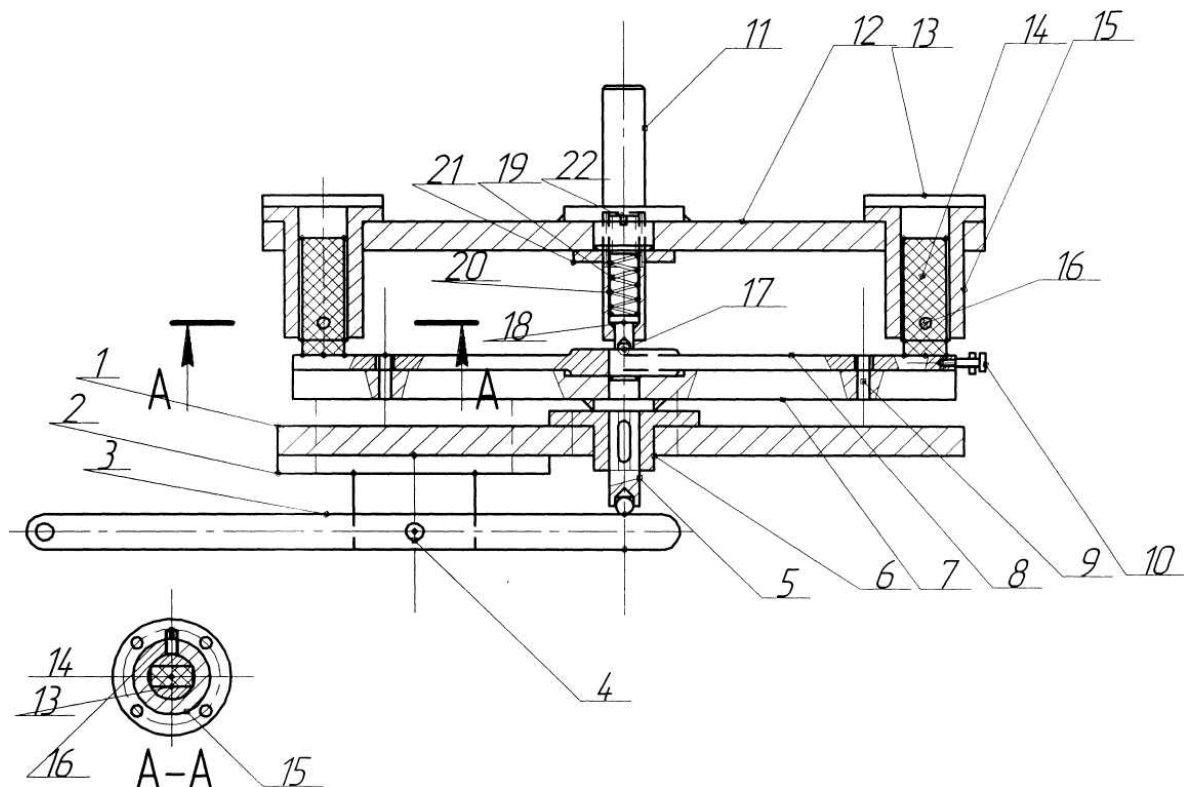


Рис. 1. Схема механической части приставки

На столе 1 вертикально-сверлильного станка в корпусе 2 установлен рычаг 3, свободно вращающийся на оси 4 и взаимодействующий с осью 5 предметного стола 7, имеющую возможность возвратно-поступательного перемещения во втулке 6, также закреплённой на столе 1. Образец с нанесённой краской 8 устанавливается на предметном столе 7 и ограничивается от прокручивания штифтами 9, а винт 10 является неподвижным электрическим контактом. Ось 11 вращающегося диска 12 зажимается в патроне сверлильного станка. На диске 12 закреплены втулки 15 с цапгами 13, в которых установлены шаржированные абразивом эластичные инденторы 14 зажимаемые винтами 16. На этом же диске установлен подвижный электрический контакт выполненный в виде шарика 17 запрессованного в деталь 18, взаимодействующей с пружиной 19, находящейся вместе с деталью 18 в резьбовой втулке 20 и регулируемый гайкой 21 и винтом 22. Кроме механической части приставка имеет электронный блок.

Блок электронный измерительный (БЭИ) необходим для того, чтобы определить путь трения индентора по исследуемой краске до её истирания.

Он имеет следующий алгоритм работы:

1. Включить подачу питания к вертикально-сверлильному станку, на котором установлена приставка.

2. Вести счёт импульсов, соответствующих количеству полных оборотов диска 12.

3. Закончить измерения при износе краски и замыкании электрических контактов 10 и 17, отключив питание станка и выведя результаты измерений на экран блока. Дополнительно результаты измерений сохраняются в энергонезависимую память, и могут быть доступны при следующем выключении/включении БЭИ.

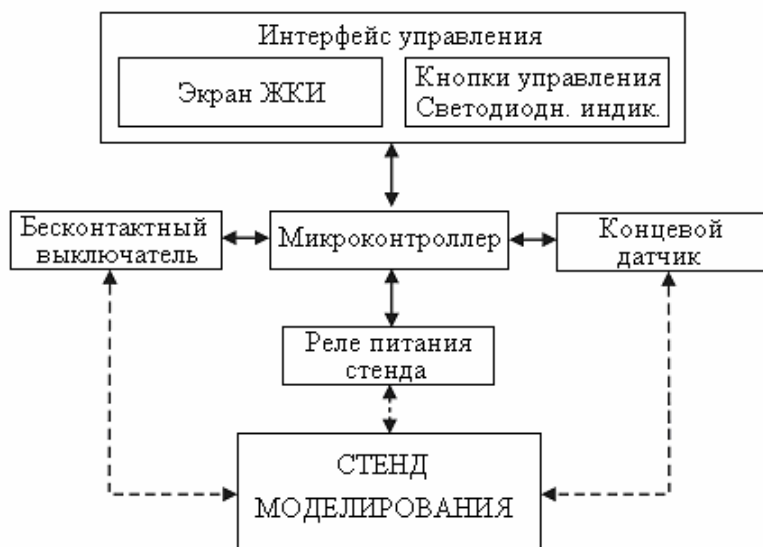


Рис. 2. Блок-схема БЭИ

Упрощённая блок-схема БЭИ представлена на рис. 2.

Для достижения эффективности конструктива электронной схемы, применили микроконтроллер AVR Atmega 48 производства фирмы ATMEL, построенной на архитектуре AVR 8-bit-RISC. В настоящее время он является основным управляющим элементом для контроля работы ответ-

ственных производственных систем. Бесконтактный выключатель это интегрированная система, гарантирующая реакцию на присутствие железа в области детектирования и генерирующая сигналы соответствующие полным оборотам диска 12. Использован стандартный двухстрочный символьный ЖКИ индикатор завода «МЭЛТ». Количество символов в строке – 8.

Практическое применение приставки показали её эффективность при испытании красок для дорожной разметки так как позволяли реализовать на ней режимы трения (скорость и нагрузка), возникающие на автомобильных дорогах. При этом рассчитывалась интенсивность изнашивания краски как отношение износа к пути трения и проводилась статистическая обработка получаемых результатов.

Библиографический список

1. Фомин, Г.С. Лакокрасочные материалы и покрытия. Энциклопедия международных стандартов / Г.С. Фомин. М.: Издательство Протектор, 2008. 752 с.

УДК 621.891

Ю.И. Морозова
Тверской государственный технический университет

РАСЧЕТ ПРЕДЕЛЬНОГО МОМЕНТА ТРЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ГИБКИ ЛЕНТООБРАЗНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК

Гибка лентообразных металлических и металлокомпозитных заготовок с помощью двухвалковых гибочных машин, один из валков которой облицован эластомером, имеет большое распространение.

В работе [1] выведены формулы для расчета момента трения на границе заготовки с облицованным эластомером валком:

$$M_n = 2,256r_l [\tau_0 (\theta_\Sigma r_l N_l)^{1/2} + 0,443 \beta N_l]. \quad (1)$$

Момент трения на границе жесткого валка и заготовки:

$$M_n = 0,318\pi N_l r_l \{ [2 B_6 \tau_0 (\theta_\Sigma^{t+1} r_1^{1-t})^{1/2} / N_l^{(1-t)/2}] + \beta \}, \quad (2)$$

где r_l – радиус металлического валка; N_l – погонная нагрузка; θ_Σ – упругая постоянная; B_6 – коэффициент, включающий параметры микрогеометрии; τ_0 , β – молекулярные константы трения.

Испытания производились на лабораторной установке, описанной в работе [2]. Исследования проводились на нескольких видах металлов АМг6, Д16АМ, ЭИ811, 1Х18М9Т. Первоначально оценивали модуль упругости эластомера с помощью формулы Герца для упругого контакта двух цилиндров:

$$4,187E_2 h/N_l = 0,832 + \ln(E_2/N_l). \quad (3)$$

где h – глубина внедрения; E_2 – модуль упругости эластомера.

Для этого внедряли металлический валок в эластичное покрытие эластомерного вала на фиксируемую величину и измеряли усилие внедрения. Затем по формуле (3) рассчитывали модуль упругости эластомера. Результаты измерений и расчетов представлены в таблице 1.

Таблица 1. Модуль упругости эластичного покрытия

N_l , Н/м	h , 10^{-3} м	h/N_l , 10^{-7} м ² /Н	E_2 расч., МПа	E_2 пригл., МПа
9091	1,0	1,09999	18,9	17,3
10271	1,25	1,2169	15,0	15,7
12036	1,5	1,2463	15,3	15,3
13510	1,75	1,2953	14,4	14,7
17336	2,0	1,5367	15,7	16,5
24000	2,5	1,04167	16,8	18,3
29118	3,0	1,03029	16,6	18,5
41491	4,0	0,96406	16,9	19,8

Модуль упругости эластичного покрытия составил $E_2 = (16,25 \pm 1,24)$ МПа.

Однако этот метод расчета не совсем удобен. В инженерных расчетах можно определять модуль упругости по приближенной формуле

$$E \approx 1,908 N_l / h. \quad (4)$$

С учетом того, что геометрическое сечение вмятины от вдавливания жесткого цилиндра равно удвоенной ширине полоски контакта. Результаты расчета по формуле (4) представлены в последнем столбце табл. 1.

Из таблицы видно, что результаты близко совпадают до глубины внедрения, равной 2 мм. То есть предельно допустимое относительной внедрение при использовании формулы (4) составит

$$h_{отн.} = h/R_{np} \leq 0,05,$$

где $R_{np} = R_1 R_2 / (R_1 + R_2)$, где R_1 и R_2 – радиусы валков.

Затем определяли момент трения на границе облицованного эластомером вала и заготовки. Измерения выполняли при пяти нагрузках на четырех видах материала заготовки (АМг6, Д16АМ, ЭИ811, 1Х18М9Т). Исследования показали, что рост момента трения резко отстает от роста погонной нагрузки. Полученные результаты подтверждают правильность полученного соотношения (1) для расчета момента трения на границе заготовки и облицованного эластомером вала.

Далее определяли момент трения на границе металлического вала и заготовки. Результаты эксперимента показали, что момент трения на гра-

нице металлического вала и заготовки практически пропорционален погонной нагрузке, что свидетельствует о правильности соотношения (2).

Для определения коэффициентов τ_0 и β для полиуретана, используемого в качестве эластичного покрытия вала, были проведены эксперименты на трибометре ПТ-2 [3]. По результатам эксперимента была получена зависимость удельной силы трения от давления. В таблице 2 приведены значения коэффициентов τ_0 , β для указанных материалов.

Таблица 2. Молекулярные константы трения τ_0 и β

1X18M9T		AMГ6		Д16АМ		ЭИ811	
τ_0 , МПа	β	τ_0 , МПа	β	τ_0 , МПа	β	τ_0 , МПа	β
0,6	0,024	0,68	0,03	0,68	0,03	1,2	0,05

По графику зависимости погонного момента трения на границе заготовки и металлического вала был определен угловой коэффициент, который составил для 1X18M9T – $1,29 \cdot 10^{-2}$ м; для AMГ6 – $1,27 \cdot 10^{-2}$ м; для ЭИ811 – $1,3 \cdot 10^{-2}$ м.

В выражении (2) были выведены постоянные величины. При этом погонная нагрузка принималась как постоянная величина. По результатам расчета угловой коэффициент, был равен для 1X18M9T – $1,14 \cdot 10^{-2}$ м; для AMГ6 – $1,21 \cdot 10^{-2}$ м; для ЭИ811 – $1,24 \cdot 10^{-2}$ м.

Угловой коэффициент, полученный экспериментально, близок к теоретическому, что доказывает справедливость соотношения (2).

Экспериментальная проверка подтвердила правильность соотношений для расчета моментов трения.

Библиографический список

1. Никишин, В.Е. Трение эластомеров при высоком давлении и фрикционное взаимодействие при обработке металлов в условиях листовой штамповки / В.Е. Никишин, Ю.И. Морозова // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2008. С.24-27.
2. Морозова, Ю.И. Разработка и исследование методов оценки фрикционных характеристик лент с учетом строения поверхностного слоя: Дис. ... канд. техн. наук / Ю.И. Морозова. Калинин, 1991. 176 с
3. А.с. № 896513 СССР. Устройство для определения силы трения эластомеров / И.И. Беркович, В.Е. Никишин, А.М. Николаева, П.И. Колесников // Бюл. 1. 1982. №1.

УДК 621.315: 621.891

Д.А. Левыкин
Тверской государственный технический университет

К ВОПРОСУ О ПРЕДВАРИТЕЛЬНОМ СМЕЩЕНИИ В МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОНТАКТАХ

Ужесточение режимов работы современного технологического оборудования повышает требования к надежности всех элементов, и не в последнюю очередь – электрических контактов, играющих ответственную роль. Одним из аспектов надежности электрических контактов является проблема фреттинг-изнашивания.

В работе [3] подробно рассматривается проблема фреттинг-коррозии в электрических контактах, а так же методы защиты от неё. Отмечается, что одним из недостатков большинства методов является их низкая универсальность, индивидуальность для каждого конкретного сопряжения. Очевидно, что необходимо разработать метод или методику защиты рабочих поверхностей машин от фреттинг-коррозии, которая была бы менее зависима от конкретных пар трения. Уменьшение микросмещений в контактах – популярный и достаточно универсальный метод. Однако уменьшение микросмещений конструктивно или технологически не всегда возможно. В идеале сведение микросмещений к нулю позволяет полностью устранить причину фреттинг-коррозии. Повышение давления, уменьшение площади соприкосновения деталей, увеличение шероховатости может привести к исчезновению взаимного проскальзывания контактирующих деталей. Напрямую тангенциальную нагрузку, приложенную к контакту, эти меры не устраняют, следовательно, не устраняют и вибрацию. Просто взаимное проскальзывание в данном случае не выходит за рамки предварительного смещения.

Предварительное смещение – смещение контактирующих тел, предшествующее началу скольжения. Наиболее обстоятельные исследования этого явления были проведены И.Р. Коняхиным на усовершенствованной им установке А.В. Верховского в период с 1946 по 1966 г. в Томском политехническом институте. В своих работах он показал, что при смещении протекают всё те же процессы, что и при обычной деформации материалов, а именно: упругая и пластическая деформации, последствие, релаксация и ползучесть, усталость и отдых, накопление энергии деформаций, эффект Баушингера и др. Наиболее замечательным в работах Коняхина является открытие им так называемого второго возврата. После предварительного смещения по любому направлению и после снятия сдвигающего усилия уменьшение силы сжатия вызывает смещение образца в направле-

нии упругого возврата. Последующие изменения нормальной силы смещения образца уже не вызывают. Первая теоретическая модель и расчётные формулы предварительного смещения пластического контакта шероховатых поверхностей были предложены И.В. Крагельским и Н.М. Михиным. В последующем решение Р. Миндлина для сдвига упругих сфер было использовано многими авторами. Так в работе Н.Б. Демкина и И.В. Крагельского [1] была получена формула предельной величины предварительного смещения упругого контакта твёрдых тел:

$$\Delta S = \frac{0.9(2 - \mu) \cdot (1 - \mu) \cdot f \cdot \left(\frac{1}{I^2 \cdot R_p \cdot p} \right)^{\frac{2}{2\nu+1}}}{\frac{2\nu-1}{[2 \cdot (2 - \mu^2)]^{2\nu+1}}}, \quad (1)$$

где μ – коэффициент Пуассона; E – модуль упругости; f – коэффициент трения; b, ν – коэффициенты, характеризующие опорную кривую; $K3$ – коэффициент зависящий от ν ; $I = (r_1 \cdot r_2)/(r_1 + r_2)$; r_1, r_2 – радиусы сферических выступов контактирующих поверхностей; R_p – максимальная высота неровностей над средней линией; p – удельная нормальная нагрузка.

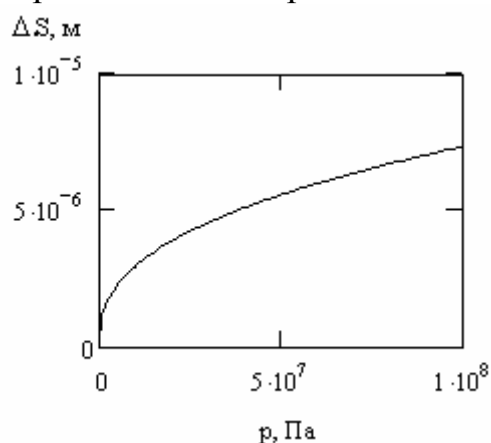


Рис. 1. Вид зависимости предварительного смещения от нагрузки

Из формулы (1) следует, что предварительное смещение при упругом контакте линейно зависит от коэффициента трения и возрастает с нагрузкой в степени $2/2(\nu + 1)$.

Для наглядной иллюстрации зависимости предварительного смещения (1) от нормальной нагрузки изображена на рис. 1, от максимальной высоты неровностей над средней линией и параметра ν – на рис. 2.

Применительно к случаю фреттинг-коррозии ΔS означает величину взаимного смещения поверхностей, при превышении которой фреттинг имеет место.

Для практического применения удобнее контролировать не само смещение, которое очень мало, а зависящие от него величины.

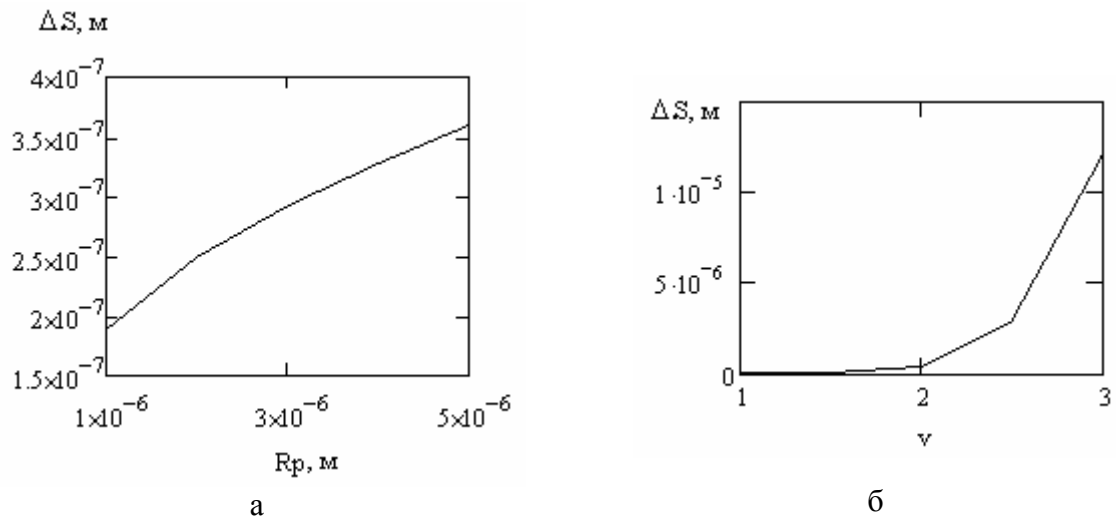


Рис. 2. Вид зависимости предварительного смещения максимальной высоты неровностей над средней линией (а) и параметра ν (б)

Библиографический список

1. Демкин, Н.Б.. Предварительное смещение при упругом контакте твёрдых тел / Н.Б. Демкин, И.В. Крагельский. ДАН СССР 1969.
2. Максак, В.И. Предварительное смещение и жёсткость механического контакта / В.И. Максак. М.: Изд-во Наука, 1975.
3. Левыкин Д.А. Фреттинг-изнашивание в металлических контактах / Д.А. Левыкин. Вестник Тверского государственного технического университета. Тверь: ТГТУ, Вып. 16. 2010. (В печати)

УДК 621.9.06

А.П. Архаров

Тверской государственной технической университет

**СЕЛЕКТОРНОЕ УСТРОЙСТВО ДЛЯ ВТОРИЧНОЙ ОРИЕНТАЦИИ
СТУПЕНЧАТЫХ СТЕРЖНЕЙ**

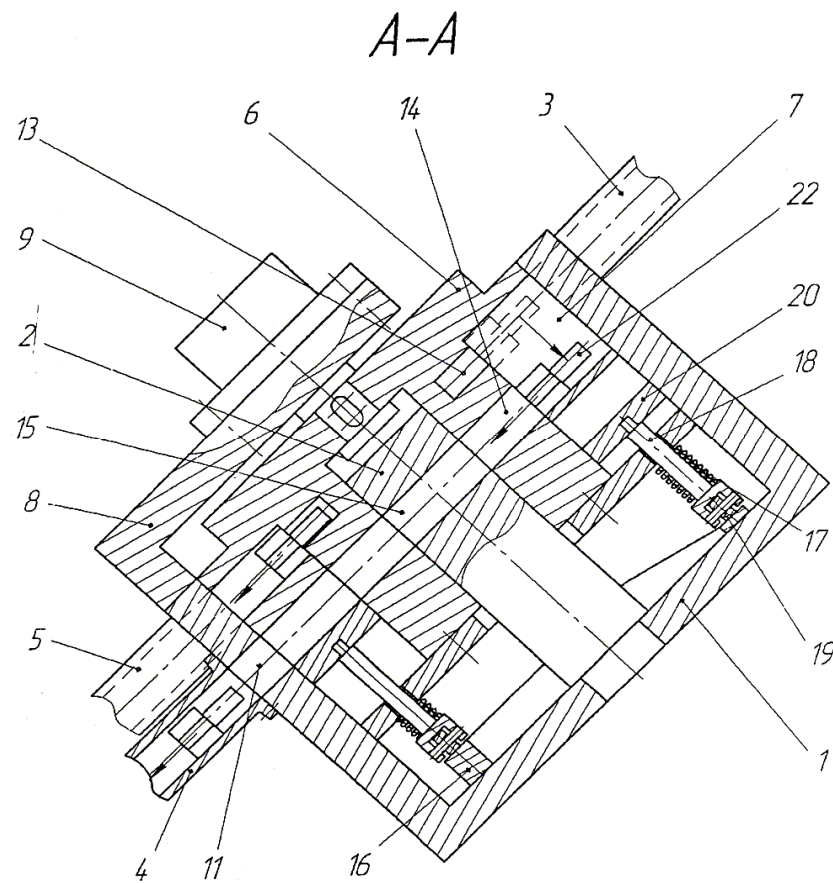
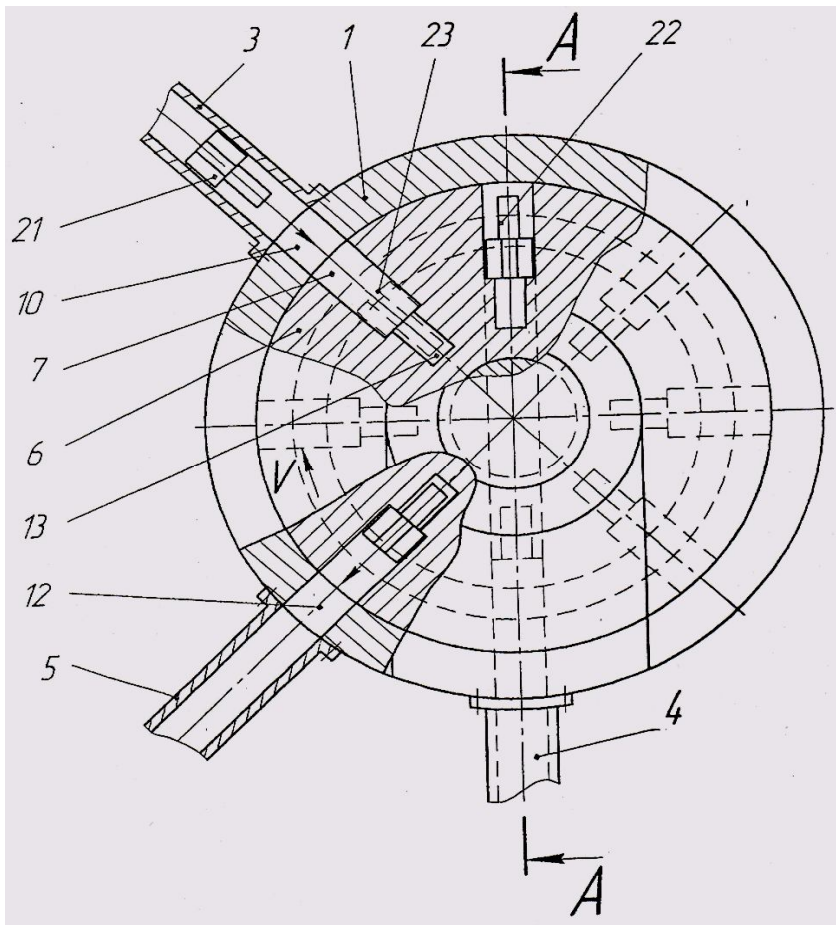
Одним из сложных вопросов автоматизации процессов в машиностроении является автоматизация загрузки деталей на технологическое оборудование. При этом наибольшую трудность представляет ориентация ступенчатых стержней с различными конструктивными элементами.

Для ориентации ступенчатых стержней известно селекторное устройство [1]. Однако это устройство не позволяет с достаточной надежностью переориентировать ступенчатые стержни, имеющие перепад ступеней не по всему периметру буртика, например, ступенчатые стержни, у которых на большей по диаметру ступени выполнены лыски, грани и тому подобные конструктивные элементы, расстояния между которыми соответствуют диаметру меньшей ступени. Наличие таких конструктивных элементов позволяет как правильно ориентированным, так и неправильно ориентированным деталям заходить в кольцевую канавку неподвижной пробки, что снижает надежность этого устройства для ориентации подобных деталей. Кроме того, наличие механизма зажима снижает надежность и усложняет конструкцию.

Для ориентации ступенчатых стержней применяется также устройство, содержащее конструктивные элементы для подвода ориентируемых стержней, узлы для транспортирования и зажима, механизмы редуцирования поперечных сечений радиальных пазов, а также конструктивные элементы для удаления ориентированных стержней [2].

Однако конструкция механизмов редуцирования и механизмы зажима усложняют устройство. Отмеченных недостатков лишено разработанное селекторное устройство для вторичной ориентации ступенчатых стержней [3] (рис.).

Оно содержит наклонно установленный корпус 1 с закрепленной на нем неподвижной центральной пробкой 2, приемный лоток 3, закрепленный на верхней части корпуса 1, отводящий лоток 4 и желоб 5, закрепленные в нижней части корпуса 1, кольцо 6 с радиальными пазами 7, установленное с помощью кронштейна 8 на корпусе 1 и сопряженное с упомянутым корпусом и центральной пробкой 2 с возможностью вращения вокруг оси указанной пробки от закрепленного на кронштейне 8 привода 9. В корпусе 1 выполнены окна 10 и 11, из которых первое расположено напротив приемного лотка 3, а второе – напротив отводящего лотка 4, и проем 12, расположенный напротив желоба 5.



Селекторное устройство для вторичной ориентации ступенчатых стержней

В кольце 6, на дне каждого радиального паза 7 выполнены выемка 13 и сквозное отверстие 14, из которых выемка 13 расположена напротив приемного лотка 3 при совмещении радиального паза 7 с упомянутым лотком, а сквозное отверстие 14 – с возможностью совмещения с радиальным каналом 15, выполненным в центральной пробке 2. Устройство содержит также торцовый кулачок 16, закрепленный на корпусе 1, и размещенные на кольце 6 механизмы редуцирования размеров радиальных пазов 7, причем количество этих механизмов соответствует числу упомянутых пазов и каждый из них включает в себя пружину 17, подпружиненный толкатель 18, установленный с возможностью поступательного перемещения вдоль продольной оси центральной пробки 2, ролик 19, размещенный на упомянутом толкателе с возможностью взаимодействия с торцовым кулачком 16, и ползушку, закрепленную на подпружиненном толкателе 18 и размещенную в радиальном пазу 7.

Корпус 1 и сопряженное с ним кольцо 6 наклонены к горизонту под углом, обеспечивающим самотечное перемещение ориентируемого стержня 21.

Устройство для вторичной ориентации ступенчатых стержней работает следующим образом.

Кольцо 6 вращают со скоростью V вокруг оси центральной пробки 2 от закрепленного на кронштейне 8 привода 9. При совмещении радиального паза 7 с окном 10 ориентируемый стержень 21 из приемного лотка 3, в котором он был размещен, под действием собственного веса смещается в упомянутый радиальный паз 7. В этом пазу он может занимать одно из двух положений: правильно ориентированное (положение правильно ориентированного стержня 22, обращенного своей малой ступенью к периферии кольца 6) и неправильно ориентированное (положение неправильно ориентированного стержня 23, обращенного своей малой ступенью к центральной пробке 2). Неправильно ориентированный стержень 23 своей малой ступенью заходит в выемку 13, а буртиком упирается в дно радиального паза 7. Правильно ориентированный стержень 22 упирается в дно радиального паза 7 своим торцом со стороны большей ступени. Таким образом, обеспечивается разное положение правильно ориентированному 22 и неправильно ориентированному 23 стержням вдоль продольной оси радиального паза 7.

Независимо от занимаемого положения упомянутые стержни транспортируются в радиальном пазу 7 кольцом 6.

По мере поворота кольца 6 ролик 19 механизма редуцирования, взаимодействуя со спуском торцового кулачка 16, под действием пружины 17 опускается. При этом опускаются подпружиненный толкатель 18 и ползушка 20. Если в радиальном пазу 7 размещается правильно ориентированный стержень 22, то он вместе с ползушкой 20 опускается по упомянутому пазу вдоль продольной оси центральной пробки 2 до уровня, где выполнено сквозное отверстие 14, заходит в него и при совмещении этого от-

верстия с радиальным каналом 15 смещается через окно 11 в отводящий лоток 4. Если в упомянутом пазу размещается неправильно ориентированный стержень 23, то его положение не изменится при опускании ползушки 20, поскольку он задерживается выемкой 13. После прохождения сквозным отверстием 14 радиального канала 15 ролик 19, взаимодействуя с подъемом торцового кулачка 16, сжимает пружину 17 и поднимает подпружиненный толкатель 18 с ползушкой 20 по высоте радиального паза 7 до исходного положения. Путем вращения кольца 6 неправильно ориентированный стержень 23 переориентируется в требуемое положение, а при совмещении радиального паза 7 с проемом 12 смещается в желоб 5. Поэтому в отводящий лоток 4 и желоб 5 попадают стержни в правильно ориентированном положении.

Таким образом, за счет исключения узлов, обеспечивавших фиксацию и освобождение от фиксации неправильно ориентированной детали, а также изменения конструкции механизмов редуцирования размеров радиальных пазов, достигается, по сравнению с известными, упрощение устройства для ориентации.

Селекторное устройство может быть использовано на машиностроительных предприятиях для ориентации деталей в виде стержней с цилиндрическими и другими ступенями, между которыми имеется перепад не по всему периметру буртика, при автоматизации операций механической обработки, наплавки, сборки, измерения.

Библиографический список

1. Малов, А.Н. Загрузочные устройства для металлорежущих станков / А.Н. Малов. М.: Машиностроение, 1965. С. 26.
2. Патент № 2181321. Устройство для ориентации ступенчатых стержней / А.П. Архаров; заявл. 27.06.2000; опубл. 20.04.2002. Бюл. № 11.
3. Патент № 2291773. Устройство для вторичной ориентации ступенчатых стержней / А.П. Архаров, Н.С.Архарова; заявл. 08.07.2005; опубл. 20.01.2007. Бюл. № 2.

УДК 621.9.65.01513

Г.И. Рогозин, П.М. Поляков, Ю.А. Персиков, В.Г. Прохоров
Тверской государственной технической университет

АВТОМАТИЗАЦИЯ ПОСТРОЕНИЯ И РАСЧЁТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РАЗМЕРНЫХ ЦЕПЕЙ

Автоматизированный расчёт технологических размерных цепей актуален, потому что в настоящее время в машиностроении интенсивно разрабатываются программы автоматизированного проектирования технологических процессов механообработки. Эти программы входят в систему

автоматизированной поддержки информационных решений по комплексному обеспечению конструкторско-технологической подготовки производства на современном уровне. Важнейшей составляющей этой системы является расчётный модуль, определяющий все технологические размеры; он занимает ключевую позицию, так как обуславливает выбор всех элементов технологической системы на каждой операции техпроцесса.

Кафедра технологии и автоматизации машиностроения (ТАМ) ТГТУ на протяжении всей своей истории успешно занимается методикой размерного анализа технологических процессов, в частности, расчётом конструкторских и технологических размерных цепей. Настоящий эффект от автоматизации этого расчёта состоит не только в освобождении разработчиков от громоздкой и интеллектуально напряжённой работы, но и в надёжном обеспечении точности размерных связей. Это возможно, если проводимые расчёты всесторонне отражают суть технологических процессов. Опыт работы кафедры включает, как разработку методики расчёта размерных цепей, так и её практическое использование в решении технологических задач на машиностроительных предприятиях города Твери. Часть этой работы нашла отражение в соответствующих авторских свидетельствах, в том числе на имя студентов, принимавших активное участие в патентных поисках и в разработке машинной программы.

В данной работе предлагается проект автоматизации расчёта технологических размерных цепей на плоскости и в пространстве для решения задач механообработки деталей из чёрных и цветных металлов любой сложности с включением операций термообработки и металлизации.

Основу технологического размерного анализа составляет теория размерных цепей. При этом в соответствии с условиями осуществления технологического процесса и особенностями отдельных операций (схема базирования, схема и метод обработки, способ размерной настройки) составляется схема обработки, увязывающая промежуточные и получаемые размеры; эта схема преобразуется в технологический граф, содержащий в закодированной форме геометрическую структуру технологического процесса. Его специфика учитывается при составлении и анализе уравнений размерных цепей, описывающих технологические размерные связи между обрабатываемыми поверхностями, в частности, введением в сумму составляющих размерной цепи компенсирующей погрешности, а также коррекцией допусков на промежуточные размеры.

Для автоматизированного решения задач размерного анализа на кафедре ТАМ разработана соответствующая машинная программа «Построение и расчет технологических операционных размерных цепей».

Эта программа обеспечивает выполнение следующих функций:

- построение операционных размерных цепей;
- анализ и оценка точности проектируемого технологического процесса;

- расчет припусков и технологических размеров по всем операциям и технологическим переходам, включая операцию получения заготовки;
- проектирование техпроцесса, который надёжно обеспечит точность обработки, указанную в чертеже детали.

На рис. 1 приведена блок-схема алгоритма автоматизированного расчёта операционных размеров, основанного на математической модели технологического процесса и методике размерного анализа, предусматривающей в диалоговом режиме ввод компенсирующих погрешностей в автоматически получаемые уравнения размерных цепей.

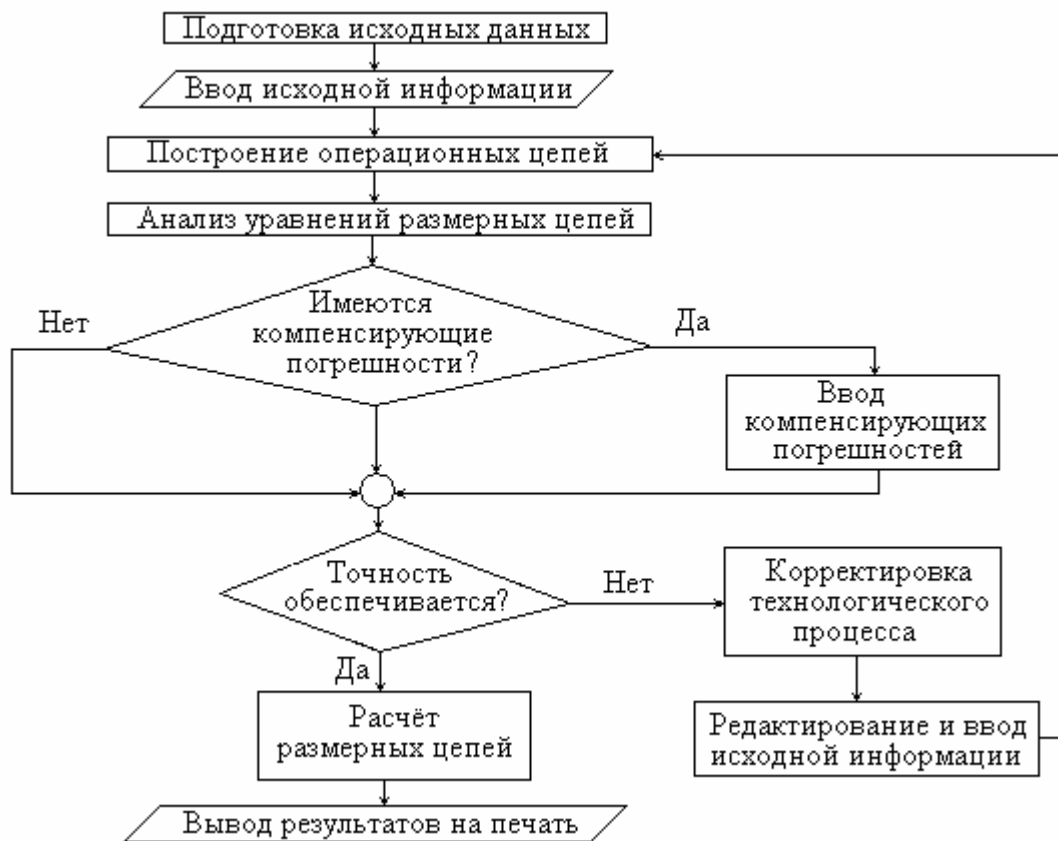


Рис. 1. Блок-схема алгоритма автоматизированного расчёта операционных размеров

В соответствии с приведённым алгоритмом работа с программой строится по следующим этапам:

1. Подготовка исходной информации о проектируемом техпроцессе: на основании технологического маршрута составляется схема конструкторских и технологических размеров с указанием соответствующего расположения и числа припусков на обработку.

2. Ввод исходной информации в программу в диалоговом режиме: заполнение таблиц с известной информацией о конструкторских и технологических размерах (рис. 2), а также с намеченными значениями минимальных припусков (рис. 3).

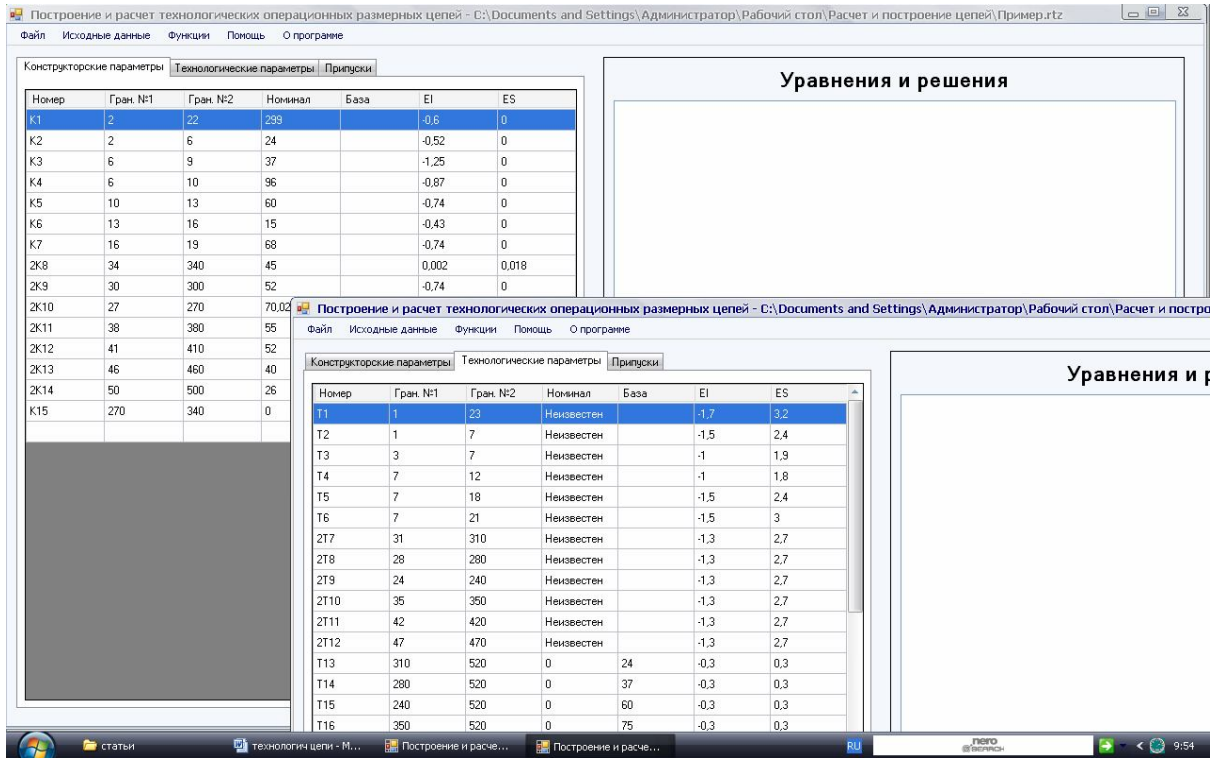


Рис. 2. Два окна с введёнными конструкторскими и технологическими параметрами

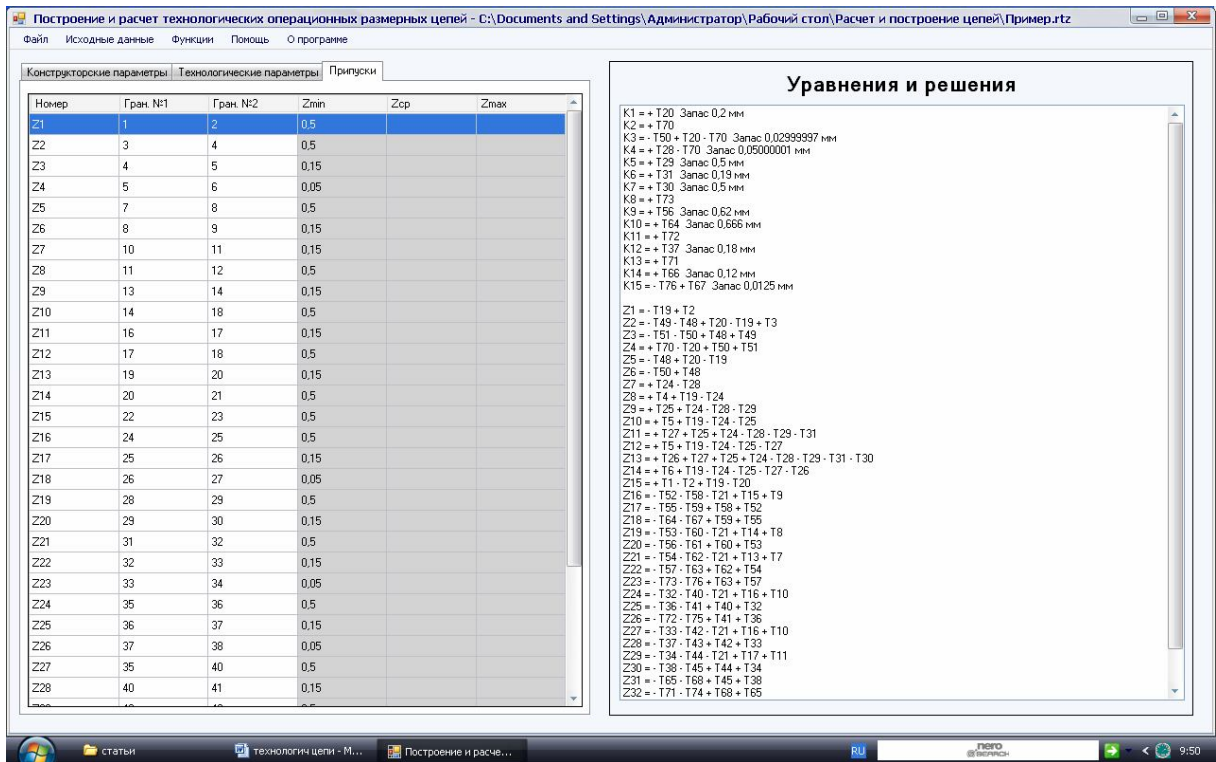


Рис. 3. Окно с введёнными минимальными припусками (слева) и автоматически полученными уравнениями (справа)

3. Построение операционных цепей выполняется программой автоматически (рис. 3 правая сторона окна).

4. Анализ выведенных программой уравнений технологических размерных цепей; в диалоговом режиме ввод компенсирующих погрешностей в соответствующие уравнения и корректировка автоматически обозначенных (указан дефицит) промежуточных допусков.

5. Проверка обеспечения точности; выполняется программой автоматически. В случае обеспечения точности производится расчет операционных цепей программой автоматически (рис. 4). На этом рисунке в окне справа приводятся решения уравнений с найденными параметрами соответствующих технологических допусков, на основании которых определены средние и максимальные значения припусков (в левой части окна). Теперь, при возвращении к таблице «технологические параметры» получаем сведения по ранее неизвестным номинальным значениям технологических размеров (рис. 5).

Номер	Гран. №1	Гран. №2	Zmin	Zcp	Zmax
Z1	1	2	0,5	2,9	5,3
Z2	3	4	0,476	2,5	4,524
Z3	4	5	0,195	1,465	2,735
Z4	5	6	0,045	0,775	1,505
Z5	7	8	0,5	1,65	2,8
Z6	8	9	0,165	0,815	1,465
Z7	10	11	0,145	0,795	1,445
Z8	11	12	0,5	2,85	5,2
Z9	13	14	0,195	1,465	2,735
Z10	14	18	0,5	3,9	7,3
Z11	16	17	0,106	1,18	2,254
Z12	17	18	0,5	1,18	2,254
Z13	19	20	0,111	1,35	2,589
Z14	20	21	0,496	3,499	6,503
Z15	22	23	0,5	5,55	10,6
Z16	24	25	0,528	3,07	5,612
Z17	25	26	0,15	0,73	1,31
Z18	26	27	0,053	0,25	0,447
Z19	28	29	0,498	3,04	5,582
Z20	29	30	0,15	0,73	1,31
Z21	31	32	0,46	2,99	5,521
Z22	32	33	0,15	0,66	1,17
Z23	33	34	0,007	0,14	0,273
Z24	35	36	0,518	3,06	5,602
Z25	36	37	0,15	0,73	1,31
Z26	37	38	0,054	0,198	0,343
Z27	35	40	0,498	3,04	5,582
Z28	40	41	0,15	3,04	5,582

Уравнения и решения

K1 = + T20. Запас 0,2 мм. Найден пар. T20
 K2 = + T70. Найден пар. T70
 K3 = - T50 + T20 - T70. Запас 0,02999997 мм. Найден пар. T50
 K4 = + T28 - T70. Запас 0,04999995 мм. Найден пар. T28
 K5 = + T29. Запас 0,5 мм. Найден пар. T29
 K6 = + T31. Запас 0,19 мм. Найден пар. T31
 K7 = + T30. Запас 0,5 мм. Найден пар. T30
 K8 = + T73. Найден пар. T73
 K9 = + T56. Запас 0,62 мм. Найден пар. T56
 K10 = + T64. Запас 0,666 мм. Найден пар. T64
 K11 = + T72. Найден пар. T72
 K12 = + T37. Запас 0,18 мм. Найден пар. T37
 K13 = + T71. Найден пар. T71
 K14 = + T66. Запас 0,12 мм. Найден пар. T66
 K15 = - T76 + T67. Запас 0,0125 мм

Z1 = - T19 + T2. Найден пар. T2
 Z2 = - T49 - T48 + T20 - T19 + T3. Найден пар. T3
 Z3 = - T51 - T50 + T48 + T49. Найден пар. T49
 Z4 = + T70 - T20 - T50 + T51. Найден пар. T51
 Z5 = - T48 + T20 - T19. Найден пар. T19
 Z6 = - T50 + T48. Найден пар. T48
 Z7 = + T24 - T28. Найден пар. T24
 Z8 = + T4 + T19 - T24. Найден пар. T4
 Z9 = + T25 + T24 - T28 - T29. Найден пар. T25
 Z10 = + T5 + T19 - T24 - T25. Найден пар. T5
 Z11 = + T27 + T25 + T24 - T28 - T29 - T31. Найден пар. T27
 Z12 = + T5 + T19 - T24 - T25 - T27
 Z13 = + T26 + T27 + T25 + T24 - T28 - T29 - T31 - T30. Найден пар. T26
 Z14 = + T6 + T19 - T24 - T25 - T27 - T26. Найден пар. T6
 Z15 = + T1 - T2 + T19 - T20
 Z16 = - T52 - T58 - T21 + T15 + T9. Найден пар. T9
 Z17 = - T55 - T59 + T58 + T52. Найден пар. T52
 Z18 = - T64 - T67 + T59 + T55. Найден пар. T55
 Z19 = - T53 - T60 - T21 + T14 + T8. Найден пар. T8
 Z20 = - T56 - T61 + T60 + T53. Найден пар. T53
 Z21 = - T54 - T62 - T21 + T13 + T7. Найден пар. T7
 Z22 = - T57 - T63 + T62 + T54. Найден пар. T54
 Z23 = - T73 - T76 + T63 + T57. Найден пар. T57
 Z24 = - T32 - T40 - T21 + T16 + T10. Найден пар. T10
 Z25 = - T36 - T41 + T40 + T32. Найден пар. T32
 Z26 = - T72 - T75 + T41 + T36. Найден пар. T36
 Z27 = - T33 - T42 - T21 + T16 + T10. Найден пар. T33
 Z28 = - T37 - T43 + T42 + T33
 Z29 = - T34 - T44 - T21 + T17 + T11. Найден пар. T11
 Z30 = - T38 - T45 + T44 + T34. Найден пар. T34
 Z31 = - T65 - T68 + T45 + T38. Найден пар. T38
 Z32 = - T71 - T74 + T68 + T65. Найден пар. T65

Рис. 4. Окно с найденными значениями припусков (слева) и решением уравнений размерных цепей, выполненным автоматически (справа)

6. В случае не обеспечения заданной точности выполняется корректировка техпроцесса: редактирование технологических данных в диалоговом режиме для тех размерных цепей, которые укажет программа. Возврат к этапу №2.

7. Вывод результатов на печать. Предусмотрена возможность печати как отдельных категорий выходных параметров (припуски, технологические размеры, полученные уравнения), так и всей информации по проектируемому техпроцессу.

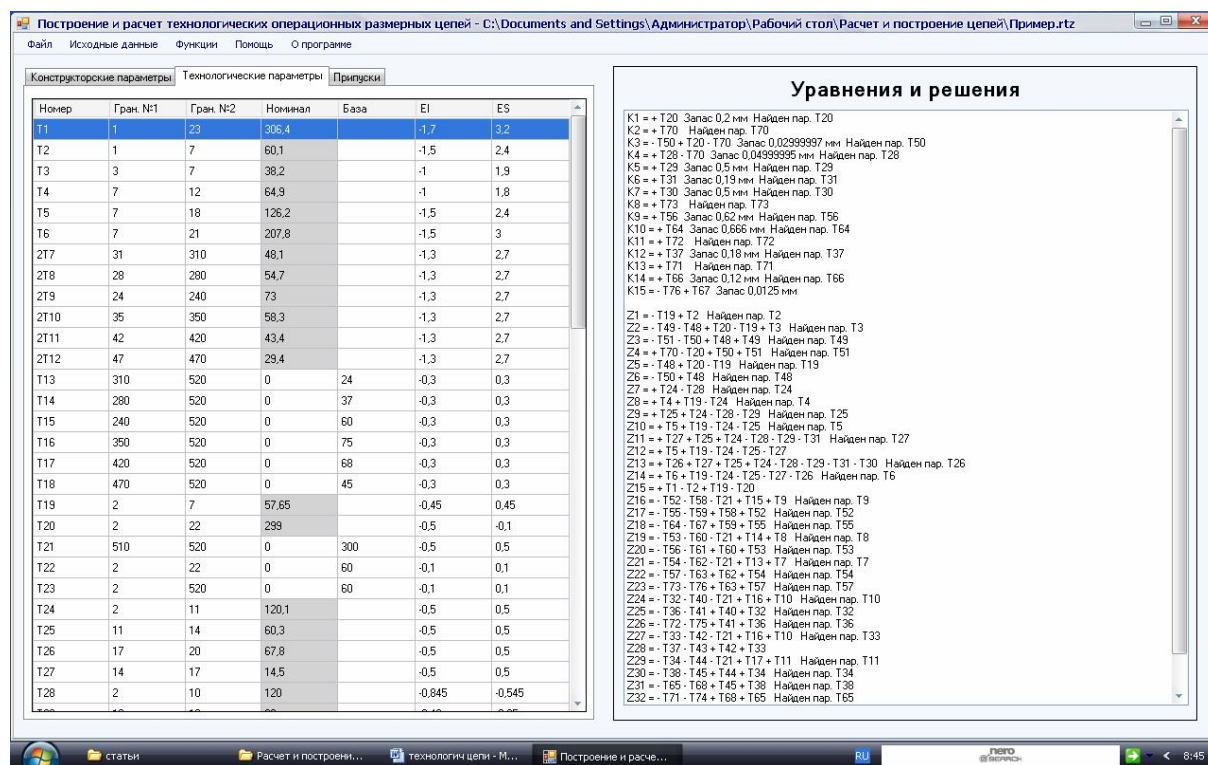


Рис. 5. Окно с результатами расчёта номинальных значений технологических размеров

Важнейшим предназначением данной программы является не только возможность осуществлять трудоёмкие проектные или контрольные расчёты с использованием большого объёма базовой информации, но и вести наработки, позволяющие с меньшими затратами времени находить пути повышения технологической надёжности и пути эффективного использования конкретных производственных ресурсов.

Таким образом, настоящая программа автоматизированного расчёта технологических размерных цепей становится одним из важнейших модулей на пути создания автоматизированной системы информационных решений в области проектирования технологических процессов механообработки.

Библиографический список

1. Солонин, И.С. Расчёт технологических и конструкторских размерных цепей / И.С. Солонин. М.: Машиностроение, 1986. 124 с.
2. Рогозин, Г.И. Расчёт промежуточных размеров заготовки при проектировании процессов механообработки / Г.И. Рогозин, М.Б. Лазырин // Перспективы развития волжского региона: Материалы Всероссийской заочной конференции. Тверь: ТГТУ, 2003.

УДК 621.01

Э.В. Клюйко
Тверской государственный технический университет

СТРУКТУРА ПЕРЕДАТОЧНЫХ МЕХАНИЗМОВ СТАНКОВ

Для создания разнообразных движений в приводе станков применяют различные передаточные механизмы. При анализе их структуры до сих пор применяется система, основанная на использовании таких, по существу, вторичных понятий, как классы, роды, порядки, семейства механизмов и т.д. [1]. Эта систематизация оставляет многообразие механизмов бесконечным, ограничивает структурный состав и анализ, в основном, только плоскими шарнирно-рычажными механизмами. Поэтому наблюдаются попытки её усовершенствования [2, 3].

Предлагаемое структурное построение механизмов основано на понятии **простой механизм** [4], под которым понимается совокупность n подвижных звеньев соединенных между собой p кинематическими парами относительно неподвижного звена (стойки) с целью передачи или преобразования движения от входного звена к выходному; при этом $p = n + 1$. В этом случае любой сложный механизм расчленяется на несколько простых, число которых N равно:

$$N = p_{\Sigma} - n_{\Sigma}, \quad (1)$$

где p_{Σ}, n_{Σ} – соответственно число кинематических пар и число подвижных звеньев в сложном механизме. Например, на рисунке 1 $n_{\Sigma} = 4, p_{\Sigma} = 6$ и по формуле (1) $N = 6 - 4 = 2$ простых механизма: 0-I-II-III, 0-III-IV (рис. 1а) и 0-I-II, 0-I-II-III-IV (рис. 1б).

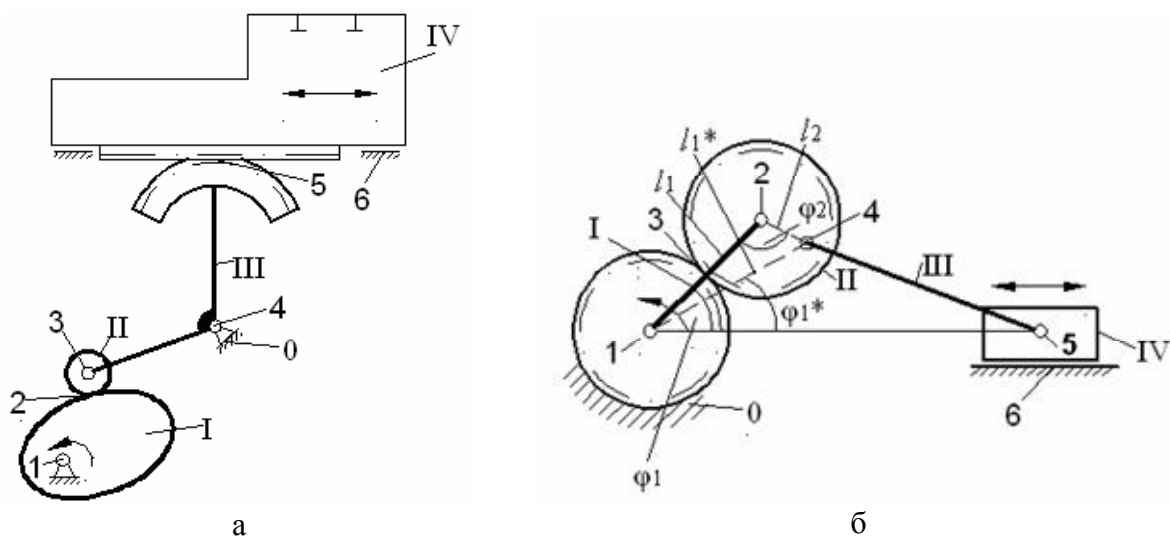


Рис. 1. Сложные механизмы: а – с одним связующим звеном III;
б – с двумя связующими звеньями I, II

В сложных механизмах различают последовательное, параллельное и смешанное соединения простых механизмов. При последовательном соединении выходные звенья (одно или два) предыдущего простого механизма являются ведущими для последующего (рис. 1). При параллельном соединении несколько простых механизмов присоединяют к одному входному звену или к одному выходному звену. Одновременное использование параллельного соединения на входе и затем последовательного на выходе сложной цепи образует кинематически замкнутые механизмы, применяемые, например, для повышения точности и жесткости цепей подач станков.

В качестве подвижных звеньев применяют, в основном, твердые детали машин (жесткие, упругие и гибкие), соединяемые между собой на стыках в кинематические пары. Последние конструируют в виде подшипников, направляющих, зацеплений и других сопряжений. Кинематические пары количественно характеризуются: подвижностью w_j (числом возможных независимых угловых и линейных относительных смещений в паре, $1 \leq w_j \leq 5$), размерностью r_j (числом координат пространства движений в паре, $1 \leq r_j \leq 6$) и связностью q_j (числом ограничений для относительных смещений в паре, $1 \leq q_j \leq 5$), при этом $q_j + w_j = 6$. Кроме того, кинематические пары различают по конструкции, типу контакта, способу замыкания звеньев в паре и по другим признакам. В таблице 1 приведены наиболее распространенные кинематические пары, применяемые в винтовых, зубчатых, кулачковых, шарнирно-рычажных, поводковых и других механизмах станков.

В зависимости от наличия внутренних связей в кинематической паре различают простые (без внутренних связей) и траекторные (сложные) кинематические пары. В последних между отдельными перемещениями имеется кинематическая связь, определяемая особенностями геометрической формы сопрягаемых элементов конструкции в кинематической паре и выражаемая в виде функциональной зависимости между отдельными перемещениями (графа 9 табл. 1). Она уменьшает общую подвижность w_j в паре ($w_j < r_j$) на число внутренних связей. Например, в винтовой паре координатные перемещения φ_x и S_x связаны зависимостью $\varphi_x \cdot h = S_x$, где h — ход винтовой линии; поэтому $w_j = 1, r_j = 2$. Подобные ограничения существуют в кинематических парах кулачковых и зубчатых механизмов. Все подвижности w_j в кинематических парах рассматривают как возможные. Часть из них является рабочими, а часть — пассивными (избыточными), т.е. в нормальных условиях не действующими.

Таблица 1. Основные типы кинематических пар и их характеристики

Тип кинематических пар и их обозначение		Схема	Тип контакта	Замыкание	ω_j	r_j	q_j	Возможные координатные перемещения
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1. Вращательная	B		П	Г	1	1	5	φ_X
2. Ползунная	П		П	Г	1	1	5	S_X
3. Торовая	B		П	Г	1	1	5	φ_Z
4. Цилиндрическая	$BП$		П	Г	2	2	4	φ_X, S_X
5. Плоскостная	2П		П	С, Г	3	3	3	S_X, S_Y
6. Сферическая (шаговая)	$3B$		П	Г	3	3	3	$\varphi_X, \varphi_Y, \varphi_Z$
7. Шаровая с пальцем	$2B$		П	Г	2	2	4	φ_X, φ_Y
8. Винтовая	($BП$)		П	Г	1	2	5	$S_X = f(\varphi_X)$
9. Линейчатая плоская	$2B2П$		Л	С	4	4	2	$S_X, S_Y, \varphi_X, \varphi_Z$
10. Точечная плоская	$2П3B$		T	С	5	5	1	$S_X, S_Y, \varphi_X, \varphi_Y, \varphi_Z$
11. Линейчатая траекторная	(2П)П2 B		Л	С	4	5	2	$S_X = f(S_Y), S_Z, \varphi_X, \varphi_Y$
12. Точечная траекторная	(3П)3 B		T	С	4	6	2	$S_X = f(S_Y), S_Z = f(S_Y), \varphi_X, \varphi_Y, \varphi_Z$

Примечание: С, Г - соответственно силовое и геометрическое замыкание в кинематической паре; П, Л, T - соответственно поверхностный, линейный и точечный контакт в кинематической паре. В скобках обозначены связанные между собой движения.

Избыточность применяют для повышения кинематической податливости, компенсирующей неточности изготовления и сборки кинематических пар и звеньев механизма. Рабочие подвижности в кинематических парах характеризуются смещениями угловых φ_j и линейных S_j относительных положений смежных звеньев в механизмах. Величины φ_j, S_j называют **координатами положений** механизма. Общее число координат положения звеньев в простом механизме равно сумме подвижностей w_j всех пар

механизма, т.е. $w_{\Sigma} = \sum_1^P w_j$. Различают зависимые и независимые координаты. Независимые координаты принадлежат входным звеньям механизма. Остальные координаты функционально зависят от входных. Число W независимых координат определяющих положения всех подвижных звеньев механизма называют его **подвижностью**. В реальных механизмах эта величина является заданной (т.е. заданы координаты $\varphi_1 = f_1(t), S_2 = f_2(t)$, где t – время или другой параметр). Подавляющее большинство передаточных механизмов имеет $W = 1$; но применяют двухподвижные механизмы ($W = 2$, дифференциалы) и многоподвижные ($W > 2$, промышленные роботы).

Подвижные звенья в механизмах могут совершать вращательные (φ_j), поступательные (S_j) и более сложные координатные движения. Наиболее сложным является мгновенно-винтовое движение, характеризуемое в трехмерном пространстве шестью координатами φ_j, S_j в различных сочетаниях (но число линейных координат S_j не превышает трех). Следовательно, наибольшее число одноподвижных звеньев в простом механизме равно 6, а число одноподвижных пар – 7. С увеличением подвижности отдельных кинематических пар и с введением геометрических связей число подвижных звеньев сокращается до 2. Одно подвижное звено могут иметь только приводные механизмы. Таким образом, **по числу звеньев** (с учетом неподвижного звена) простые передаточные механизмы могут быть: трех-, четырех-, пяти-, шести- и семизвенными.

Наибольшее число координат, определяющих положения подвижных звеньев простого механизма называется **размерностью** R механизма [5]. Этот показатель характеризует число измерений пространства движений механизма и равен числу зависимых координат положений звеньев механизма или числу независимых уравнений определяющих любое возможное положение механизма в трехмерном пространстве. Так как в простых механизмах не может быть более 6-и зависимых координат, то их можно по этому показателю разделить на: двух-, трех-, четырех-, пяти- и шестимерные механизмы. Размерность простого механизма равна

$$R_j = w_{\Sigma} - W - w_{\Sigma\Pi} \quad (2)$$

где $w_{\Sigma\Pi}$ – сумма пассивных подвижностей во всех кинематических парах механизма. К пассивным подвижностям $w_{j\Pi}$ относят произвольные вращения роликов и «плавающих» шатунов с сферическими и цилиндрическими кинематическими парами, смещения в сторону от плоскости движения в точечных и линейчатых парах кулачковых и зубчатых механизмов и т.д. Так, в линейчатых кинематических парах 2 и 5 (рис. 1а) $w_2 = w_5 = 4$, из них

пассивные $w_{2\Pi} = w_{5\Pi} = 2$ (возможные смещения перпендикулярно плоскости рисунка и повороты относительно нормали в точках контакта), кроме того $w_3 = w_{3\Pi} = 1$ (пассивное звено II).

Пространство движений всех четырехзвенных плоских шарнирно-рычажных механизмов с одноподвижными кинематическими парами равно $R = 3$, т.к. число независимых уравнений, связывающих между собой все координаты положения их звеньев равно трем: два уравнения проекций положения их звеньев на плоскость движения и одно уравнение суммы угловых координат φ_j в этой плоскости, $\sum \varphi_j = 360^\circ$. По формуле (2) в таких механизмах $R = 4 - 1 - 0 = 3$. В пространственном механизме (рис. 2а) величина $w_\Sigma = 1 + 3 + 3 + 1 = 8, W = 1$ (независимая координата φ_1), $w_{\Sigma\Pi} = 1 + 1 = 2$ (по одной пассивной подвижности в сферических парах 2 и 3, образующих местную подвижность шатуна II), поэтому размерность $R = 8 - 1 - 2 = 5$ (по две координаты $\varphi_{21}, \varphi_{22}$ и $\varphi_{31}, \varphi_{32}$ в парах 2 и 3 и одна — φ_4 в паре 4). В механизме на рис. 2б имеем $w_\Sigma = 1 + 3 + 1 + 2 = 7, W = 1, w_{\Sigma\Pi} = 0$, поэтому $R = 7 - 1 = 6$ (три координаты $\varphi_{21}, \varphi_{22}, \varphi_{23}$ в паре 2, одна — φ_3 в паре 3 и две — φ_4, S_4 в паре 4).

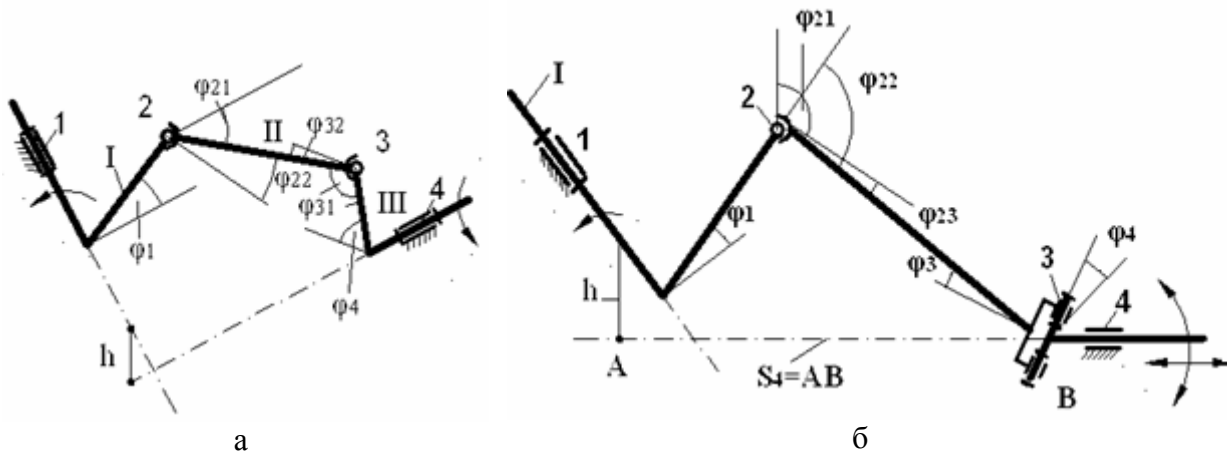


Рис. 2. Пространственные простые четырехзвенные шарнирно-рычажные механизмы: а – кривошипно-коромысловый; б – кривошипно-ползунный

В сложных механизмах с замыканием звеньев возникают параллельные цепи подвижных звеньев, образуя замкнутые кинематические связи, в виде одного или нескольких параллельных звеньев, которые необходимо учитывать. В этом случае R_Σ равна:

$$R_\Sigma = w_\Sigma - W - w_{\Sigma\Pi} + k, \quad (3)$$

где R_Σ – суммарная размерность N простых механизмов в сложном, $R_\Sigma = \sum_I^N R_j$; k – число замкнутых параллельных цепочек звеньев, образующих параллельно действующие механизмы (обычно $k = 1$).

Если R_j известны, то подвижность W сложного механизма

$$W = w_\Sigma - R_\Sigma - w_{\Sigma II} + k \quad (3^*)$$

Например, в замкнутом приводе подачи стола станка (рис. 3а) $p = 16, n = 8, w_\Sigma = 8 + 8 \cdot 4 = 40, w_{\Sigma II} = 8 \cdot 2 = 16, N = 16 - 8 = 8$ простых зубчатых передач, $k = 1$ (две замкнутых на столе цепи механизмов по три одинаковых зубчатых передачи от вала III до стола VIII), поэтому по формуле (3*) $W = 40 - 16 - 8 \cdot 3 + 1 = 1$.

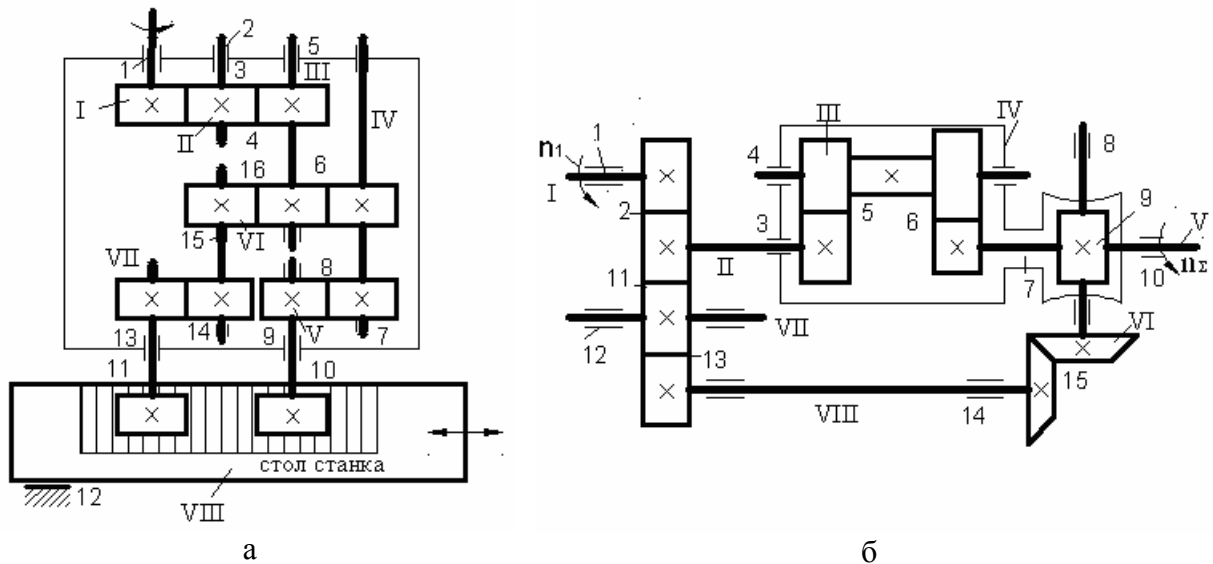


Рис. 3. Замкнутые сложные механизмы:

а – с жестким замыканием одинаковых параллельных цепей простых механизмов между звеньями III и VIII; б – с кинематическим сложением движений от неодинаковых параллельных цепей простых механизмов между звеньями II и V

Однако жёсткое кинематическое замыкание не надо путать с кинематическим суммированием движений, имеющим место, например, в замкнутых дифференциалах, где складываются два разных движения. Например (рис. 3б), в дифференциале от вала I до вала V $p = 15$ (из них зубчатых пар – 7), $n = 8, N = 15 - 8 = 7, R_j = 3, k = 0, w_\Sigma = 8 + 7 \cdot 4 = 36, w_{II\Sigma} = 7 \cdot 2 = 14, W = 36 - 14 - 7 \cdot 3 = 1$. Если дифференциал разомкнуть (убрать валы VII и VIII), то $w_\Sigma = 6 + 4 = 10, n = 6, N = 4, w_\Sigma = 6 + 4 \cdot 4 = 22, w_{II\Sigma} = 4 \cdot 2 = 8, W = 22 - 8 - 4 \cdot 3 = 2$ (двухподвижный суммирующий механизм с двумя входами I и VI). Более простыми примерами жесткого кинематического замыкания механизмов

является применение нескольких сателлитов в конических дифференциалах, использование нескольких одинаковых рычагов III в шарнирных механизмах (рис. 4а, б) и даже введение дополнительных кинематических пар (рис. 4в). Так, присоединение дополнительного звена III образует две параллельных передачи движения со звеньев I и III на звено IV, поэтому $k = 1$ (рис. 4а).

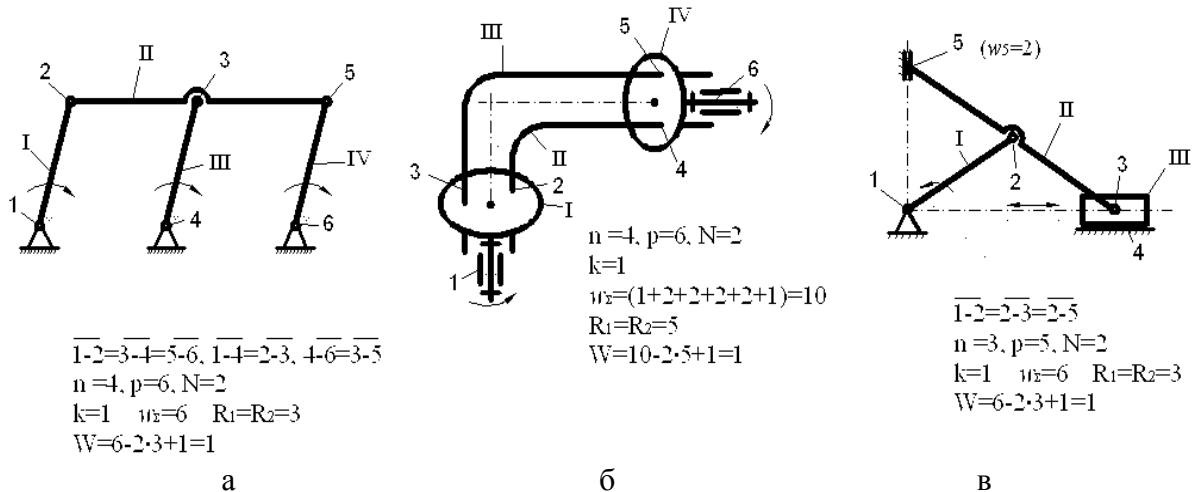


Рис. 4. Замкнутые механизмы, образованные введением: а и б – одного дополнительного звена III, в – одной дополнительной кинематической пары 5

Наряду с подвижностью и размерностью, важным структурным свойством простых механизмов является **связность**, определяемая наличием геометрических ограничений движению их звеньев. Число таких ограничений для передаточных механизмов не превышает четырех ($Q_j \leq 4$). При $Q = 0$ движение звеньев отсутствует (ферма), при $Q = 5$ – механизм двухзвенный (приводной), а при $Q = 0$ механизм называют самоустанавливающимся [6], т.е. способным компенсировать неточности изготовления и сборки за счет собственной кинематической податливости.

В общем случае, наличие геометрических связей в механизме зависит от типа и числа кинематических пар и звеньев, а также от их взаимного расположения. Так для плоских механизмов $Q = 3$, т.к. движение звеньев возможно только в плоскостях параллельных друг другу. Ограничениями будут $S_z = 0$, (невозможно перемещение перпендикулярное к плоскостям движений) и $\varphi_x = \varphi_y = 0$ (невозможно вращение вокруг осей X, Y лежащих в плоскостях движения звеньев). Для сферических механизмов также $Q = 3$ (невозможны линейные перемещения звеньев), т.е. $S_x = S_y = S_z = 0$. То же самое имеет место для пространственного шарнирного четырехзвенника (механизм Беннета), но ограничения в нем другие: $l_1 = l_3, l_2 = l_4, \beta_1 = \beta_3$ (дли-

ны противоположных рычагов равны и равны углы скрещивания осей шарниров в 1-ом и 3-ем рычагах). Таким образом, по числу связей простые механизмы могут быть четырех-, трех-, двух-, односвязными и несвязанными (самоустанавливающимися). Для существования последних необходимо, чтобы $\omega_{\Sigma} \geq 7$. Формула для определения Q в простых механизмах имеет вид:

$$Q = W + 1 - w_{\Sigma} \quad (4)$$

Здесь W берется с учетом местной подвижности звеньев (ролики, плавающие шатуны и т.д.).

Замена одноподвижных кинематических пар на многоподвижные позволяет снизить и даже устранить связность в механизмах. Например, замена двух вращательных пар на сферические в вышеупомянутом трехсвязном механизме Беннета, переводит его в самоустанавливающийся (рис. 2а). На рис. 5а приведена схема плоского кулисно-ползунного механизма, в котором замена вращательных и поступательного шарниров 2, 3 и 4 на цилиндрические (рис. 5б, [6]) преобразует его в самоустанавливающийся ($w_{\Sigma} = 7$). По формуле (4) имеем: $Q = 6 + 1 - 4 = 3$ (рис. 5а) и $Q = 6 + 1 - 7 = 0$ (рис. 5б).

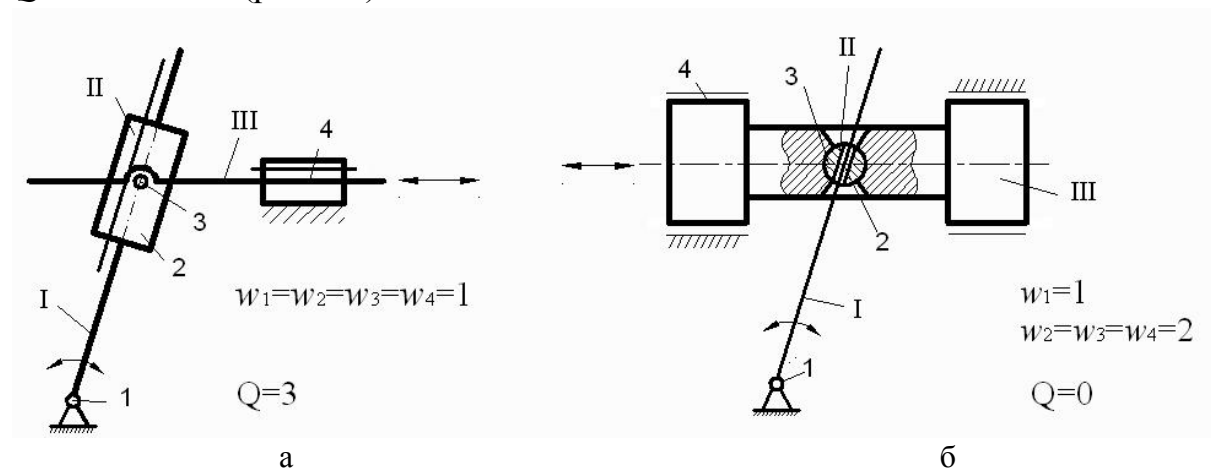


Рис. 5. Плоский кулисно-ползунный механизм: а – трехсвязный; б – самоустанавливающийся

Преобразование простых механизмов осуществляется перебором числа звеньев, вида кинематических пар, применением инверсии, позволяющей менять стойку, а также конструктивными приемами. Например, увеличение числа звеньев переводит шарнирный 4-хзвенник в пространственный семизвенный механизм, замена стойки в кривошипно-ползунном механизме преобразует его в кулисный и т.д. Сложные механизмы образуются путем присоединения друг к другу нескольких простых через одно или два общих звена для двух смежных простых механизмов. Одно из присое-

двух звеньев становится трехпарным в механизме (имеет три стыка с другими звеньями). Присоединение через три и более общих звена не имеет в современном машиностроении практического применения и не рассматривается. На рис. 1 звеньями присоединения являются двуплечий рычаг III (рис. 1а) и водило I с шестерней II (рис. 1б). Подвижные звенья присоединяемого простого механизма образуют двухповодковую группу (звенья III–IV). Присоединяемые два общих звена для структурного и кинематического анализа можно заменить на одно «приведенное» звено. Таким звеном на рис. 1б для простого механизма 0-I-II-III-IV с двумя входами является «приведенный» рычаг I* (пунктир между шарнирами 1 и 4), который преобразует пятизвенник в четырехзвенник 0-I*-III-IV. Рычаг I* имеет изменяемые координаты: длину l_1^* и угол φ_1^* , которые являются известными из схемы первого (планетарного) механизма 0-I-II, $l_1^* = (l_1^2 + l_2^2 - 2l_1l_2 \cos \varphi_2)^{0,5}$, $\varphi_1^* = \varphi_1 - \arcsin((l_2 \cdot \sin(\varphi_1 + \varphi_2))/l_1)$. Таким образом данное структурное преобразование приводит двухподвижный простой пятизвенник 0-I-II-III-IV с входными связанными между собой координатами φ_1 и φ_2 , в «типовой» простой четырехзвенник 0-I*-III-IV. Предполагается, что для типовых простых механизмов существуют типовые методы их анализа и расчета. Предлагаемая типизация при расчленении сложных механизмов на простые позволяет бесконечное множество передаточных механизмов [7, 8] свести к анализу конечного набора целесообразных для практического применения простых механизмов.

Библиографический список

1. Артоболевский, И.И. Теория механизмов / И.И. Артоболевский. М.: Наука, 1967. 720 с.
2. Семёнов, М.В. Структура механизмов / М.В. Семёнов. М.: Гос.издат. физ-мат. литературы, 1959. 283с.
3. Смелягин, А.И. Структура механизмов и машин / А.И. Смелягин. М.: Высшая школа, 2006. 304 с.
4. Ключко, Э.В. Расчет профиля кулачков многозвенных кулачковых механизмов / Э.В. Ключко // Вестник машиностроения, 1980. № 5. С.33-35.
5. Ключко, Э.В. Расчет положений и скоростей в пространственных четырехзвенных механизмах / Э.В. Ключко // Вестник машиностроения, 1977. № 9. С.43-47.
6. Решетов, Л.Н. Самоустанавливающиеся механизмы / Л.Н. Решетов. М.: Машиностроение, 1979. 334 с.
7. Артоболевский, И.И. Механизмы в современной технике / И.И. Артоболевский. М.: Наука, 1970-75. Т.Т. I-IV. 2640 с.
8. Кожевников, С.Н. Механизмы / С.Н. Кожевников, Я.И. Есипенко, Я.М. Раскин. М.: Машиностроение, 1976. 784 с.

УДК 621.03

Э.В. Клюйко
Тверской государственный технический университет

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ МЕХАНИЗМЫ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

Среди исполнительных механизмов станков основными являются те, которые непосредственно предназначены для механической обработки изделий; их целесообразно назвать технологическими механизмами. Звеньями этих механизмов служат станочные узлы, несущие режущий инструмент и изделие и образующие между собой подвижный контакт в виде **технологической пары** [1], близкой по своей структуре кинематическим парам передаточных механизмов рабочих машин [2]. Однако, вместо относительного скольжения или качения в этой паре осуществляется резание и формообразование изделия. Технологический механизм основан не на передаче движения от входного звена к выходному (как в передаточных механизмах), а на замыкании движений подвижных звеньев на технологической паре с целью срезания припуска и образования поверхности изделия. Таким образом, технологический механизм представляет собой систему звеньев несущих режущий инструмент и изделие, соединенную между собой кинематическими и технологическими парами и предназначенную для резания и формообразования изделия. Технологический механизм является последним в кинематических цепях передающих движения от приводных устройств на инструмент и изделие; на нем происходит замыкание этих цепей с образованием внутренних кинематических связей. Основная цель замыкания – поддержка постоянного подвижного контакта между инструментом и изделием силовым, геометрическим или кинематическим способами. Первые два реализуются также как в передаточных механизмах станков, последний – с помощью специальных формообразующих кинематических цепей механизмов [3]. В отличие от передаточных механизмов в нерабочем состоянии замыкание, внутренние связи и сам технологический механизм не существуют. Если изделие обрабатывается несколькими инструментами, то имеют место несколько технологических механизмов, отличающихся друг от друга типом инструмента и особенностями образования поверхностей изделия. Число звеньев в технологических механизмах, с учетом неподвижного звена (станина), равно числу p_T кинематических и технологической пар, т.е. $n_T + 1 = p_T$. Общее число n_T подвижных звеньев в механизме составляет $n_T = 2...6$ в зависимости от сложности формообразования. Наиболее сложным является семизвенный технологический механизм, в котором движение инструмента относительно изделия определя-

ется шестью параметрами (координатами), т.е. шестью угловыми и линейными относительными перемещениями звеньев (салазок, столов, шпинделей и т.д.); в этом случае $n_T + 1 = p_T = 7$.

Размерность R_T технологического механизма определяется числом простых формообразующих и врезных движений, участвующих в формообразовании определенной поверхности изделия без учета пассивных движений. К числу пассивных движений режущих инструментов относятся такие, инструментальные производящие линии которых подобны траекториям их движений; это так называемые движения «сами по себе». Примерами могут служить вращение чашечных резцов, окружная режущая кромка которых соосна оси вращения; вращение шлифкругов и фрез, участвующих в формообразовании огибающей производящей линии на обрабатываемой поверхности; движение абразивной ленты вдоль своей образующей при ленточном шлифовании и т.д. Кроме того, к пассивным относятся свободные вращения роликов, плавающих шатунов и ползунов и других звеньев, подобных применяемым в передаточных механизмах [2].

Подвижность W_T технологического механизма (число степеней свободы) определяется числом независимых между собой простых или сложных исполнительных движений участвующих в формообразовании и резании. К таким относятся движения Φ_0, Φ_H формообразования производящих линий на поверхности изделия и неформообразующее движение врезания P_S . Движения Φ_0 и Φ_H одновременно являются и движениями резания, т.е. $\Phi_0 = P_V, \Phi_H = P_S$, т.к. формообразование сопровождается срезанием стружки. При копировании ($\Phi_0 = 0$) движение $\Phi_H = P_V$, т.е. движение формообразования одновременно является главным движением резания [4]. Величина W_T зависит от суммарной подвижности технологической и кинематических пар механизма, за вычетом размерности R_T и пассивных подвижностей:

$$W_T = w_\Sigma - R_T - w_{\Sigma\Pi}. \quad (1)$$

Здесь $w_\Sigma = w_T + \sum_1^{P-1} w_j$ — суммарная подвижность всех пар технологического механизма, w_T и w_j — подвижность технологической и j -ой кинематической пары; $w_{\Sigma\Pi}$ — суммарная избыточная подвижность в кинематических парах механизма (вращения роликов, чашечных резцов, фрез, шлифкругов, плавающих шатунов и т.д.).

Процесс резания и формообразования поверхности изделия на станке геометрически сводится к созданию двух производящих линий этой поверхности, одна из которых (образующая) перемещается вдоль другой, направляющей [3]. Кинематические модели формообразования в технологическом механизме могут строиться четырьмя способами, зависящими от ва-

рианта формирования образующей и направляющей. На рис.1 показаны способы создания образующих: **копированием** (рис. 1а), когда эта линия воспроизводится как слепок с режущей кромки инструмента; **подобием** (рис. 1б), когда производящая получается режущими точками инструмента движением, траектория которого подобна заданной образующей; **касанием** (рис. 1в), когда производящая формируется как общая касательная (огibaющая) к множеству траекторий режущих точек инструмента, вращающегося относительно изделия и **обкатом** (рис. 1г), когда образующая, как общая касательная формируется при жесткой кинематической связи всех простых движений, участвующих в ее создании.

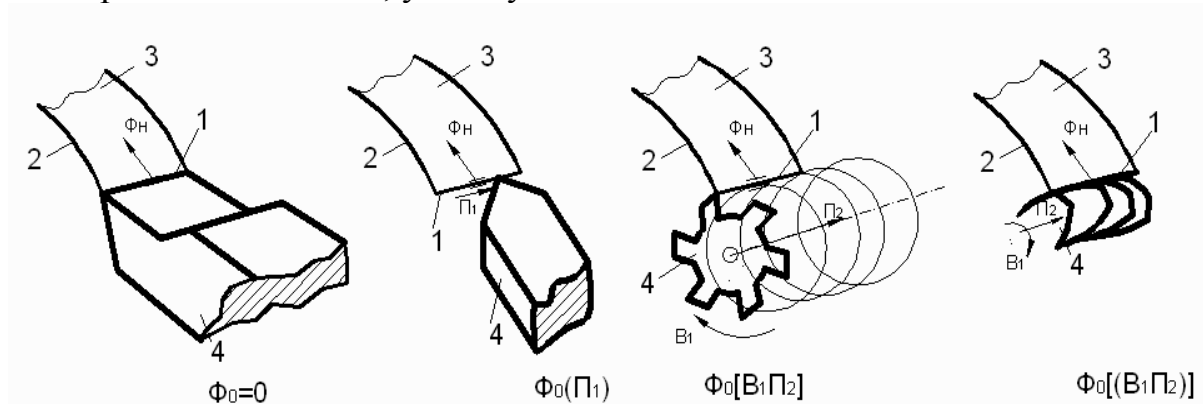


Рис. 1. Способы формообразования образующей на поверхности изделия в технологическом механизме: а – копированием; б – подобием; в – касанием; г – обкатом. 1 – образующая; 2 – направляющая; 3 – образуемая поверхность; 4 – режущий инструмент; Φ_0 – движение формообразования образующей 1; Φ_n – движение формообразования направляющей 2

Так как направляющая линия может формироваться движением Φ_n теми же способами, что и образующая (рис. 1), то в целом, поверхность изделия может создаваться [4]: способами двойного, подобного, касательного и обкатного копирования; способами двойного, касательного и обкатного подобия; способами двойного, подобного и обкатного касания и способами двойного, подобного и касательного обката. Во всех способах формообразования, кроме копирования, для создания поверхности, как двухпараметрического многообразия, требуется два независимых движения Φ_0, Φ_n формообразования. Поэтому подвижность технологических пар в этих способах $w_T = 2$, независимо от числа формообразующих движений и типа формообразующего контакта в технологической паре. Для способов копирования требуется только одно движение формообразования Φ_n (рис. 1а); однако формообразованию в этих способах предшествует движение врезания. Следовательно, для всех вышеперечисленных способов технологическая пара – двухподвижная ($w_T = 2$). Технологическая пара является замыкающей в технологическом механизме; её подвижность опреде-

ляется не типом контакта в паре (точечный, линейный, поверхностный), а совокупным взаимодействием движений звеньев механизма и, следовательно, подвижностей их кинематических пар. Наличие избыточных подвижностей в кинематических парах технологического механизма, в отличие от передаточных механизмов, нежелательно, т.к. оно прямо отражается на точности формообразования. Исключение составляют случаи, когда избыточные подвижности по траектории перемещений совпадают с формообразующими движениями, действующими в механизме. Таким образом, в технологической паре механизма могут существовать одна подвижность $w_T = 1$ – при формообразовании способами копирования, и две подвижности $w_T = 2$ – при формообразовании способами подобия, касания и обката, а также при одновременном формообразовании и врезании способами копирования. Каждая из подвижностей технологической пары может быть простой (т.е. определяться одним простым вращательным, поступательным или винтовым движением) и сложной, т.е. образуемой несколькими функционально связанными между собой простыми движениями. Технологическая пара с такой подвижностью называется траекторной, а функциональная кинематическая связь между отдельными движениями такой пары называется формообразующей [4]. Передаточные отношения u_{Tj} между отдельными движениями звеньев 1, 2 в технологической паре определяются производной между параметрами положения этих звеньев (угловыми φ или линейными S):

$$u_{Tj} = \frac{dS_2}{d\varphi_1} \quad \text{или} \quad u_{Tj} = \frac{d\varphi_2}{d\varphi_1} \quad \text{или} \quad u_{Tj} = \frac{d\varphi_2}{dS_1}. \quad (2)$$

Здесь φ_1, S_1 – параметры независимых движений входных звеньев в технологическом механизме. В большинстве случаев передаточные отношения u_{Tj} – величины постоянные; они определяют жесткую формообразующую связь в технологической паре механизма. В соответствии с формулой (2) в таблице приведены значения u_{Tj} для некоторых технологических механизмов станков.

Наряду с жесткими формообразующими связями в технологических механизмах существуют мягкие связи формообразования, возникающие в процессе огибания инструментальной производящей при ее вращении относительно изделия [6].

В этом случае функциональная связь между отдельными движениями в технологической паре сводится к зависимостям между параметрами инструментальной производящей в виде $\vartheta = f(u)$ или $\vartheta = K$, где ϑ , u – угловой и линейный параметры производящих инструментальной поверхности, K – постоянный угловой параметр, при котором происходит огибание с каса-

нием сопрягаемых изделий производящих с инструментальной производящей (режущей кромкой). Общее число C жестких и мягких формообразующих связей в технологическом механизме равно:

$$C = M + N - M_{\Pi} - 2. \quad (3)$$

Здесь M – число формообразующих движений, N – число формообразующих параметров режущего инструмента: $N = 0$, когда на инструменте только одна формообразующая точка (вершина резца); $N = 1$, когда на инструменте формообразующая режущая кромка; $N = 2$, когда инструмент имеет формообразующую поверхность (цилиндрические фрезы, шлифкруги, притиры и т.п.); M_{Π} – число пассивных (одинаковых по траектории) движений из числа M и движений «сами по себе». Например, цилиндрический шлифкруг вращается при формообразовании и перемещается вдоль оси вращения. Эти движения по траектории (окружность и прямая) совпадают с образующими линиями шлифкруга в поперечном и продольном сечениях его. Поэтому $M_{\Pi} = 2$.

Передаточные отношения жестких формообразующих связей
некоторых технологических механизмов

Технологическая пара	Передаточное отношение u_{Tj}	Примеры технологических механизмов
1. Вращательная зуборезная прямозубая	$u_T = \frac{z}{z_u} = \frac{\varphi_u}{\varphi}$	Механизмы нарезания шестерен червячными зуборезными фрезами, зуборезными долбяками, шеверами, абразивными червяками и т.д.
2. Винтовая зуборезная	$u_T = \frac{z}{z_u} \left(1 \pm \frac{S_0}{T} \right) = \frac{\varphi_u}{\varphi}$	Механизмы нарезания косозубых шестерен и червячных колес червячными фрезами
3. Вращательно-поступательная зуборезная косозубая	$u_{T1} = \frac{z}{z_u} = \frac{\varphi_{u1}}{\varphi}$ $u_{T2} = \frac{z \cdot S_0}{z_u \cdot T} = \frac{\varphi_{u2}}{\varphi}$	Механизмы нарезания косозубых шестерен и червячных колес червячными фрезами дифференциальным способом
4. Винторезная	$u_T = \frac{T}{2\pi} = \frac{S}{\varphi}$	Механизмы нарезания резьб, червяков и винтов резцом, фрезой и шлифкругом
5. Вращательно-поступательная рейконарезная	$u_T = \frac{mz_u}{2}$ или $u_T = \frac{mz}{2}$	Механизмы нарезания шестерен зуборезными рейками и нарезания реек зуборезными долбяками
Обозначения: z_u, z - соответственно число зубьев (заходов) режущего инструмента и изделия; φ_u, φ - соответственно углы поворота инструмента и изделия; S_0 - оборотная подача, T - ход винтовой линии, m - модуль		

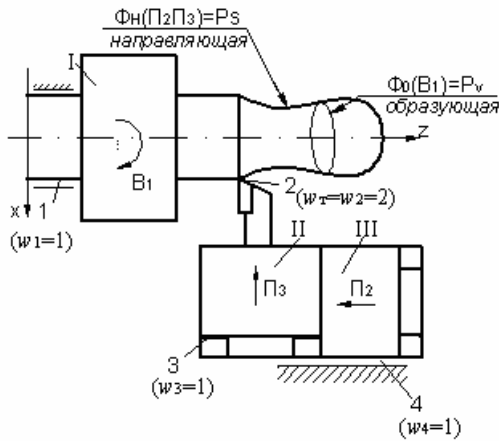


Рис. 2. Токарный четырехзвенный технологический механизм фасонного точения резцом (I – шпиндель с изделием; II – поперечные салазки с резцом; III – продольные салазки суппорта)

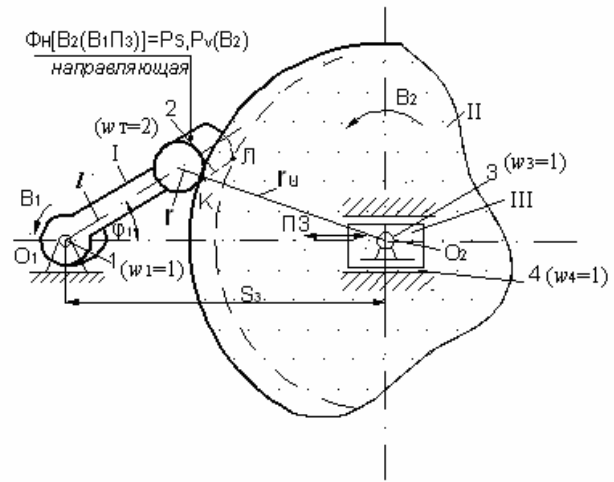


Рис. 3. Четырехзвенный технологический механизм шлифования шатунных шеек коленвалов (I – рабочий шпиндель с коленвалом; II – инструментальный шпиндель с шлифкругом; III – ползун)

Рассмотрим несколько примеров. На рис. 2 в токарном технологическом механизме реализуется формообразование способом двойного подобию. В нем подвижных звеньев $n_T = 3$, $p_T = 4$ (технологическая и три кинематических пары), пассивных пар нет, $w_\Sigma = (1 + 2 + 1 + 1) = 5$. Размерность механизма $R_T = 3$, поэтому подвижность механизма по формуле (1) $W_T = 5 - 3 - 0 = 2$ (независимые движения B_1 и Π_2), число формообразующих связей по формуле (3) – $C = 3 + 0 - 2 = 1$ (жесткая кинематическая связь между движениями Π_2 и Π_3 с передаточным отношением $u_T = \frac{dz}{dx}$, здесь $z = f(x)$ – уравнение направляющей на поверхности изделия). Оба движения формообразования являются одновременно движениями резания.

На рис. 3 цилиндрическая поверхность шатунной шейки коленвала шлифуется способом подобного копирования, т.к. продольный профиль шлифкруга копирует прямолинейную образующую на шейке вала. Число подвижных звеньев здесь $n_T = 3$, $p_T = 4$, размерность $R_T = 2$ (вращение шлифкруга – пассивное), $w_\Sigma = 1 + 2 + 1 + 1 = 5$, $w_{\Sigma\Pi} = 1$ (пара 3), $W_T = 5 - 2 - 1 = 2$ (вращения B_1 и B_2). Число связей $C = 3 + 2 - 1 - 2 = 2$ (одна связь жесткая – между движениями B_1 и Π_3 и одна мягкая связь огибания между вращением B_2 и сложным движением ($B_1 \Pi_3$). Жесткая связь соответствует зависимости $S_3 = l \cdot \cos \varphi_1 + \sqrt{(r + r_u)^2 - (l \sin \varphi_1)^2}$, где r и r_u – радиусы шатунной шейки и шлифкруга, φ_1 и S_3 – положения коленвала и шлифкруга; переменное передаточное отношение по формуле (2)

$$u_T = dS_3 / d\varphi_1 = -l \sin \varphi_1 \left(1 + l \cos \varphi_1 \left(\sqrt{(r + r_u)^2 - (l \sin \varphi_1)^2} \right)^{-1} \right).$$

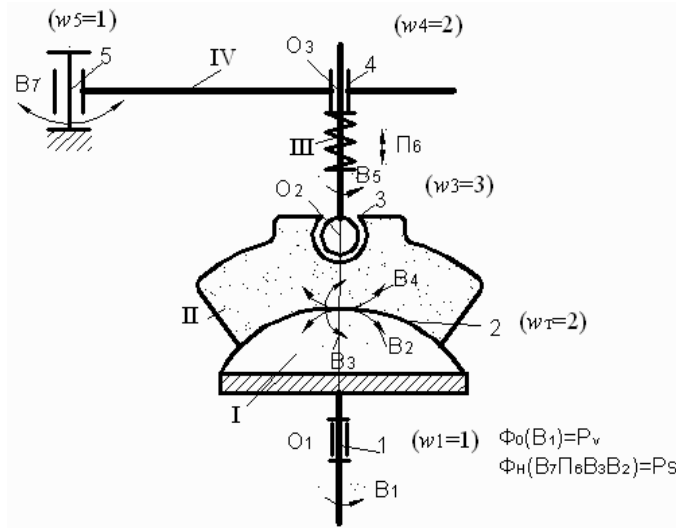


Рис. 4. Пятизвенный технологический механизм полирования сферических поверхностей:
 I – инструментальный шпиндель с изделием; II – притир;
 III – плавающий толкатель;
 IV – коромысло

В технологическом механизме полирования сфер (рис. 4) качательное движение B_7 коромысла IV через подпружиненный толкатель III заставляет притир II совершать повороты B_2, B_3, B_4 вокруг т. O_2 и формировать сферическую поверхность в технологической паре 2. Вращение B_1 повышает эффективность притирки. Здесь $n_T = 4, p_T = 5, R_T = 5$ ($B_1, B_2, B_3, П_6, B_7$; движения B_4, B_5 звеньев II и III пассивные), $w_\Sigma = 1 + 2 + 3 + 2 + 1 = 9$, $w_{\Sigma\Pi} = 1 + 1 = 2$ (две пассивные подвижности в кинематических парах 3 и 4 у звена III), $W_T = 9 - 5 - 2 = 2$ (ведущие движения B_1 и B_7). Число движений $M = 7, N = 2, M_{\Pi} = 4$ (B_2, B_3 – движения «сами по себе», B_5, B_4 – пассивные, т.к. подобны движению B_1). $C = 7 + 2 - 4 - 2 = 3$ (три жестких кинематических связи между движениями $B_7, П_6, B_2$ и B_3).

Библиографический список

1. Цвис, Ю.В. Профилирование режущего обкатного инструмента / Ю.В. Цвис. М.: Машгиз, 1961. 156 с.
2. Клюйко, Э.В. Структура передаточных механизмов станков / См. настоящий сборник. С. 110-118.
3. Федотенок, А.А. Кинематическая структура металлорежущих станков / А.А. Федотенок. М.: Машиностроение, 1970. 720 с.
4. Клюйко, Э.В. Основы кинематики формообразования на металлорежущих станках / Э.В. Клюйко // СТИН. 1997. № 11. С.12-15. № 12. С. 16-21.
5. Клюйко, Э.В. Инструмент-деталь как кинематическая пара в цепях формообразования металлорежущих станков / Э.В. Клюйко // Сб. статей Обработка металлов резанием. Калинин: КПИ, 1972. Вып.2. С. 143-151.
6. Клюйко, Э.В. Основы теории формообразования поверхностей на металлорежущих станках / Э.В. Клюйко. Тверь: ТГТУ, 2006. 73 с.

УДК 621.912

Э.В. Клюйко

Тверской государственный технический университет

К ВОПРОСУ О НЕКРУГЛОМ ТОЧЕНИИ ЧАШЕЧНЫМИ РЕЗЦАМИ

Ротационное точение чашечными резцами успешно применяется для обработки валов из труднообрабатываемых материалов [1], т.к. обладает целым рядом достоинств, связанных с вращением режущей кромки, позволяющим повысить стойкость резца, уменьшить его нагрев и улучшить условия трения на поверхностях резца, контактирующих с обрабатываемым материалом. Однако, этот способ не получил широкого распространения, прежде всего, из-за недостаточной жесткости конструкции устройств с чашечными резцами (малые размеры, зазоры необходимые для самовращения и т.д.), снижающей качество обработки. Для повышения эффективности ротационного точения необходим переход от применения приспособлений на универсальных станках – к разработке специализированных станков с силовыми приводами вращения, как заготовки, так и инструмента. Прототипом таких станков могут служить современные шлицефрезерные станки [2], у которых между шпинделями заготовки и инструмента имеется кинематическая связь, позволяющая не только круглое, но и фасонное точение, например, многогранных валов, применяемых в технике взамен шлицевых. Для обработки таких валов скорости n_u вращения инструментального шпинделя и n шпинделя заготовки должны удовлетворять условию:

$$u_T = n_u/n = N/k, \quad (1)$$

где N и k – соответственно число граней на валу и число подъемов (выступов) на замкнутом выпуклом профиле режущей кромки чашечного резца ($k = 1$, если профиль – эксцентричная окружность, $k = 2$ – эллипс, $k = 3$ – трехветвистая гипотрохоида и т.д.). Если $N = 3$ и $k = 1$, то в соответствии с (1) получим наиболее простой вариант точения трехгранного вала эксцентричным чашечным резцом [3]. В этом случае, в отличие от круглого точения, самовращение чашки неприменимо, но возможны прямая ($\psi < 90^\circ$) и обратная ($\psi > 90^\circ$) установки резца по отношению к оси обрабатываемого вала (рис. 1). Рассмотрим возможности точения с попутным и встречным направлениями скоростей вращения резца и обрабатываемого вала. Скорость V_ϕ формообразования в т. M складывается из суммы скорости V вала и вертикальной составляющей V_{uz} скорости V_u чашечного резца, расположенного под углом λ к оси вала. Горизонтальная составляющая V_{ux} направлена по подаче S и на скорость формообразования прямого действия не оказывает.

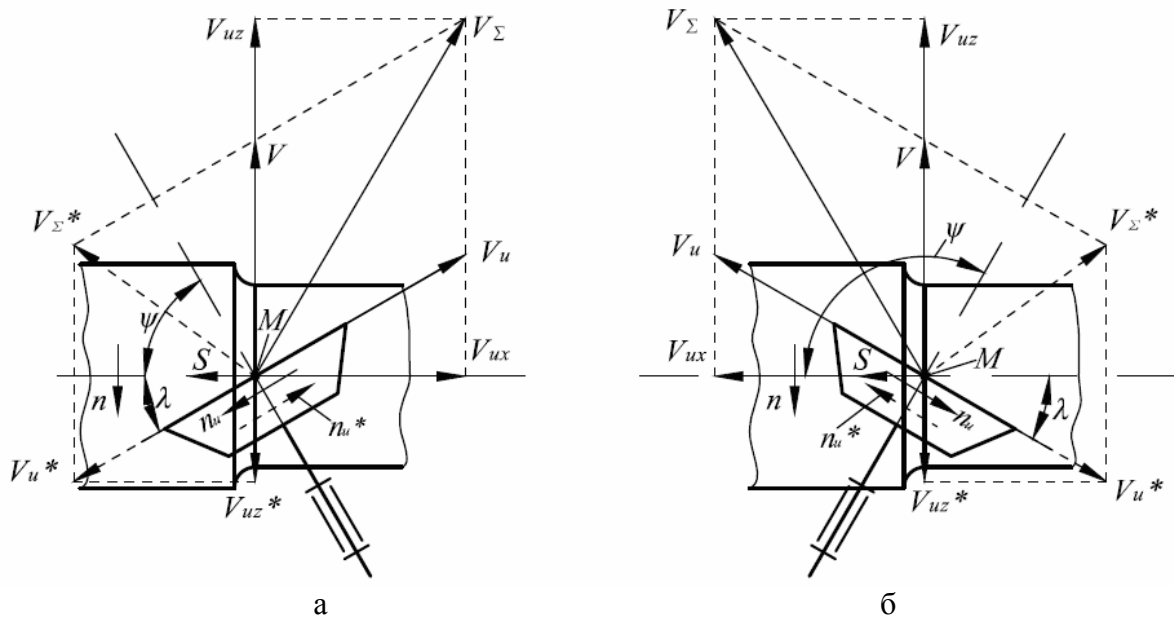


Рис. 1. Прямая (а) и обратная (б) схемы установки чашечных резцов при попутном (пунктир на стрелках и звездочки на обозначениях) и встречном некруглом точении. Скорости на схемах приложены к резцу

Поэтому $V_{\phi} = V \pm V_{uz}$, где верхний знак соответствует встречному процессу, а нижний – попутному. Величины слагаемых и их параметры равны: $V = 2\pi r_j n$, $V_{uz} = 2\pi r_{uj} n_u \sin \lambda$, $n_u = 3n$, $r_j = a - r_{uj}$, $a = R + r_0$, $r_{uj} = \sqrt{R^2 + e^2 \sin^2 3\varphi} - e \cos 3\varphi$ [4]. Здесь r_j , r_{uj} – текущий радиус профиля на валу и на резце (рис. 2); a , R , r_0 – соответственно межосевое расстояние, радиус режущей кромки резца и средний радиус профиля вала; e – эксцентриситет; λ – угол наклона режущей кромки резца; φ – угол поворота вала. После подстановки параметров и преобразований получим:

$$V_{\phi} = V_0 [1 + \chi - (1 \mp 3 \sin \lambda) (\sqrt{\chi^2 + \xi^2 \sin^2 3\varphi} - \xi \cos 3\varphi)], \quad (2)$$

где $V_0 = 2\pi r_0 n$, $\chi = R/r_0$, $\xi = e/r_0$.

На рис. 3 в соответствии с (2) построены графики колебаний V_{ϕ} для различных значений λ и χ , из которых видно, что попутный процесс нецелесообразен, т.к. вызывает большие колебания скорости, а при большем λ вообще неосуществим, т.к. скорость инструмента становится больше V . Для встречного точения колебания V_{ϕ} не превышают 7 %, а при $\lambda \approx 20^\circ$ – близки к нулю. В этом случае $V_{\phi} = 2\pi r_0 n (1 + \chi)$. Полагая $\chi = 1$, что соответствует примерному равенству слагаемых скоростей и соответствующих им энергозатрат на вращения n и n_u , получим

$V_{\varphi} = 2\pi n r_0 + 2\pi n R \approx 4\pi n r_0$. Если скорость резания задана, то частота вращения вала уменьшается в два раза по сравнению с обычным фасонным точением (при $\lambda = 0$ или при невращающемся резце), т.е. $n = V_{\varphi} / 4\pi r_0$.

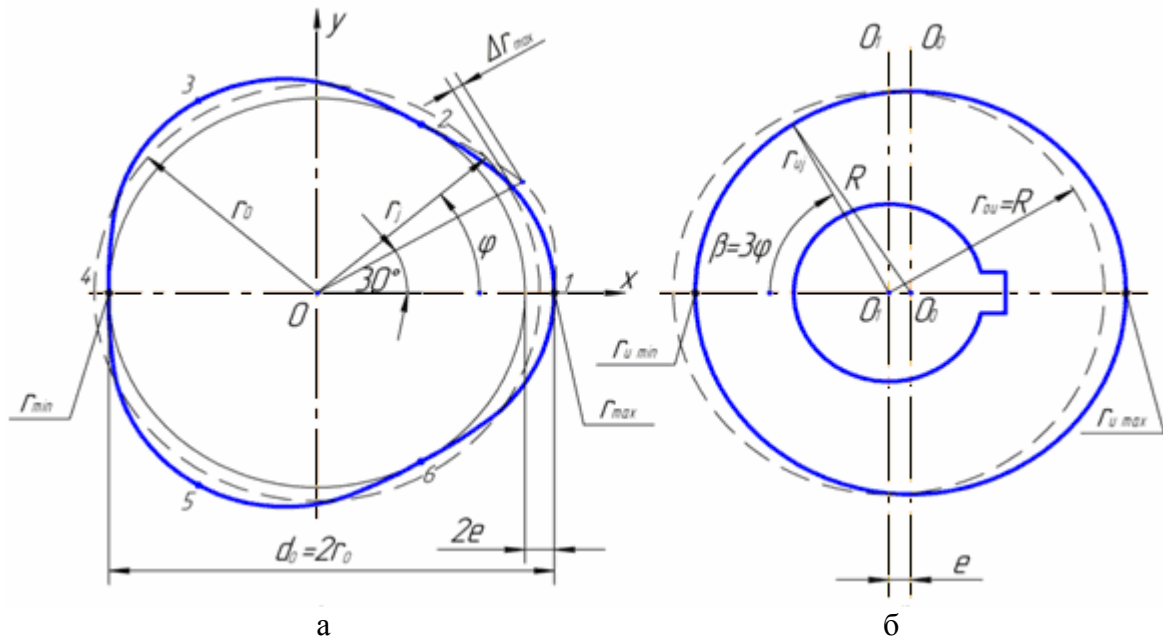


Рис. 2. Профиль некруглого вала (а) и чашечного эксцентричного резца (б). Оси O, O_0, O_1 – соответственно оси вращения вала, резца и геометрическая ось окружной режущей кромки резца

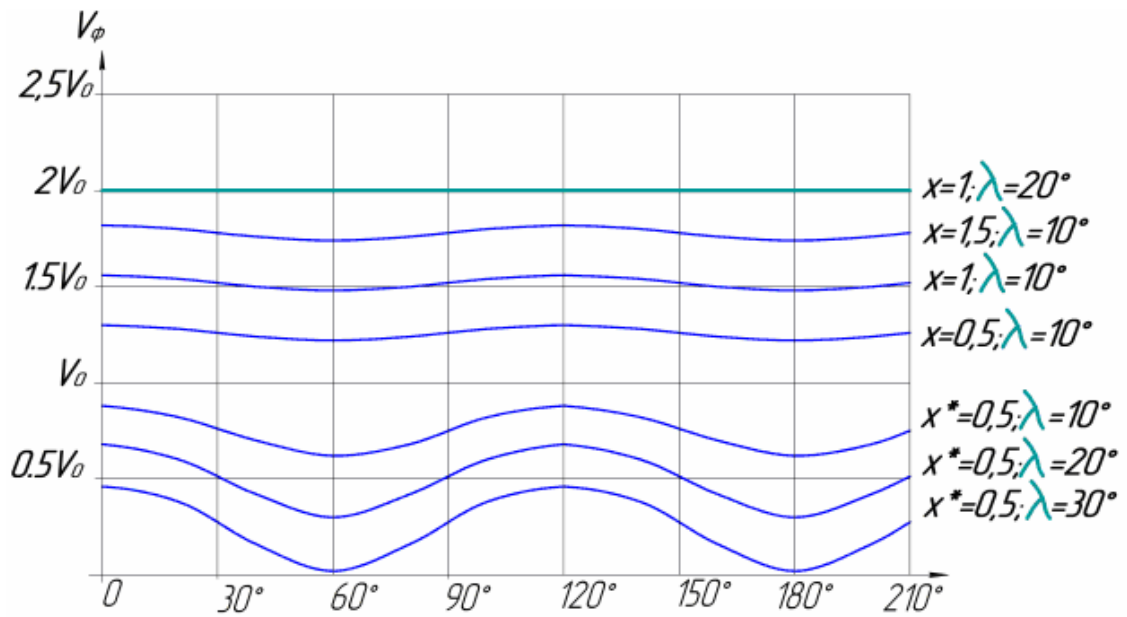


Рис. 3. Изменение скорости V_{φ} при различных значениях x, x^* и λ (x – для встречного точения; x^* – для попутного)

В работе [4] дано выражение для определения профиля трехгранного вала, которое в полярных координатах r, φ (рис. 2а) имеет вид:

$$r_j = \sqrt{x^2 + y^2} = a + e \cos 3\varphi - \sqrt{R^2 - e^2 \sin^2 3\varphi} \quad (3)$$

Значения r_{max} и r_{min} наблюдаются соответственно в т. 1, 3, 5 при $\varphi_j = \{0, 2\pi/3, 4\pi/3, \dots\}$ и в т. 2, 4, 6 при $\varphi_j = \{\pi/3, \pi, 5\pi/3, \dots\}$ и равны $r_{max} = a + e - R = r_0 + e$, $r_{min} = a - e - R = r_0 - e$, где средний радиус $r_0 = 0,5(r_{max} + r_{min}) = a - R$.

Радиусы кривизны на профиле (3) изменяются от ρ_{min} (в т. 1, 3, 5) до ρ_{max} (в т. 2, 4, 6):

$$\rho_{\min}^{\max} = \frac{(r_0 \mp e)^2}{r_0 \mp 10e - 9e^2/R}, \quad (4)$$

здесь верхние знаки соответствуют ρ_{max} , нижние – ρ_{min} .

Анализируя знаменатель формулы (4), заключаем, что необходимым условием выпуклости профиля вала (и отсутствия вогнутости) является неравенство $r_0 - 10e - 9e^2/R \geq 0$, из которого следует, что:

$$R \geq 9e^2/(r_0 - 10e). \quad (5)$$

Выполнение равенства в уравнении (5) означает формирование профиля с наибольшим уплощением граней (в т. 2, 4, 6 – радиус кривизны $\rho_{max} = \infty$). Этому случаю соответствует эксцентриситет $e = R(\sqrt{1 + 0,36r_0/R} - 1)/1,8$. Из уравнения (5) следует еще одно ограничение, если принять вышеуказанную рекомендацию $r_0 \approx R$:

$$r_0 > 10,83e \quad \text{или} \quad e < 0,092r_0. \quad (6)$$

Профиль чашечного резца (рис.2б) технологически является относительно простым, но в отличие от круглой чашки, допускает ограниченное число переточек. При наличии переточки резца на величину ΔR размеры r_{max} и r_{min} в т. 1-6 профиля вала (рис. 2а) не изменяются, т.к. размер a при точении после переточки корректируется на ту же величину ΔR . Изменение профиля происходит на участках между т. 1-6 (на рис. 2а показано пунктиром на участке 1-2); оно достигает максимума Δr_{max} в средней части участков 1-2, 2-3, ..., 6-1. После переточки резца на величину ΔR текущий радиус вала изменится и будет равен: $r_j^* = R^* + r_0 - \sqrt{R^{*2} - e^2 \sin^2 3\varphi} + e \cos 3\varphi$, где $R^* = R - \Delta R_j$. Погрешность профиля вала будет равна:

$$\Delta r_j = r_j^* - r_j = \sqrt{R^2 - e^2 \sin^2 3\varphi} - \sqrt{(R - \Delta R_j)^2 - e^2 \sin^2 3\varphi} - \Delta R_j \quad (7)$$

По зависимости (7) на рис. 4а построен график погрешности профиля вала $\Delta r_j = f(\varphi)$ при $R = 25$ мм и $e = 2$ мм для разных значений переточек. Наибольшие значения Δr_{max} соответствуют среднему положению на шести участках профиля ($\varphi = 30^\circ$ на участке 1-2, рис. 4а) независимо от величины ΔR_j ; величина Δr_{max} :

$$\Delta r_{max} = \sqrt{R^2 - e^2} - \sqrt{(R - \Delta R_j)^2 - e^2} - \Delta R_j \approx e^2 \Delta R_j / 2R^2 \quad (8)$$

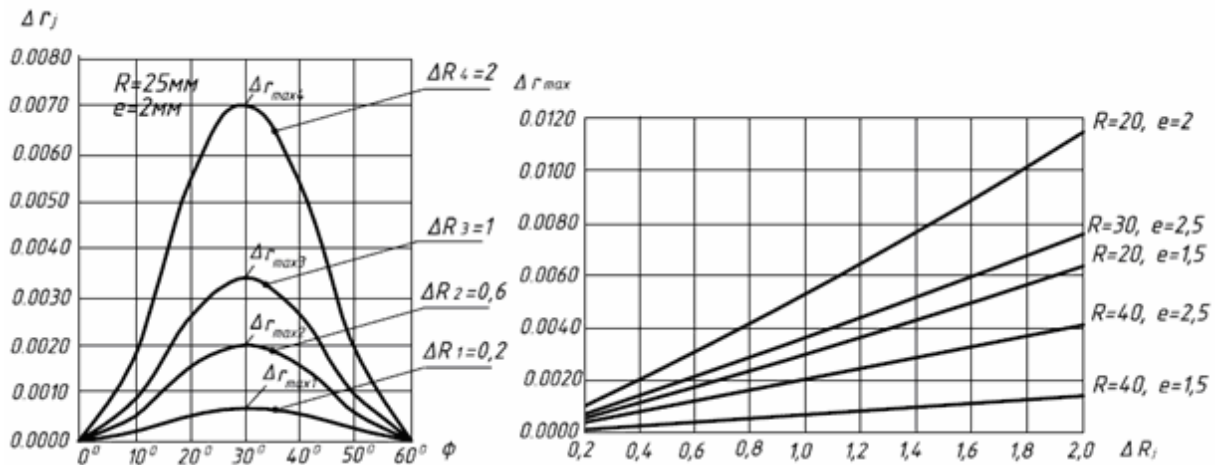


Рис. 4. Влияние переточки инструмента на погрешность профиля детали

Зависимость $\Delta r_{max} = f(\Delta R_j)$ практически линейная (рис. 4б). Таким образом погрешность (8) профиля вала, вызываемая переточкой резца, для реальных значений $\Delta R_j = 0,2 \dots 0,5$ мм незначительная и определяется величинами e, R и ΔR . Для выше рекомендованных параметров (формула (6) при $R = r_0$) погрешность от разовой переточки не превышает величины $\Delta r_j \approx 0,005 \Delta R_j$ и допускает при точении многоразовые переточки (более 10), что существенно повышает размерную стойкость чашечных резцов.

Библиографический список

1. Гик, Л.А. Принципы создания и классификация схем ротационного резания / Л.А. Гик // СТИН. 2005. № 7. С.25-28.
2. Данилов, В.А. Расширение технологических возможностей шлицефрезерных станков / В.А. Данилов, М.В. Бажин, А.И. Костюченко // СТИН. 1996. № 6. С.24-29.
3. А.с. 416163 СССР, МКИ В 23В 1/00. Способ точения некруглых в поперечном сечении тел.
4. Ключко, Э.В. Способ точения трехгранных профилей на изделиях / Э.В. Ключко // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: Межвуз. сб. научн. тр. Тверь: ТГТУ, 2007. С.94-96.

УДК 658.26

Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян
Тверской государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА СИНТЕЗА РЕШЕНИЙ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В КОМПЛЕКСНОЙ САПР ТП - АСУТП

Эффективность процедур синтеза решений при автоматизированном проектировании технологических процессов (ПТП) во многом обуславливается обоснованностью входных и выходных информационных потоков каждого элемента (подсистемы) САПР ТП. Известно, что одним из методов такого анализа является теоретико-множественные подходы общей теории систем [1, 2]. Такое исследование крайне важно при разработке математических моделей сложных систем.

В данной статье приводятся результаты исследования правил преобразования информации при проектировании технологических процессов (ТП) в рамках комплексной системы (КС) проектирования технологических процессов и управления (САПР ТП – АСУТП) в условиях единичного и мелкосерийного производства.

Для этого сначала были определены основные подсистемы и выявлены взаимосвязи между ними. С этих позиций объект (САПР ТП) задается множеством элементов (подсистем), каждому из которых соответствует своя операция (функция). Были учтены принципы, реализуемые при создании подобных систем, в частности комплексности, иерархичности, наличия обратных связей, обучения. В соответствии с указанными соображениями представлена системная модель САПР ТП (рис. 1) с элементами обучения и осуществляющая процесс принятия решения на основе учета состояния технологической подсистемы (ТхП). Иерархия процесса принятия решений в САПР ТП представлена слева направо, т.е. оператор R1 обладает высшей иерархией по отношению к R2-R4.

Иерархия остальных элементов представлена в естественном виде. Операторы $\{O_i\}$ и $\{N_i\}$ имеют высший приоритет по отношению к $\{R_i\}$, С – высший приоритет по отношению к $\{O_i\}$ и $\{N_i\}$, В – по отношению к $\{R_i\}$, А – по отношению к В и С. Операторы R1–R4 осуществляют процесс принятия технологических решений (ТР) в САПР ТП, их функции следующие. Оператор R1 выполняет информационные преобразования, связанные с разработкой укрупненной схемы (УС) технологического маршрута:

$$R_1 : L_1 \times t \times W_1 \rightarrow Y_1, \quad (1)$$

где L_1 – сведения, содержащиеся в исходных данных (в конструкторской документации, различных стандартах, справочных материалах и т.д.) и не-

обходимые для синтеза УС; t – множество параметров, определяющих текущее состояние в ТхП; для оператора $R1$ здесь же указана очерёдность разработки технологий; W_1 – множество параметров, определяющих обобщённый опыт проектирования УС; $Y_1 = \{y_{1i}\}$ – множество параметров, определяющих синтезированные УС технологических маршрутов, $j = 1, n1$.

Оператор $R2$ осуществляет синтез маршрутов (M) обработки детали:

$$R_2 : L_2 \times Y_1' \times t \times W_2 \rightarrow Y_2, \quad (2)$$

где $Y_2 = \{y_{2j}\}$ – множество параметров, определяющих возможные маршруты обработки детали; $j = 1, n2$; L_2 – множество параметров, содержащихся в исходных данных, необходимых для синтеза маршрутов обработки; Y_1' ($Y_1' = \{y_{1i}\}$, $Y_1' \subset Y_1$, $j = 1, m1$; $m1 < n1$) – множество параметров, определяющих рациональные варианты УС из числа синтезированных на предыдущем уровне; W_2 – множество параметров, определяющих обобщённый опыт проектирования УС.

Оператор $R3$ синтезирует варианты операционных технологий (ОТ) из числа рациональных ТР, отобранных на предыдущих уровнях:

$$R_3 : L_3 \times Y_1' \times Y_2' \times t \times W_3 \rightarrow Y_3, \quad (3)$$

где L_3 – множество параметров, описывающих сведения, содержащиеся в исходных данных, необходимых для синтеза ОТ; Y_2' ($Y_2' = \{y_{2i}\}$, $Y_2' \subset Y_2$, $j = 1, m2$; $m2 < n2$) – множество параметров, определяющих рациональные варианты синтезированных M ; W_3 – множество параметров, определяющих обобщённый опыт проектирования ОТ; $Y_3' = \{y_{3i}\}$ – множество параметров, определяющих возможные варианты синтеза ОТ из числа решений, отобранных на предыдущем уровне, $j = 1, n3$.

Оператор $R4$ синтезирует управляющие программы УП для станков с ЧПУ. Если оборудование такого типа отсутствует, то информация от оператора $R3$ адресуется оператору K .

$$R_4 : L_4 \times Y_1' \times Y_2' \times Y_3' \times t \times W_4 \rightarrow Y_4, \quad (4)$$

где L_4 – множество параметров, описывающих сведения, содержащиеся в исходных данных и необходимые для синтеза УП; Y_3' ($Y_3' \subset Y_3$; $Y_3' = \{y_{3i}\}$; $j = 1, m3$, $m3 < n3$) – множество параметров, описывающих рациональные варианты ОТ; W_4 – множество параметров, описывающих обобщённый опыт проектирования УП.

Операторы $K_1 \div K_3$ осуществляют отбор рациональных решений на промежуточных уровнях, а оператор K_6 – оптимального на последнем. Оператором K_1 осуществляются две функции.

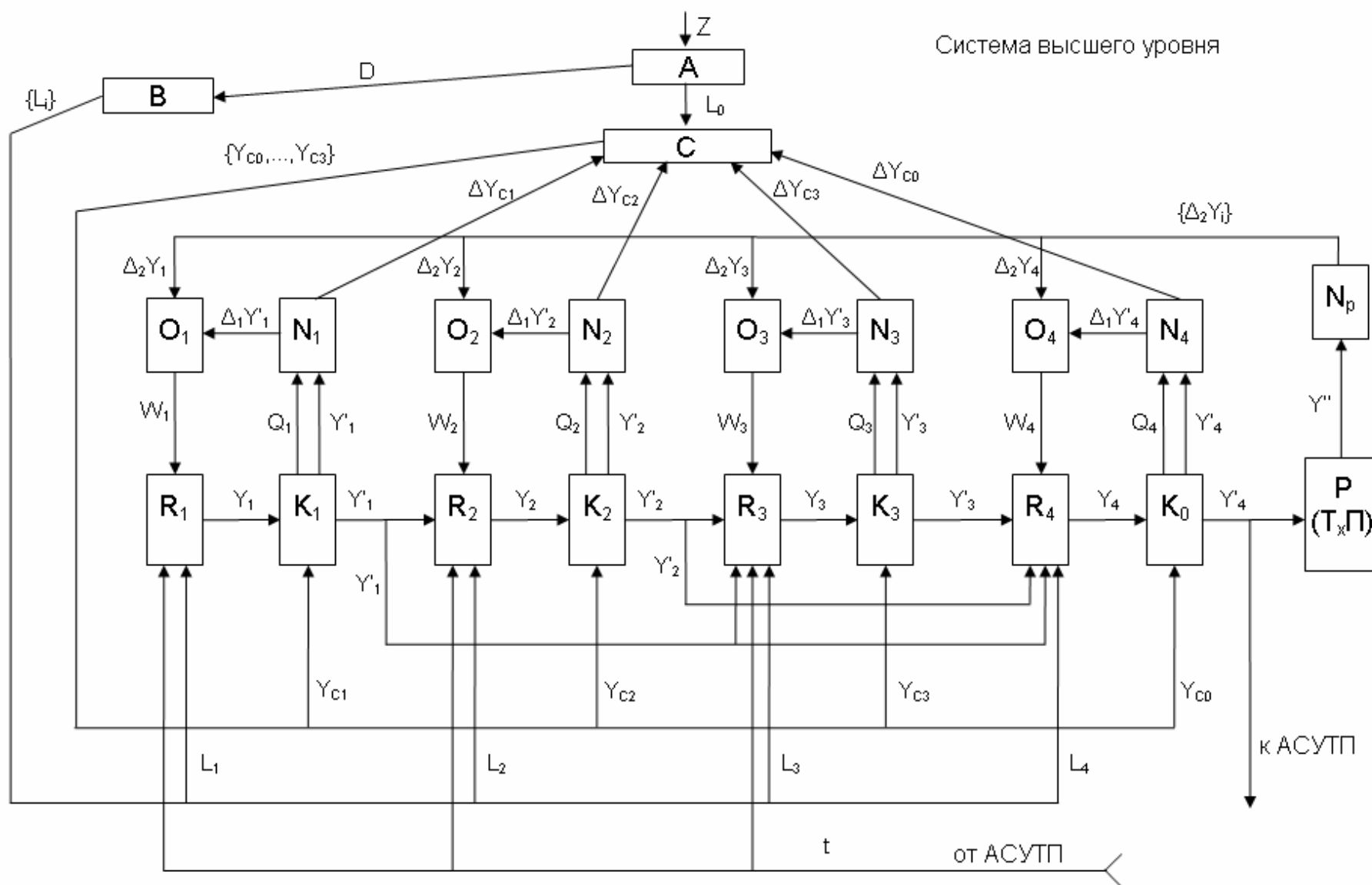


Рис.1. Системная модель САПР ТП

Первая, K_{11} выполняет отбор рациональных вариантов УС технологических процессов из числа синтезированных операторами R_1 :

$$K_{11} : Y_1 \times Y_{C1} \rightarrow Y'_1, \quad (5)$$

где Y_{C1} – обобщённый опыт по применению критерия на первом уровне с учётом опыта ПТП в целом, их реализации в ТхП и целевой функции.

Вторая функция K_{12} определяет разброс значений критериев решений, синтезированных R_1 :

$$K_{12} : \{y_{1j}\} = Y_1 \rightarrow Q_1 = \{q_{1j}\}, \quad (6)$$

где Q_1 – множество параметров критериев, соответствующих решениям $\{y_{1i}\}$, $j = 1, nI$.

Функции оператора K_2 :

$$K_{21} : Y_2 \times Y_{C2} \rightarrow Y'_2; \quad K_{22} : \{y_{2j}\} = Y_2 \rightarrow Q_2 = \{q_{2j}\}, \quad (7)$$

где Y_{C2} – обобщенный опыт применения критериев отбора на уровне проектирования М с учетом опыта ПТП в целом, их отработки в ТхП и глобальной целевой функции; $Q_2 = \{q_{2i}\}$ – множество параметров критериев решений на втором уровне, соответствующих Y_2

Функции оператора K_3 :

$$K_{31} : Y_3 \times Y_{C3} \rightarrow Y'_3; \quad K_{32} : \{y_{3j}\} = Y_3 \rightarrow Q_3 = \{q_{3j}\}, \quad (8)$$

где Y_{C3} – обобщенный опыт применения критериев на уровне проектирования ОТ с учетом опыта ПТП в целом, их отработки в ТхП и глобальной целевой функции; $Q_3 = \{q_{3i}\}$ – множество параметров критериев решений на втором уровне, соответствующих Y_3 .

Функции оператора K_0 :

$$K_{01} : Y_4 \times Y_{C0} \rightarrow Y'_4; \quad K_{02} : Y_4 \rightarrow Q_4 = \{q_{4j}\}, \quad (9)$$

где Y_{C0} – опыт применения глобального критерия выбора ТП в целом и их отработки; $Q_4 = \{q_{4i}\}$ – множество параметров целевой функции ТП в целом, соответствующих Y_4 .

Операторы $N_1 - N_4$ выполняют накопление информации в результате работы операторов $R_1 - R_4$ и $K_1 - K_3$ и K_0 .

Оператор N_1 выполняет функции накопления опыта проектирования на первом уровне и оценки вариантов.

$$N_{11} : Y'_1 \rightarrow \Delta_1 Y'_1, \quad (10)$$

где $\Delta_1 Y'_1$ – множество параметров, характеризующих новые знания, полученные из отобранных синтезированных вариантов, то есть оригинальные ТР по УС для определенных типов деталей.

Вторая функция N_{12} :

$$N_{12}: Q_1 \times Y'_1 \rightarrow \Delta Y_{C1}, \quad (11)$$

где ΔY_{C1} – множество параметров, характеризующих разброс значений критериев для отобранных вариантов оригинальных решений и ТР, являющихся аналогами ранее полученных в привязке к решению на данном уровне.

$$N_{21}: Y'_2 \rightarrow \Delta_1 Y'_2, \quad (12)$$

где $\Delta_1 Y'_2$ – множество параметров, характеризующих новые значения полученные из отобранных на уровне вариантов М.

$$N_{22}: Q_2 \times Y'_2 \rightarrow \Delta Y_{C2}, \quad (13)$$

где ΔY_{C2} – множество параметров, характеризующих значения критериев для рациональных оригинальных маршрутов и являющихся аналогами ранее принятых, в привязке к решениям, отобранным на первом и данном уровне.

$$N_{31}: Y'_3 \rightarrow \Delta_1 Y'_3; N_{32}: Q_3 \times Y'_3 \rightarrow \Delta Y_{C3}, \quad (14)$$

где $\Delta_1 Y'_3$ – множество параметров, характеризующих новые оригинальные решения из числа отобранных на уровне ОТ; ΔY_{C3} – множество параметров, характеризующих значения критериев для рациональных оригинальных ОТ, а также для решений, являющихся аналогами ранее принятых, в привязке к решениям, отобранным на первом, втором и данном уровне.

$$N_{41}: Y'_4 \rightarrow \Delta_1 Y'_4; N_{42}: Q_4 \times Y'_4 \rightarrow \Delta Y_{C4}, \quad (15)$$

где $\Delta_1 Y'_4$ – множество параметров, определяющих новое оригинальное ТР из числа отобранных на уровне разработки УП; ΔY_{C4} – множество параметров, определяющих значения критериев для новых вариантов УП, и для решений, являющихся аналогами ранее принятых, в привязке к решениям, отобранным на первом, втором, третьем и данном уровнях.

Оператор N_p накапливает информацию по реализованным синтезированным ТР всех уровней в ТхП (Р):

$$N_{P1}: Y'' \rightarrow \Delta_2 Y_1; N_{P2}: Y'' \rightarrow \Delta_2 Y_2; N_{P3}: Y'' \rightarrow \Delta_2 Y_3; N_{P4}: Y'' \rightarrow \Delta_2 Y_4, \quad (16)$$

где Y'' – множество параметров, характеризующих фактическое состояние изделия после реализации в ТхП синтезированных ТР; $\Delta_2 Y_1, \Delta_2 Y_2, \Delta_2 Y_3, \Delta_2 Y_4$ – множество параметров, характеризующих новые результаты реализации в ТхП решений по определенным классам деталей, а также частоту получения аналогичных результатам по УС, М, ОТ и УП соответственно. По существу, множества $\Delta_2 Y_1 - \Delta_2 Y_4$, характеризуют результаты внедрения технологии в производство.

Операторы $O_1 - O_4$ производят обобщение опыта проектирования на уровнях ПТП, исходя из анализа параметров синтезированных ТР и фактического состояния изготавливаемого объекта после прохождения ТхП, их функций:

$$\begin{aligned} O_1: \Delta_1 Y'_1 \times \Delta_2 Y'_1 \rightarrow W_1; \quad O_2: \Delta_1 Y'_2 \times \Delta_2 Y'_2 \rightarrow W_2; \\ O_3: \Delta_1 Y'_3 \times \Delta_2 Y'_3 \rightarrow W_3; \quad O_4: \Delta_1 Y'_4 \times \Delta_2 Y'_4 \rightarrow W_4. \end{aligned} \quad (17)$$

Оператор C устанавливает и обобщает опыт применения критериев на различных уровнях ПТП, его функции:

$$\begin{aligned} C_1: L_0 \times \Delta Y_{C1} \rightarrow Y_{C1}; \quad C_2: L_0 \times \Delta Y_{C2} \rightarrow Y_{C2}; \\ C_3: L_0 \times \Delta Y_{C3} \rightarrow Y_{C3}; \quad C_4: L_0 \times \Delta Y_{C4} \rightarrow Y_{C4}, \end{aligned} \quad (18)$$

где L_0 – множество параметров, определяющих целевую функцию и организационно-экономические ограничения для ПТП в САПР ТП.

Функция оператора P состоит в определении множества параметров, определяющих качество изготовленных изделий, полученных при реализации ТП в ТхП.

Функция оператора B состоит в выделении массивов информации $\{L_i\} = \{L_1, L_2, L_3, L_4\}$, необходимой для синтеза ТР на каждом уровне:

$$B_1: D \rightarrow L_1; \quad B_2: D \rightarrow L_2; \quad B_3: D \rightarrow L_3; \quad B_4: D \rightarrow L_4, \quad (19)$$

где D – множество параметров, списывающих исходные данные для осуществления синтеза решений; L_1, L_2, L_3, L_4 – множество параметров-исходных данных, необходимых для синтеза УС, М, ОТ и УП.

Оператор A реализует следующие функции:

$$A_1: Z \rightarrow D; \quad A_2: Z \rightarrow L_0, \quad (20)$$

где Z – директива на разработку ТП и производство изделий.

Совокупность операторов $R_1 \div R_4$ представляет собой механизм или алгоритмы синтеза решений в САПР ТП.

Операторы $N_1 \div N_4$ выполняют накопление информации о спроектированных ТП и решений по УС, М, ОТ и УП, а оператор N_p выполняет функцию накопления фактических параметров изделий после реализации ТП. Следовательно, указанные операторы – подсистема накопления информации в САПР ТП.

Операторы $O_1 \div O_4$ – подсистема обобщения информации по проектированию и реализации ТП. В совокупности операторы $N_1 \div N_4$, N_p и $O_1 \div O_4$ реализуют сторону процесса обучения, связанную с синтезом новых ТР.

Совокупность операторов $K_1 \div K_3$ и K_0 – алгоритмы отбора решений на уровнях ПТП. Их совокупность – подсистема оценки отбора решений,

построенная на эвристических критериях, позволяет резко сузить пространство поиска.

Оператор С служит для обобщения, уточнения и перестройки эвристических критериев отбора, т.е. реализует вторую сторону процесса обучения, связанную с оценкой вариантов ТП.

Осуществление связи с АСУТП по параметру t позволяет выполнять проектирование исходя из сложившейся ситуации в ТхП, что отвечает требованиям, предъявляемым к системам искусственного интеллекта.

Оператор В выполняет функцию ввода в САПР ТП исходных данных, необходимых для проектирования. Оператор Р выполняет оценку качества изделий, изготовленных в ТхП. Оператор А не относится непосредственно к САПР ТП, это система управления организацией. Операторы $R_1 \div R_4$, K_0 , $K_1 \div K_3$, N_p , $N_1 \div N_4$ должны выполняться в автоматическом режиме. Операторы $O_1 \div O_4$, С допускают использование диалоговых процедур, оператор Р – работает автоматически, однако информация в него вводится в ручном режиме.

Функциональное рассмотрение подсистем САПР ТП позволило оптимизировать проектные процедуры с точки зрения обоснованности информационных преобразований и обеспечило возможность разработки математических моделей принятия решений с элементами искусственного интеллекта.

Библиографический список

1. Волкова, В.Н. Основы теории систем и системного анализа / В.Н. Волкова, А.А. Денисов. СПб.: СПбГТУ, 1999. 211 с.
2. Кафаров, В.В. Решение задачи технической диагностики непрерывного производства с помощью интервального анализа / В.В. Кафаров, Б.В. Палюх, В.Л. Петров. Доклады АН СССР, 1990. Т. 311. № 3. С. 677-680.

УДК 658.26

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕДУР ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В КОМПЛЕКСНОЙ САПР ТП-АСУТП

В условиях номенклатурного производства создание комплексных систем автоматизации проектирования технологических процессов и управления (САПР ТП-АСУТП) позволяет повысить оперативность принятия технологических и управленческих решений и сократить сроки выпуска изделий. К указанному типу производства относится и геофизическое

приборостроение, для которого разрабатывались концепции создания указанных комплексных систем (КС). Исходя из требований системного подхода были выявлены функции и взаимосвязь подсистем САПР ТП и АСУТП в рамках комплексной системы и принципы, реализуемые при их разработке.

Следующим этапом явился анализ процедур принятия решений в каждой из подсистем. В настоящей работе представлены результаты исследований в этой области, касающиеся САПР ТП механической обработки деталей геофизических приборов.

Была осуществлена декомпозиция процесса технологического проектирования (ПТП) на 4 иерархических уровня, имеющих законченное смысловое содержание, что позволяет производить критериальную оценку результатов не только окончательного, но и промежуточных решений. Состав уровней отражает принятую в технологии машиностроения [1, 2] методику проектирования и структуру технологического процесса (ТП).

Функциональная модель ПТП может быть записана:

$$ПТП = ИД \varphi^1 УС \varphi^2 М \varphi^3 ОП \varphi^4 УП, \quad (1)$$

где $\varphi^1 \div \varphi^4$ – частные функции проектирования на уровнях ПТП; $\{\varphi^i\} = \varphi$ – функция ПТП в целом; ИД – исходные данные; УС – укрупненный маршрут технологического процесса; М – технологический маршрут; ОП – технологическая операция; УП – управляющие программы для станков с ЧПУ. Очевидно, что УС, М и ОП – уровни иерархии ПТП. Одной из важнейших задач, решаемых при создании САПР ТП, является разработка методики поиска решений.

В настоящее время используются следующие методы поиска решений при технологическом проектировании [3-5]. Суть достаточно распространённой, используемый для решения общих и частных технологических задач в автоматическом режиме, состоит в последовательном от уровня к уровню синтезу технологических решений в допустимых областях. Выбор оптимального из них производится на последнем уровне. При этом на каждом уровне проектирование представляет многовариантную процедуру синтеза, когда на основе i -го результата решения ℓ -го уровня R_j^l формируется множество $\{R_{jm}^{l+1}\}$ детализируемых решений последующего $(l+1)$ -го уровня, образуя граф возможных вариантов. Вершинам графа соответствуют процессы принятия решений, дугам – варианты синтезированных решений.

Эти процедуры ПТП представляется операциями синтеза множеств решений на уровнях и операцией отбора F на последнем:

$$M_1 = (\{ИД\} \varphi^1 \{R_j^1\} \varphi^2 \{R_{jm}^2\} \varphi^3 \{R_{jmk}^3\} \dots) FR_{omn}. \quad (2)$$

Указанная модель по сути своей является моделью полного перебора, отличающаяся неэффективностью с точки зрения временных затрат.

Вторая модель организации процедур основывается на отборе рациональных вариантов на промежуточных уровнях и определении оптимального на последнем, что отвечает условиям направленного поиска. При таком подходе к определению оптимального решения, модели ПТП на каждом уровне (в том числе и иерархия каждого уровня) представляется как образование структурно-процессуальных связей, причем каждой моделью решаются определённые задачи, устанавливается степень оптимальности результата.

Каждая модель является элементом модели процесса проектирования более высокого уровня иерархии (рис. 1).



Рис. 1. Модель процесса проектирования i-го уровня

Поэтому, необходимо формирование системы критериев F^1, \dots, F^l для отбора целесообразных вариантов на промежуточных уровнях. Ввиду того, что результаты решения на высших уровнях проектирования, из-за малой степени их детализации трудно оценить в параметрах окончательного, оценки носят логический, эвристический характер и комплексно учитывают опыт технологического проектирования, требования производительности, экономичности и т.д. Степень точности критериев при переходе к следующим уровням должна увеличиваться, что позволяет целенаправленно приближаться к оптимальному общему решению. Для повышения эффективности процедуры поиска решений необходимо на каждом уровне отбирать несколько рациональных решений. Необходимость отбора нескольких решений обуславливается тем, что не имеется строгого математического доказательства того факта, что сумма локальных оптимумов приводит к глобальному (т.е. получение оптимальных технологических решений на высших уровнях не означает оптимального технологического процесса в целом). Однако можно, исходя из системного принципа, сде-

лать предположения, что из принципиального (структурного) решения, далекого от целесообразного, затруднительно получить впоследствии решение, близкое к глобальному оптимуму. Вторая причина, по которой необходим выбор нескольких решений, обуславливается эвристичностью и приближенностью критериев. В связи с этим, важным представляется нахождение порога значений эвристических критериев, чтобы с одной стороны, не увеличивать число детализируемых в дальнейшем вариантов, с другой – не потерять в дальнейшем лучшее решение.

Особенностью второго вида организации ПТП является наличие обратных связей $C(l)$, когда на рассматриваемом уровне наряду с детализацией, производится корректировка вариантов предыдущих уровней (скажем корректировка модели станка или уточнение схем базирования на уровне синтеза структур операций; уточнение планов обработки поверхностей на уровне маршрутной технологии; уточнение маршрута обработки детали на уровне проектирования операционной технологии вследствие изменения производственной ситуации по загрузке оборудования и т.п.).

Функция критерия оценки решения на l -ом уровне, F^l :

$$F^l : \{R_j^l\} \rightarrow \{R_i^l\}, \quad (3)$$

где $j = \overline{1, m}$, $i = \overline{1, n}$, $n < m$.

Процесс проектирования на l – ом уровне, основанный на отборе промежуточных решений и наличии обратной связи, может быть записан как:

$$M_2 = R^{l-1} \varphi^l \{R_j^l\} F^l \{R_{jn}^l, R_{jm}^l, \dots\} C(l). \quad (4)$$

Учитывая трудность формирования системы критериев $\{F^l\}$, функция отбора решений в настоящее время зачастую передается проектировщику, реализующему ее в диалоговом режиме, что предопределяет высокий субъективизм в оценке решений. Вторая модель процедур не отражает требований, предъявляемых к интеллектуальным системам, а именно: накопление и обобщение опыта, а также учет производственной ситуации. Предлагаемый в работе способ организации ПТП (рис. 2) лишен указанных недостатков.

Модель представлена применительно к выявленной иерархии ПТП в условиях многономенклатурного производства и отражает особенности интеллектуальных проектирующих систем.

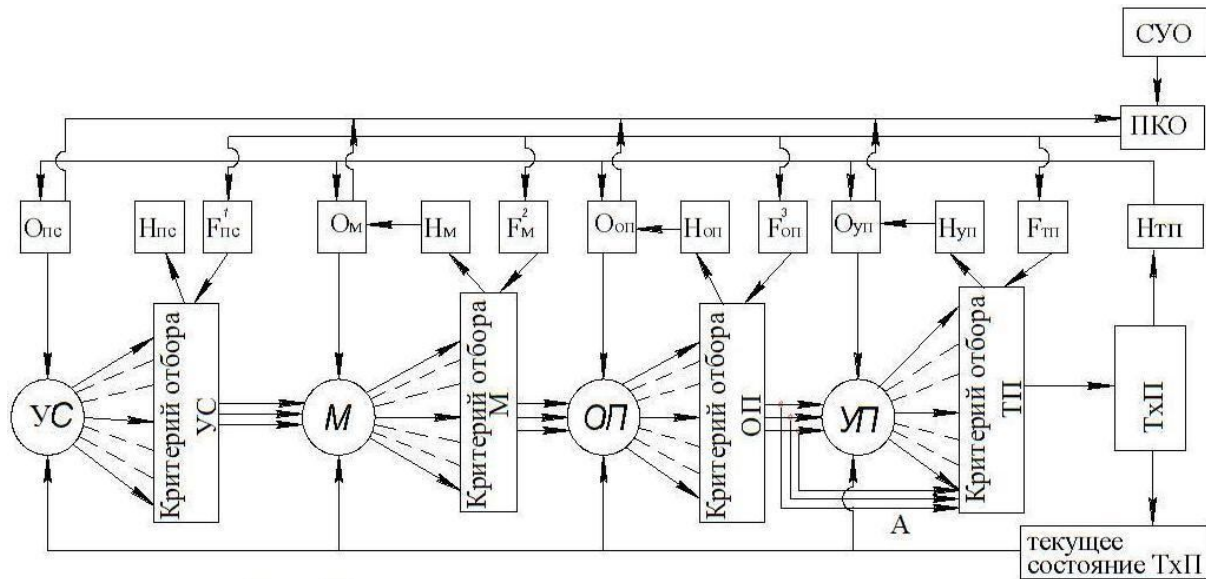


Рис. 2. Модель процесса проектирования с накоплением и обобщением опыта:
 УС, М, ОП, УП – синтез принципиальных схем, маршрутов, операций, управляющих программ для станков с ЧПУ; ТхП – технологические подразделения;
 ТП – технологический процесс в целом

На каждом уровне проектирования, наряду с детализацией решений, производится накопление (Н) и обобщение (О) опыта проектирования. На основе накопленного опыта и его обобщения совершенствуются процедуры синтеза решений и их промежуточного отбора. Следующей особенностью является наличие в модели накопления (Н_{ТП}) опыта практической реализации принятых решений в технологических подразделениях (Т_{хП}). В отдельную часть модели вынесена подсистема формирования критериев (ПКО) отбора окончательных и промежуточных решений. Такое ее выделение вызвано следующими соображениями. При изменении целевой функции F технологического процесса в целом (минимальная себестоимость, максимальная производительность, минимальный цикл изготовления) должны меняться и критерии отбора решений ($F_1 \div F_3$), которые логически увязываются с F .

Целевая функция технологического процесса задается системой управления организации, а вся совокупность критериев и целевых функций анализируется с позиции результатов, полученных в Т_{хП}. Уточнение критериев на промежуточных уровнях проводится и с учётом опыта оценки решений, полученных в более детализированном виде на последующих уровнях. Это позволит улучшить качество разрабатываемых технологий и проектных процедур, когда становится ясна некорректность правил отбора решений на предыдущих уровнях.

Охарактеризуем процедуры накопления и обобщения опыта.

С помощью операции «накопление» на уровнях ПТП запоминаются технологические решения для оригинальной детали: по маршрутной, операционной технологии, управляющим программам и т.д. Решениям соответствуют параметры, которые определяют области их возможного применения, т.е. виды деталей и их поверхностей, элементы поверхностей; оценивается частота использования типовых решений и решений, заимствованных у аналогов. Накапливаются данные по числу вариантов, отобранных с помощью эвристических критериев, а также степени различия критериальных оценок на предшествующем и рассматриваемом уровне, т.е. дается оценка критериев предыдущего уровня с позиции следующего.

Процедура накопления, осуществляемая на основе анализа опыта работы ТхП, состоит в сравнении информационных моделей технологических процессов и их фактических параметров, полученных в процессе работы; оценивается их адекватность, запоминаются эффективные решения, в последующем, вместо операции синтеза появляется возможность проектирования на основе выбора из типовых решений. Второй важный момент процедуры накопления и обобщения опыта – оценка соответствия критерия технологического процесса и полученных результатов. Значимым представляется и оценка всех ветвей графа допустимых вариантов, приведших к решению, устраивающему производство.

Выделение ПКО в отдельный элемент ПТП связано, во-первых, с тем, что он во многом будет определять наличие элементов искусственного интеллекта, во-вторых – с необходимостью учета системного подхода к управлению. Система сама не может формировать критерии оценки своих решений без вмешательства системы более высокого уровня. Таким образом, можно говорить о ПКО как о подсистеме высшего уровня по отношению к подсистемам, синтезирующим технологические решения. Справедливым будет и замечание о том, что в свою очередь, для ПКО управляющим звеном будет система управления организацией (СУО), определяющая глобальную целевую установку для САПР ТП и ТхП. Еще одна особенность предлагаемой модели состоит в наличии обратной связи по фактическому состоянию ТхП, что позволит в соответствии принципами искусственного интеллекта производить модификацию процедур синтеза технологических решений. При использовании оборудования без устройств ЧПУ процесс осуществляется по ветвям А.

На основании данного подхода была разработана теоретико-множественная модель подсистемы САПР ТП в рамках КС, позволившая выявить правила преобразования информации на уровнях ПТП и разработать алгоритмы процедур структурного и параметрического синтеза технологических решений высокого уровня формализации, что позволяет говорить о наличии в них элементов искусственного интеллекта.

Библиографический список

1. Суслов, А.Г. Научные основы технологии машиностроения / А.Г. Суслов, А.М. Дальский. М.: Машиностроение, 2002. 684 с.
2. Горцев, В.М. Технология машиностроения: В 2-х т. Т.1. Основы технологии машиностроения / В.М. Горцев, А.С. Васильев, А.М. Дальский и др. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 613 с.
3. Ракович, А.Г. Автоматизация проектирования технологических процессов и средств оснащения / А.Г. Ракович, Г.К. Горанский, Л.В. Губич, В.И. Махнач и др. Минск: ИТК АН. Беларусь, 1997. 276 с.
4. Капустин, Н.М. Развитие систем автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП) в машиностроении / Н.М. Капустин // Информационные технологии, 1996. № 5. С.13-15.
5. Капустин, Н.М. Принятие и оценка решений при формировании операций механической обработки / Н.М. Капустин, Г.Б. Бурдо. Изв. высших учебных заведений. Сер. Машиностроение, 1981. № 6. С. 137-141.

УДК 658.26

Г.Б. Бурдо
Тверской государственный технический университет

**ИССЛЕДОВАНИЕ ТИПОВЫХ ПРОЕКТНЫХ ПРОЦЕДУР
В СИСТЕМАХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ**

Одним из принципов, полагаемых в основу при создании систем автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП), является наличие в процедурах поиска решений элементов искусственного интеллекта. Это требование, в свою очередь исходит из необходимости высокой формальности процесса технологического проектирования (ПТП) в связи с переводом части функций, связанных с решением творческих задач, в автоматический режим (или диалоговый с генерацией большого числа подсказок) и тенденцией к сокращению трудоемкости расчетов. Указанные концепции весьма актуальны для условий многономенклатурного единичного и мелкосерийного производств, в которых длительность технологической подготовки производства зачастую составляет значительную часть от периода заказа (интервал времени от момента заключения договора до поставки продукции). Поэтому придание САПР ТП способностей генерировать и оценивать решения является достаточно актуальной проблемой. Очевидно, что для сохранения смыслового содержания ПТП и возможности оценки его хода пользователем САПР, процедуры разработки технологий должны соответствовать обычной логике принятия решений проектировщика, основанной на подходе “анализ-синтез”. Учитывая, что формальные процедуры ведения ПТП в САПР ТП, характеризуются более четкой определенностью и строгим чередованием этапов “анализ-синтез”, то при авто-

матризованном проектировании технологических процессов процедуру “анализ-синтез” целесообразно представить последовательностью ”синтез-моделирование-анализ-корректировка” (с-м-а-к).

Вопросы синтеза технологических процессов достаточно широко освещены в исследованиях, выполненных под руководством д.т.н., профессоров Горанского Г.К., Капустина Н.М., Норенкова И.П., Цветкова В.Д., и ряде работ, выполненных представителями различных научных школ. Однако системного представления предложенных нами или аналогичных процедур [1,2] выполнено не было. Этот факт и предопределил настоящую работу.

Состав моделей, используемых в процедуре “с-м-а-к”, должен отражать (имитировать) протекание технологического процесса, что позволяет данный этап назвать “имитационное моделирование” (ИМ).

Основными задачами разработки технологических процессов (ТП) является обеспечение достаточного резерва точности, определенного уровня производительности и минимизация затрат при определенных технических ограничениях (или, например, минимизация длительности цикла изготовления). В свою очередь, ПТП в САПР ТП наиболее часто представляется следующими уровнями: укрупненная схема – технологический маршрут – операция – режимы резания и управляющие программы для станков с ЧПУ. Поэтому, представляется целесообразным на каждом уровне ПТП выполнять ИМ одного и того же набора характеристик ТП, а этап “анализ” выполнять, руководствуясь критериями, вытекающими из глобальной целевой функции ТП.

Набор имитационных моделей, используемых на уровнях ПТП, должен позволять: оценивать ожидаемую точность обработки отдельных поверхностей и детали в целом; рассчитывать ориентировочные время и себестоимость обработки отдельных поверхностей и детали в целом; определять производительность обработки и циклы изготовления партий деталей. Такой подход позволяет постепенно уточнять имитационные модели в соответствии с уточнением структур и параметров ТП при переходе ПТП на следующие уровни. Возможность уточнения имитационных моделей обеспечивается их смысловым единством и позволяет с новых сторон оценивать предшествующие результаты. Системное единство моделей дает возможность находить зависимости (коррелировать) между значениями параметров, полученных моделями разной точности и более четко прогнозировать достижения желаемого результата уже на первых уровнях процесса проектирования, т.е. осуществлять самообучение. Возможен и возврат ПТП на предыдущие уровни, когда есть сомнения в варианте предыдущего уровня.

Операция «анализ вариантов» следует из состава имитационных моделей и может выполняться одновременно.

При анализе полученные при имитационном моделировании структуры технологического процесса исследуются на соответствие заданным техни-

ческим ограничениям. Учитывая иерархичность системы моделей, точность анализа также постепенно увеличивается. Цель анализа на всех уровнях – выявить взаимосвязь структур и влияние параметров технологического процесса на такие его показатели, как точность, трудоёмкость, себестоимость и т.д.; при этом на последних двух уровнях точность моделей достаточно высока. Главное достоинство метода имитационного моделирования и анализа – отсечение явно нецелесообразных вариантов на ранних этапах проектирования, что позволит трактовать его как одну из составляющих элемента искусственного интеллекта (ИИ). Можно указать [3] на три основные задачи, решаемые при ИП и анализе вариантов: сравнение полученных результатов с допустимыми и определение отклонений; выявление причин отклонений; установление взаимосвязи отдельных показателей и построение модели, определяющей взаимное влияние показателей друг на друга. Этого не всегда является достаточным, поэтому необходимо указать ещё одну, наиболее важную с позиции ИИ задачу; нахождение взаимосвязи между критериями различных уровней, родственными по смыслу.

Операция анализа вариантов связана с выбором системы критериев. Кратко заметим, что на первых уровнях проектирования наиболее весомым будут являться отдельные локальные критерии, учитывающие важность того или иного глобального. Эвристичность критериев достаточно высока на всех уровнях, кроме последнего и их функция – отсекают на уровнях явно нецелесообразные решения для сокращения пространства поиска и выбора наилучшего общего решения.

Операция «корректировка варианта» в условиях единичного и мелкосерийного производства должна производиться по следующим направлениям: корректировка точности, корректировка времени выполнения операций, корректировка себестоимости выполнения операции. Направления корректировок задаются на основе действующих директив системы управления организацией высшего уровня.

Показатели не вызывают принципиальных затруднений при их формальной оценке и отражают основные технико-экономические принципы разработки ТП.

Способы корректировок следующие. Корректировка точности осуществляется:

а) на 1-м и 4-м уровне – введением (исключением) дополнительных переходов обработки поверхностей;

б) на втором и третьем уровне – изменением схем базирования и перераспределением переходов между операциями, изменением состава операций в маршруте.

Корректировка времени выполнения обработки выполняется:

а) на первом уровне заменой режущего инструмента интенсификацией процесса резания;

б) на втором - четвертом уровне интенсификацией процессов резания, объединение операций в пределах одного этапа или выполнением в нескольких этапах; заменой оборудования станками с более широкими технологическими возможностями.

Корректировка времени цикла обработки партии деталей заключается в уменьшении времени выполнения операций (см. выше), объединением этапов; выполнением операций, прерывающих маршрут в начале цикла обработки; применением оборудования, обеспечивающего концентрированную обработку.

При корректировке себестоимости обработки поверхности и детали следует исходить из того факта, что она пропорциональна времени и стоимости станко-часа работы оборудования, включающего затраты по станку, инструменту, заработной плате, для чего для чего используются соответствующие зависимости. Следует заметить, задача итерационна и поиск ищется между параметрами, определяющими максимальную производительность и минимальную себестоимость. Итерационность объясняется тем, что при интенсификации режимов обработки сокращается время, но увеличиваются затраты по инструменту. Поэтому пути корректировок следующие:

- а) интенсификация режимов обработки;
- б) если это ведет к увеличению себестоимости, их снижению;
- в) использование в операции более дешевого оборудования и инструмента;
- г) использование автоматизированного оборудования с ЧПУ обслуживаемого, как правило, многостаночно.
- д) сочетание а) и г);
- е) сочетание б) и в); сочетание а) и в).

Другие направления корректировок в условиях обработки малыми партиями (переконфигурация схемы операции, изменение размеров заготовок) приводят к длительным итерационным диалоговым циклам и позволят незначительно улучшить решения и свойственны для серийного, крупносерийного и массового производства.

Указанные процедуры были реализованы при разработке методики проектирования технологических процессов в САПР ТП для предприятий, занимающихся выпуском геофизического оборудования малыми партиями.

Библиографический список

1. Ракович, А.Г. Автоматизация проектирования технологических процессов и средств оснащения / А.Г. Ракович, Г.К. Горанский, Л.В. Губич, В.И. Махнач и др. Минск: ИТК АН. Беларусь, 1997. 276 с.
2. Капустин, Н.М. Структурный синтез проектирования технологических процессов деталей с использованием генетических алгоритмов / Н.М. Капустин, П.М. Кузнецов // Информационные технологии. 1998. № 4. С. 34-37.
3. Цветков, В.Д. Системно-структурное моделирование и автоматизация проектирования технологических процессов / В.Д. Цветков. Минск: Наука и техника, 1979. 264 с.

УДК 621.822

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

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ДЕФОРМИРУЮЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Производства запасных частей связано с увеличением материальных затрат. Вместе с тем около 75 % деталей, выбракованных при ремонте, являются ремонтпригодными. Поэтому альтернативой расширению производства запасных частей является вторичное использование изношенных деталей, восстанавливаемых в процессе ремонта. Из ремонтной практики известно, что большинство выбракованных по износу деталей теряют не более 1-2 % исходной массы [4]. При этом прочность деталей практически сохраняется. Например, 95 % деталей двигателей внутреннего сгорания выбраковываются при износе, не превышающем 0,3 мм и большинство могут быть использованы после восстановления.

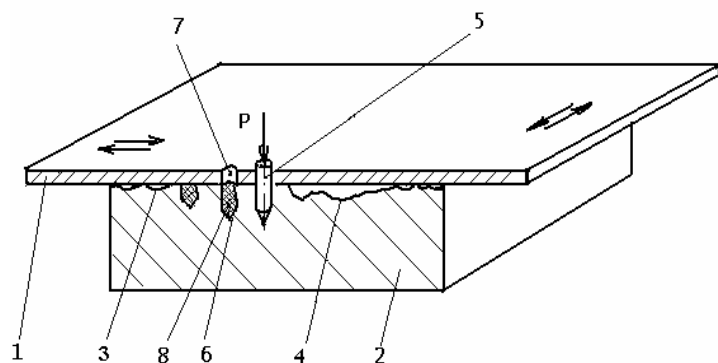


Рис. 1. Способ восстановления локально изношенной поверхности

На рис. 1 представлена схема осуществления восстановления изношенной поверхности на стадии пластического деформирования и антифрикционного заполнения.

Размещают ограничитель деформации (кондуктор) 1 на детали 2 по изношенной части поверхности 3. Снимают топограмму изношенной части 4 восстанавливаемой поверхности. По топограмме определяют точки и величины глубин внедрения при пластическом деформировании. Поэтапно усилиями P с помощью индентора 5 пластическим деформированием формируют в изношенной части углубления 6, за счёт которых участки изношенной поверхности 4 поднимаются до упора в ограничитель деформации и образуют восстановленную поверхность номинального профиля, не требующую дальнейшей механической обработки. После завершения всех этапов, пластического деформирования, углубления 6 через отверстие 7 заполняют антифрикционным материалом 8 и снимают ограничитель 1 с восстанавливаемой детали 2 [7].

Пластическое деформирование является наиболее распространенным способом обработки материалов при изготовлении и ремонте различных деталей, а свойства полученных при этом рабочих поверхностей оказывают существенное влияние на работоспособность машин и механизмов.

При изготовлении или восстановлении подшипников скольжения очень важно получать на рабочих поверхностях, для повышения их износостойкости, напряжения сжатия и минимальное количество структурных дефектов [1]. Это обеспечивается в представленном решении, целенаправленным воздействием, в конкретных точках восстанавливаемой поверхности индентором на определённую глубину с установленным усилием, что обеспечивает строго необходимую в данном месте деформацию в минимальных пределах. Поэтому в процессе деформирования важно достаточно точно задавать силу внедрения и определять соответствующую глубину внедрения деформирующего инструмента.

Наиболее точно можно рассчитать параметры деформации при использовании индентора в виде пирамиды или клина, так как деформирующее усилие пропорционально площади контактной поверхности, но при сравнительных исследованиях различных по форме инденторов выявились некоторые расхождения расчётных и эмпирических результатов, что наблюдалось и в исследованиях других авторов [6].

Так во время внедрения различных по форме инденторов (с одинаковым углом при вершине) в деталь до начала формирования восстанавливаемой поверхности значения давления на рабочую поверхность инструмента отличалось для различных нагрузок и соответственно глубин внедрения (рис. 2 при нагрузке до 3000 Н).

К некоторым расхождениям эмпирических и расчётных значений может приводить недостаток информации о состоянии механических свойств материала на различной глубине.

Однако после начала формирования восстановленной поверхности, когда деформированный материал достигал кондукторной детали, зависимость внедряющей силы от нагрузки стремилась к общим показателям для различных по форме инденторов (см. рис. 2 при нагрузке более 3000 Н). Такая зависимость получается в том случае если условия деформирования зависят от одного и того же преобладающего фактора. Процесс деформирования при восстановлении изношенной поверхности близок к прошивке в закрытом состоянии, а при этом линии скольжения не выходят на поверхность, давление на рабочую поверхность индентора достигает некоторого значения и при дальнейшем внедрении не растёт [9]. Некоторый рост усилия деформирования объясняется трением деформируемого материала по цилиндрической поверхности индентора при его выходе из кондукторной детали [1].

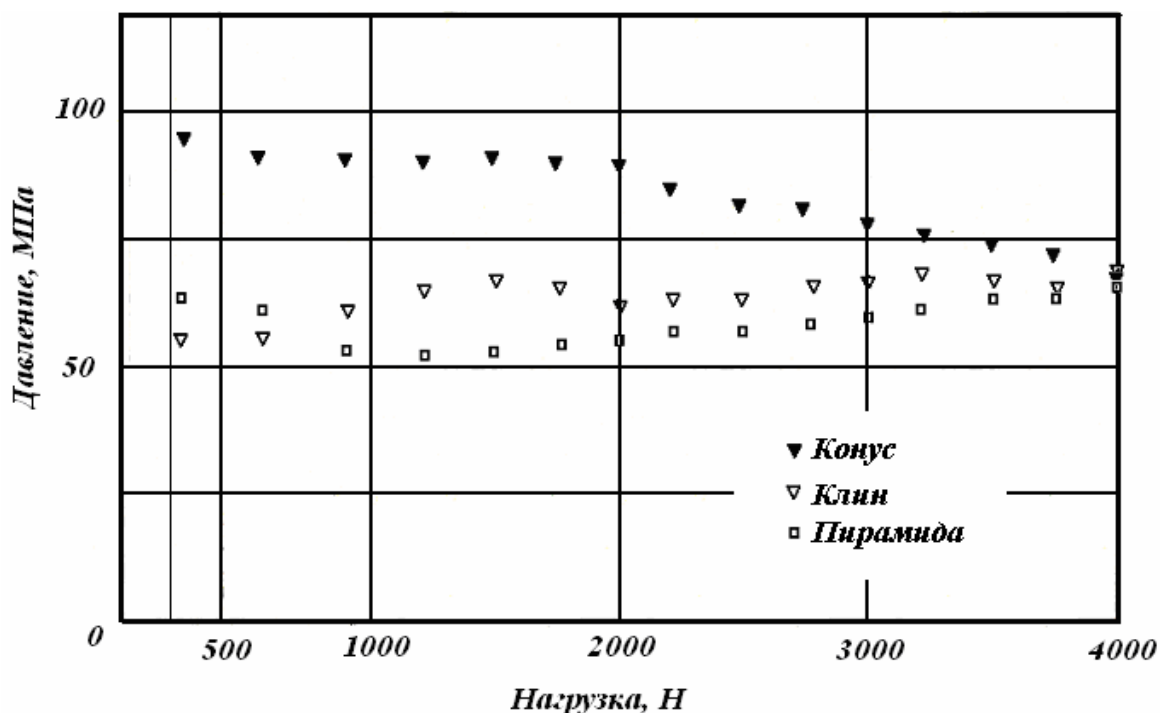


Рис. 2. Зависимость давления на рабочую поверхность от нагрузки

Таким образом, при больших глубинах внедрения форма индентора не влияет на усилие деформирования и, следовательно, может быть любой из предложенных.

Применение клинового индентора дает несколько более выгодные условия перемещения деформируемого материала в зону восстановления, однако при этом возрастает сила внедрения, и возникают сложности по сопряжению клина с ограничивающей поверхностью. Индентор в виде пирамиды имеет относительно худшие показатели по перемещению деформируемого материала в сравнении с клином и сложнее в изготовлении.

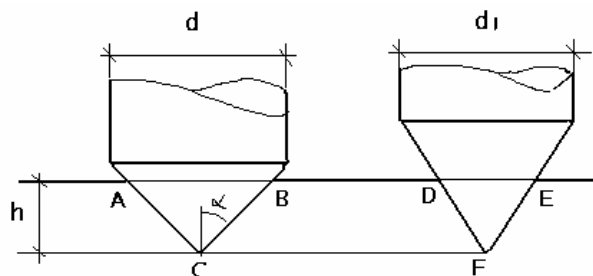


Рис. 3. Схема сравнения вытесняемого объема конусами с разным углом при вершине

Деформирование можно осуществлять коническим индентором с цилиндрическим основанием. Отверстие в ограничивающей кондукторной плите технологически проще изготовить цилиндрическим, кроме того, легче обеспечить его высокую точность за счет точности обрабатываемого инструмента, что позволяет добиться необходимого

сопряжения отверстия с индентором. Исходя из этих рассуждений, был выбран индентор с конической рабочей частью. При этом нужно обеспечить

гарантированное скольжение восстанавливаемого материала по образующей конуса. Одновременно с этим, конус, имеющий больший угол при вершине перемещает больший объём материала в зону восстановления, чем конус с меньшим углом, при одинаковой глубине внедрения h . На рис. 3 видно, что объём вытесненного материала больше у конуса, обозначенного буквами ABC, чем DEF при равном диаметре d и d_1 и одинаковой глубине внедрения h . Значит, для увеличения количества перемещаемого материала надо стремиться к увеличению угла при вершине, но в то же время он должен быть достаточно небольшим для обеспечения скольжения деформируемого материала по индентору. Наибольший угол полу раствора α при вершине конуса, обеспечивающий гарантированное скольжение деформируемого материала по рабочей поверхности индентора, является угол 45° .

Для получения достаточно точного и относительно простого теоретического решения можно применить известные зависимости для деформирующего инструмента (индентора) в виде клина. На основе анализа известных закономерностей плоской задачи при внедрении клина в идеально-жестко-пластический материал можно теоретически получить величину контактного давления на рабочую поверхность индентора [2, 3].

При этом должен выполняться ряд условий:

- условия пластичности (критерий Треска);
- сетка линий скольжения должна соответствовать напряженному состоянию материала, отвечающему дифференциальным уравнениям равновесия [3] и условиям на границах сечения деформируемого тела.

Эти условия вытекают из того, что направление линий скольжения в каждой точке, в том числе и на внешнем контуре, должно совпадать с направлением главного касательного напряжения.

Для клина с углом полураствора 45° линия скольжения совпадает с гранью клина. Если угол будет больше этого значения, то линии скольжения переместятся внутрь пластического тела. С уменьшением угла полураствора, произойдет относительное снижение вытесняемого объёма материала, при той же глубине внедрения.

При пластическом деформировании в рамках предложенного способа восстановления технологически использовался конический индентор. Осе симметричные задачи пластического течения, не поддаются решению с помощью метода характеристик (линий скольжения), как это имеет место в случае плоской деформации. Тем не менее, Шилд [8] показал, что в некоторых случаях для материала, находящегося в состоянии пластического течения согласно критерию Треска, можно построить поле линий скольжения, соответствующее напряженному состоянию. Такое поле должно быть согласовано с полем скоростей осе симметричной деформации. В качестве примера Шилд определил напряжения в жесткопластическом полупро-

странстве, при вдавливании в него без трения цилиндрического штампа с плоским торцом.

Следуя методу Шилда, Локкет [5] построил поля линий скольжения в задаче внедрения гладкого жесткого конуса в полупространство при условии, что угол полураствора конуса превышает 52,5 град. Поле линий скольжения в этом случае подобно полю для плоского клина, но профиль деформированной свободной поверхности уже не являются прямолинейным. Давление на поверхности конуса распределено неравномерно и резко возрастает в вершине. Распределение давлений и средние давления внедрения конуса приведены на рис. 4. Среднее давление для гладкого конуса несколько превышает соответствующее среднее давление для клина с тем же углом при вершине. Однако общая закономерность присутствует, что позволяет с достаточной точностью применять известные решения для клина при вдавливании конуса.

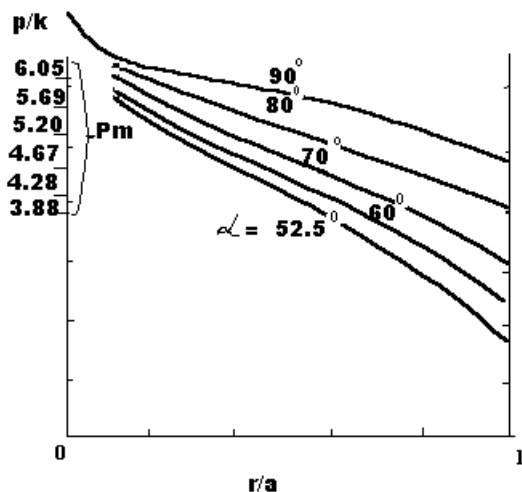


Рис. 4. Вдавливание жесткого конуса в жесткопластическое полупространство:

r – максимальный радиус конуса;
 a – радиус конуса в его текущем сечении, начиная с меньшего

Основываясь на известных закономерностях для плоской задачи, было получено с достаточной точностью решение для конического индентора, позволяющее определить контактное давление на рабочую часть деформирующего инструмента при восстановлении изношенной поверхности [1, 2].

Таким образом, принятые геометрические параметры деформирующего инструмента обеспечивают требуемые характеристики процесса восстановления изношенной детали по прилегающей кондукторной поверхности и позволяют на основе известных закономерностей получить теоретическое решение задачи по определению контактного давления в процессе деформирования.

Библиографический список

1. 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. Приложение к журналу Сборка в машиностроении, приборостроении, 2005. № 2. С. 26-30.
2. Горлов, И.В. Применение энергетического метода для расчёта и анализа процессов пластического деформирования при восстановлении локально изношенных поверхностей подшипников скольжения / И.В. Горлов // Перспективы развития Волжского региона: Материалы всеросс. заочн. конф. Тверь: ТГТУ, 2003. Вып. 4. С. 104-105.

3. Джонсон, К. Механика контактного взаимодействия / К. Джонсон М.: Мир, 1989. 500 с.
4. Канарчук, Ф.Д. Восстановление автомобильных деталей. Технология и оборудование / Ф.Д. Канарчук, А.Д. Чигринец, О.Л. Голяк, П.М. Шоцкий. М.: Транспорт, 1995. 303 с.
5. Lockett, F.J. Indentation of a rigid-plastic material by a conical indenter / F.J. Lockett. Mech. and Phys. of Solids, 1963. 345 p.
6. Мотт, Б.В. Испытания на твёрдость микровдавливанием / Б.В. Мотт. М.: Металлургиздат, 1960. 338 с.
7. Пат. РФ, МКП В 23 Р 6/00, 6/02. Способ восстановления локально изношенной поверхности детали / А.Н. Болотов, И.В. Горлов. № 2228247; Заявл. 20.12.2002; Опубл. 10.05.2004; Бюл. № 13. 8 с.
8. Shield R.T. On plastic flow of metals under conditions of axial symmetry / R.T. Shield. Proc. Roy. Soc., 1955. 267 p.
9. Томлёнов А.Д. Теория пластического деформирования металлов [Текст] / А.Д. Томлёнов. М.: Металлургия, 1972. 408 с.

УДК 681:681.3

Е.В. Полетаева, В.А. Беляков
Тверской государственный технический университет

СОЗДАНИЕ ИНФОРМАЦИОННОЙ ОСНОВЫ ДЛЯ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ИНТЕГРИРОВАННОГО МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Продукция машиностроения в процессе её производства проходит через ряд этапов, начиная с маркетинга, через научные исследования, конструирование, технологическую подготовку производства, изготовление, испытания, продвижение на рынок, эксплуатацию и, наконец, утилизацию. Все этапы требуют больших капиталовложений и времени, задачу сокращения которого сегодня решают за счёт комплексной автоматизации всех этапов производства. Создание же интегрированного автоматизированного производства требует, чтобы все существующие и вновь разрабатываемые автоматизированные системы, реализующие эти этапы, опирались на единую базу знаний (данных), и координировались единой автоматизированной системой управления.

Сегодня основой интеграции как правило является база данных и система управления базой данных, которая обеспечивает всех пользователей единой информационной системы, запрашиваемой в нужном им виде, информацией. Однако, на основе любой, даже самой сложной базы данных, нельзя решить весь комплекс проблем современного машиностроительного производства, т.к. любая база данных ограничена уже своей структурой.

Да и создание такой мощной базы данных проблематично, поэтому, как правило, на каждом этапе производства создаётся своя база данных, что позволяет проводить комплексную автоматизацию, но неизбежно тормозит интеграцию производства. Поэтому сегодня именно база знаний должна стать тем фундаментом интегрированного автоматизированного машиностроительного производства, которая уже только за счёт своей структуры позволяет увеличить количество и сложность задач, решаемых на любом из перечисленных выше этапов, при этом сокращается время доступа к информации и объём памяти для её хранения.

Для создания базы знаний разработаны модели искусственного интеллекта. Перечень реальных моделей, применяемый в системах искусственного интеллекта, широк и трудно классифицируем. Большинство моделей в реальных системах являются гибридными, да ещё и со значительной долей эвристик: логика (Аристотеля, Буля, Заде, Осгуда), семантические сети, фреймы, правила продукций и др.

Каждая из существующих моделей искусственного интеллекта имеет свои достоинства и недостатки, ограничивающие область их использования, что не позволяет ограничиться применением одной из них при создании автоматизированной системы в определённой предметной области. Перечисленные модели некоторым образом пересекаются, т.е. многие формализмы, принадлежащие разным моделям, практически являются идентичными. При разработке информационной системы в области машиностроения необходимо создать базу знаний, основанную на модели, синтезирующей в себе формализмы, уже разработанные и прошедшие апробацию, в соответствии со спецификой рассматриваемой предметной области, которая определяет её структуру и элементную составляющую.

Разработана модель базы знаний в области машиностроения, соединяющая в себе важнейшие свойства существующих баз знаний и лишённая многих её недостатков. Она опирается на научные положения как в области машиностроения, так и в таких областях знаний, как лингвистика, семиотика, логика, теория систем и др. и представляет собой терминологическую систему предметной области [5]. Система представляет собой граф (сеть), вершинами (узлами) которой являются термины предметной области, а дуги – всевозможные связи, регламентированные в соответствии с научными разработками рассматриваемой области знаний и смежных с ней областей.

Перечислим только те задачи, которые должны быть решены при интеграции автоматизированного производства и свойства разработанной базы знаний, которые позволяют это сделать:

1. Представление данных (знаний) должны иметь форму, понятную для специалистов, решающих проблемы на разных этапах производства. Эта задача решается за счёт того, что в терминологической системе один и

тот же термин, обозначающий некоторое понятие, может рассматриваться с разных точек зрения, что позволяет разным пользователям получать нужные именно им свойства объекта проектирования, имея в распоряжении один источник информации.

2. Необходимость формализации различных методик для решения производственных задач проектирования, организации и управления на основе единой информационной системы. Для решения этой задачи в разработанной системе заложены теоретические разработки конкретной области в виде соответствующих концептов, при этом один и тот же объект может входить в разные концептуальные построения, и их количество ограничивается лишь количеством теорий в рассматриваемой предметной области. Такое построение системы позволяет специалистам на разных этапах производства использовать свои концепты и с их помощью решать свои специфические проблемы.

3. База знаний должна создаваться с учётом того, что на предприятиях уже успешно используются программные продукты, разработанные для решения отдельных производственных задач, уже содержащие в себе базы данных (знаний). Рассматриваемая база знаний за счёт своей структуры, которая может включать в себя разнообразные концептуальные объекты и содержит большинство элементов, на которых основаны современные базы знаний и данных, позволяет создавать простые интерфейсы с уже существующими на производстве базами автоматизированных систем, что позволяет сохранить уже имеющуюся информацию и облегчить переход пользователей на работу с новой системой.

4. База знаний должна быть расширяема. Важным свойством рассматриваемой системы является то, что она позволяет накапливать информацию разного содержания, причём эта информация представляет собой не просто набор разрозненных фактов, а уже некую структуру, готовую для проведения дальнейших исследований. Такое свойство системы делает её надёжным инструментом как для опытных специалистов, готовых зафиксировать свои знания для последующего их использования, так и для начинающих инженеров, получающих доступ к уже накопленным знаниям, кроме того, на любом этапе производства и те, и другие получают возможность проводить как проектную, так и исследовательскую работу.

5. Требование обеспечения логической целостности системы диктуется необходимостью предотвращения возникновения серьёзных ошибок при работе с базой знаний большого числа пользователей на разных этапах производства и позволяет легко устранять возможные противоречия. Здесь следует остановиться на том факте, что производственная система включает большое число разнородных подсистем, поэтому часто возникают противоречия, которые могут проявляться на разных стадиях проектирования

и производства вплоть до последних, на которых их разрешение сильно усложняется. Рассматриваемая база знаний позволяет с самого начала выявлять и разрешать большинство противоречий, возникающих в сложных системах ещё на стадии её создания, т.к. её структура так или иначе воспроизводит структуру производственной системы, для которой она предназначена, а значит и противоречия, существующие в реальном производстве, непосредственно будут спроецированы на структуру информационной системы и легко выявлены на ранних стадиях проектирования.

При выполнении всех перечисленных условий база знаний имеет все основания для того, чтобы стать основой для интеграции машиностроительного производства.

Библиографический список

1. Авдошин, С.М. Информационные технологии онтологического инжиниринга / С.М. Авдошин, М.П.Шатилов. Информационные технологии. 2008. №10. С. 28-37.
2. Искусственный интеллект: Применение в интегрированных производственных системах / Под ред. Э. Кьюсиака. М.: Машиностроение, 1991. 544 с.
3. Кашуба, Л.А. Современные CAE/CAD/CAM системы в жизненном цикле изделий машиностроения / Л.А. Кашуба. Информационные технологии. М.: Машиностроение, 1995. № 10. С. 7-10.
4. Левин, А. CALS-сопровождение жизненного цикла / А. Левин, Е. Судов. Открытые системы. 2001. С. 58-62.
5. Полетаева, Е.В. Закономерности терминологической системы предметной области машиностроения на основе концептуальной терминологии / Е.В. Полетаева // Вестник Тверского государственного технического университета. Тверь: ТГТУ, 2007. Вып.10. С. 102-106.
6. Черепухин, А.Н. Интегрированная информационная система / А.Н. Черепухин. Машиностроитель, 2002. № 10. С. 27-31.

УДК 621.891:531.43

Г.И. Рогозин, Ф.Х. Арсланов
Тверской государственной технической университет

РАСЧЕТ И ВЫБОР ПОСАДОК С НАТЯГОМ

Соединения с натягом относятся к неразъемным соединениям деталей машин. Ввиду простоты конструктивного оформления, высокой технологичности и надежности в работе, они широко используются в технике. Надежность таких соединений прежде всего зависит от величины натяга, по величине которой выбирается посадка.

Исходными данными для решения задачи являются: осевое усилие P_{oc} или крутящий момент $M_{кр}$, обеспечивающие заданную несущую способность соединения; размеры соединяемых деталей (d_H, d_1, d_2 и l); механические и адгезионные характеристики материалов ($H, E_6, \mu_B, E_a, \mu_a, \tau_o$ и β); эквивалентные параметры шероховатости (b, v, r, R_{max}, r_1 и r_2), определенные с учетом волнистости [1].

Возможно решение задачи по одному из двух вариантов.

Вариант 1. Определяется минимальный расчетный натяг и подбирается посадка по единой системе допусков и посадок (ЕСДП СЭВ).

Последовательность расчета следующая:

Из выражений

$$P_{oc} = \frac{\pi \cdot d_n^2 \cdot l \cdot g}{n_3} \cdot \left[\frac{\tau_o (1 + \bar{k}_n^{-1/2})}{H} + \beta + 1,4 \cdot J \cdot H \sqrt{k_{fg} \cdot (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})} \right], \quad (1)$$

$$P_{oc} = \frac{\pi \cdot d_n^2 \cdot l \cdot g}{2 \cdot n_3} \cdot \left[\frac{\tau_o (1 + \bar{k}_n^{-1/2})}{H} + \beta + 1,4 \cdot J \cdot H \sqrt{\frac{\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2}}{k_{fg}}} \right], \quad (2)$$

с учетом

$$q_c = \frac{H \cdot b}{1 + \bar{k}^{-1/2}} \cdot \left[\frac{v \cdot d \cdot (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})}{16 \cdot r \cdot R_{max}} \right]^v, \quad (3)$$

определяется математическое ожидание степени нагружения выступов \bar{k}_H :

при заданном осевом усилии

$$\bar{k}_H = \frac{n_3 \cdot P_{oc} (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})^{1-v}}{\pi \cdot d_n \cdot l \cdot b \cdot H \cdot f_{oc}} \cdot \left(\frac{16 \cdot r \cdot R_{max}}{v \cdot d_{крn}^2} \right)^v; \quad (4)$$

при заданном крутящем моменте

$$\bar{k}_H = \frac{2 \cdot n_3 \cdot M_{кр} (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})^{1-v}}{\pi \cdot d_n^2 \cdot l \cdot b \cdot H \cdot f_{кр}} \cdot \left(\frac{16 \cdot r \cdot R_{max}}{v \cdot d_{крn}^2} \right)^v; \quad (5)$$

где f_{oc} и $f_{кр}$ – коэффициенты трения при относительном сдвиге деталей в осевом и окружном направлениях.

$$f_{oc} = \frac{\tau_o \cdot (1 + \bar{k}_n^{-1/2})}{H} + \beta + 1,4 \cdot J \cdot H \cdot \sqrt{k_{fg}^{-1} \cdot (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})}, \quad (6)$$

$$f_{кр} = \frac{\tau_o \cdot (1 + \bar{k}_n^{-1/2})}{H} + \beta + 1,4 \cdot J \cdot H \cdot \sqrt{k_{fg} \cdot (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})}. \quad (7)$$

При решении уравнений (4) и (5) используется метод последовательных приближений.

По известному значению математического ожидания степени нагружения выступов \bar{k}_h находится абсолютное сближение из $\varepsilon = \frac{v \cdot d_{крп}^2 \cdot (\bar{k} + \bar{k}^{1/2})}{16 \cdot r \cdot R_{\max}}$

(8) и среднее номинальное давление q из (3).

Ввиду того, что $\varepsilon = \alpha / R_{\max}$, имеем

$$\alpha = v \cdot d_{крп}^2 (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{1/2}) / 16 \cdot r. \quad (9)$$

Когда вал выступает за торцы втулки, распределение давления по длине сопряжения становится неравномерным, возрастая по мере приближения к торцам соединения. Неравномерность давления учитывается введением безразмерного коэффициента χ , который зависит от отношения d_1 / d_n и $1 / d_n$ [2].

Введя коэффициент χ в выражение (3), получим

$$q = \frac{\chi \cdot b \cdot H}{1 + \bar{k}^{-1/2}} \cdot \left[\frac{v \cdot d_{крп}^2 \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{1/2})}{16 \cdot R_{\max}} \right]^v. \quad (10)$$

С учетом найденных значений α и q рассчитываем натяг:

$$\Delta = 2 \cdot \alpha + q \cdot d_n \cdot \left(\frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2} \right), \quad (11)$$

который принимается за минимальный. По нему подбирается ближайшая посадка, согласно которой устанавливаются наименьший $\Delta_{нм}^{табл}$ и наибольший $\Delta_{нб}^{табл}$ табличные натяги.

Проверяется прочность соединяемых деталей при наибольшем табличном натяге. Для этого из уравнения

$$k_h = \frac{2^{4 \cdot v - 6 - \frac{1}{v}} \cdot [8 \cdot r \cdot \Delta - v \cdot d_{крп}^2 \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{1/2})] \cdot \pi \cdot r^{v-1} \cdot R_{\max}^v}{b \cdot v \cdot P_{кр} \cdot d \cdot [v \cdot d_{крп}^2 \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{1/2})]^{v-1} \left(\frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2} \right) k_{cn}} \quad (12)$$

при $\Delta = \Delta_{нб}^{табл}$ находится математическое ожидание степени нагружения выступов \bar{k}_h , а затем по (10) номинальное давление q_{\max} . Прочность деталей соединения обеспечивается, когда $q_{\max} < q_{дон}$. В этом случае отсутствуют пластические деформации материала деталей. Допускаемое давление на сопряженных поверхностях вала и втулки определяется по формулам

$$q_{\varepsilon} = \frac{P_{oc} \cdot n}{\pi \cdot d \cdot l \cdot f_1}, \quad (13)$$

$$q_{\text{э}} = \frac{2 \cdot M_{\text{кр}} \cdot n}{\pi \cdot d^2 \cdot l \cdot f_2} \quad (14)$$

Вариант 2. Посадка выбирается по наибольшему допустимому натягу, рассчитанному исходя из условия прочности соединяемых деталей. Такой подход, предложенный А.И. Якушевым [3], позволяет полностью использовать несущую способность соединений с натягом.

Последовательность расчета:

По формулам

$$q_{\text{дон.а}} = 0,58 \cdot \sigma_{\text{м.а}} \cdot \left(1 - \frac{d_n^2}{d_2^2}\right), \quad (15)$$

$$q_{\text{дон.б}} = 0,58 \cdot \sigma_{\text{м.б}} \cdot \left(1 - \frac{d_1^2}{d_n^2}\right) \quad (16)$$

определяется допускаемое давление $q_{\text{дон}}$ на сопряженных поверхностях вала и втулки. Из уравнения (10) методом последовательных приближений находится математическое ожидание степени нагружения выступов $\bar{\kappa}_n$ и вычисленных по (15) и (16).

По формуле (9) рассчитывается абсолютное сближение α в контакте. После подстановки меньшего из двух значений $q_{\text{дон}}$ и сближения α в (11) определяется наибольший допустимый натяг $\Delta_{\text{нб}}$. По нему подбирается посадка, при которой создавался бы необходимый запас прочности, как самого соединения, так и его деталей.

Приводим пример расчета и выбора посадки для соединения с натягом, собранного тепловым способом, параметры которого приведены в таблице 1.

Таблица 1. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений для соединений, собранных тепловым способом

№ партии	Δ , мм	$\bar{\kappa}_n$	$q \cdot 10^{-7}$, Па	$P_{\text{ос.р}}$, кН	$P_{\text{ос.он}}$, кН	$\frac{P_{\text{ос.он}}}{P_{\text{ос.р}}}$
1	0,025	138,8	2,04	8,4	9,9	1,18
	0,050	177,0	5,03	22,4	25,8	1,17
	0,075	201,8	8,14	37,4	43,0	1,15
2	0,025	200,5	3,2	13,5	15,8	1,17
	0,050	261,5	8,36	28,6	42,9	1,11
	0,050	300,5	13,8	65,6	63,9	0,97
3	0,025	201,0	1,74	9,7	11,3	1,16
	0,050	257,0	4,64	23,2	30,9	1,09
	0,050	292,0	7,70	49,1	47,9	0,97
4	0,025	162,3	4,15	20,5	23,4	1,14
	0,050	204,7	9,59	50,6	52,2	1,03
	0,075	232,4	15,18	83,5	93,5	1,12

Вариант 1. Рассчитать и подобрать посадку с натягом, обеспечивающую $P_{oc} = 20$ кН.

Подставим в (4) и (6) числовые значения заданных параметров, P_{oc} и вычисленный $d_{крп} = 9,5 \cdot 10^{-4}$ мм:

$$\bar{\kappa}_n = \frac{1,2 \cdot 20000(\bar{\kappa}_n + \bar{\kappa}_n^{1/2})^{1-3,7}}{\pi \cdot 248,1 \cdot \left[\frac{9,2 \cdot (\bar{\kappa}_n + \bar{\kappa}_n^{1/2})}{154} + 283 \cdot \sqrt{\bar{\kappa}_n + \bar{\kappa}_n^{1/2}} \right]} \cdot \left(\frac{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015}{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})} \right)^v,$$

откуда методом последовательных приближений определяем $\bar{\kappa}_n = 169,3$ ($J = 0,93 \cdot 10^{-4}$ Па; $k_{fg} = 1,44$).

По (9) рассчитаем сближение

$$\alpha = \frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (169,3 + 169,3^{1/2})}{16 \cdot 0,01} = 3,8 \cdot 10^{-3} \text{ мм},$$

а по (10) – среднее номинальное давление

$$q = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 169,3^{-1/2}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (169,3 + 169,3^{1/2})}{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015} \right]^{3,7} = 4,8 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

Подставляя α , q и соответствующие данные из таблицы 1 в (11), найдем минимальный расчетный натяг, обеспечивающий $P_{oc} = 20$ кН:

$$\Delta_{\min.p} = 2 \cdot 3,8 \cdot 10^{-3} + 4,8 \cdot 30 \cdot \frac{1}{2,06 \cdot 10^{-4}} \cdot \left(\frac{60^2 + 30^2}{60^2 - 30^2} + 0,3 + \frac{30^2 + 10^2}{30^2 - 10^2} - 0,3 \right) = 0,028 \text{ мм}.$$

По СТ СЭВ 144-75 выбираем посадку $\varnothing 30 \frac{H7}{U6}$, для которой $\Delta_{нм}^{табл} = 0,028$ мм и $\Delta_{нб}^{табл} = 0,069$ мм.

Проверяем прочность соединяемых деталей. Из (12) при $\Delta = 0,069$ мм находим $\bar{\kappa}_n = 225,4$, а по (10) – среднее номинальное давление

$$q_{\max} = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 226,4^{-1/2}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (226,4 + 226,4^{1/2})}{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015} \right] = 13,7 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

Из (15) и (16) определяем допускаемое давление на контактирующих поверхностях втулки

$$q_{дон} \leq 20,4 \cdot \left[1 - \left(\frac{30}{60} \right)^2 \right] = 15,3 \cdot 10^7 \text{ Па}$$

и вала

$$q_{дон} \leq 20,4 \cdot \left[1 - \left(\frac{10}{30} \right)^2 \right] = 18,2 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

Следовательно, прочность деталей соединения обеспечена.

$$q_{\max} = 13,7 \cdot 10^7 \text{ Па} < q_{\text{дон}} = 15,3 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

Вариант 2. Выбрать посадку по наибольшему допустимому натягу.

Согласно (15) и (16) $q_{\text{дон}} = 15,3 \cdot 10^7 \text{ Па}$. Подставляя численные значения параметров и $q_{\text{дон}}$ в (10), имеем

$$15,3 = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + \bar{k}^{-1/2}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (\bar{k}_H + \bar{k}_H^{1/2})}{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015} \right]^{3,7},$$

откуда методом последовательных приближений найдем $\bar{k}_H = 233,8$.

По уравнению (9) определяем сближение

$$\alpha_{\max} = \frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (233,8 + 233,8^{1/2})}{16 \cdot 0,01} = 5,2 \cdot 10^{-3} \text{ мм},$$

а по (11) – максимальный допустимый натяг:

$$\Delta_{\text{дон.п}} = 2 \cdot 5,2 \cdot 10^{-3} + \frac{15,3 \cdot 30}{2,06 \cdot 10^4} \cdot \left(\frac{60^2 + 30^2}{60^2 - 30^2} + 0,3 + \frac{10^2 + 30^2}{30^2 - 10^2} - 0,3 \right) = 0,076 \text{ мм}.$$

По СТ СЭВ 144-75 выбираем посадку $\varnothing 30 \frac{H7}{V6}$, для которой $\Delta_{\text{нм}}^{\text{табл}} = 0,04 \text{ мм}$ и $\Delta_{\text{нб}}^{\text{табл}} = 0,081 \text{ мм}$ (при $\Delta_{\text{нб}}^{\text{табл}} = 0,081 \text{ мм}$ давление на контакте превышает $q_{\text{дон}}$ всего на 6 %).

Учитывая, что вероятность получения максимального натяга мала, применение этой посадки допустимо.

После подстановки численных значений параметров в (12) найдем, что при $\Delta_{\text{нб}}^{\text{табл}} = 0,04 \text{ мм}$ $\bar{k}_H = 190,5$ и при $\Delta_{\text{нб}}^{\text{табл}} = 0,081 \text{ мм}$ и $\bar{k}_H = 238$.

По (7) находим значение средних номинальных давлений при $\bar{k}_H = 238$ имеем

$$q_{\max} = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 238^{-1/2}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (238 + 238^{1/2})}{16 \cdot 0,1 \cdot 0,015} \right]^{3,7} = 16,3 \cdot 10^7 \text{ Па},$$

а при $\bar{k}_H = 190,5$

$$q_{\min} = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 190,5^{-1/2}} \cdot \left[\frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (190,5 + 190,5^{1/2})}{16 \cdot 0,1 \cdot 0,015} \right]^{3,7} = 7,3 \cdot 10^7 \text{ Па},$$

по (1) – минимальное и максимальное значения усилий

$$P_{\text{oc.min}} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 7,34}{1,2} \cdot \left[\frac{9,2(1 + 190,5^{-1/2})}{154} + E_1 \right] = 45,5 \text{ кН},$$

где $E_1 = 0,13 + 1,4 \cdot 0,93 \cdot 10^{-4} \cdot 154 \sqrt{1,44 \cdot (190,5 + 190,5^{1/2})}$;

$$P_{\text{oc.max}} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 16,3}{1,2} \cdot \left[\frac{9,2(1 + 238^{-1/2})}{154} + E_2 \right] = 75,2 \text{ кН},$$

где $E_2 = 0,13 + 1,4 \cdot 0,93 \cdot 10^{-4} \cdot 154 \cdot \sqrt{1,44 \cdot (238 + 238^{1/2})}$.

Таким образом, наибольший допустимый натяг, рассчитанный исходя из прочности соединяемых деталей, позволяет заменить посадку $\frac{H7}{V6}$ посадкой $\frac{H7}{V6}$. При этом прочность соединения, характеризуемая величиной максимального осевого усилия, при одних и тех же параметрах детали и точности обработки сопрягаемых поверхностей увеличивается более чем в два раза.

В заключении для оценки эффективности предлагаемой методики произведем расчет минимального осевого усилия, отвечающего $\Delta_{\min} = 0,04$ мм, по методу предложенному А.И. Якушевым [3].

Определяем величину смятия неровностей сопрягаемых поверхностей:

$$U = 2 \cdot k \cdot R_z = 2 \cdot 0,4 \cdot 0,0125 = 0,01 \text{ мм}$$

$k = 0,4$ [3, табл. 19]; $R_z = R_{\max}/1,2 = 0,015/1,2 = 0,0125$ мм, тогда минимальный расчетный натяг составит

$$\Delta_{\min.p} = \Delta_{\min} = U = 0,04 - 0,01 = 0,03 \text{ мм}.$$

После этого найдем, что минимальное осевое усилие при $f = 0,14$, будет равно:

$$P_{oc.min} = \frac{\pi \cdot d \cdot l \cdot \Delta_{\min.p} \cdot f}{\left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b}\right)} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 0,03 \cdot 0,14}{\left(\frac{60^2 + 30^2}{60^2 - 30^2} + 0,3 + \frac{30^2 + 10^2}{30^2 - 10^2} - 0,3\right)} 2,06 \cdot 10^{-4} = 9,3 \text{ кН}.$$

Сравнивая результаты, полученные по предлагаемой (вариант 2) и общепринятой методикам, видим, что расчет по последней занижает фактическую прочность соединения в несколько раз. Для обеспечения $P_{oc.min} = 45,5$ кН при расчете по общепринятой методике пришлось бы изменить осевые и диаметральные размеры деталей соединения против заданных, что привело бы к увеличению металлоемкости. Например, если увеличить длину сопряжения, то металлоемкость соединения увеличилось бы примерно в пять раз. В остальных случаях это различие может быть не менее существенным.

Условные обозначения: d_n – диаметр сопряжения деталей в соединениях с натягом; d_1 – внутренний диаметр охватываемой детали; d_2 – внешний диаметр охватывающей детали; l – длина сопряженных деталей в соединениях с натягом; H – предельное давление текучести или предельная твердость; E – модуль упругости контактирующих деталей (индекс 1 относится к охватываемой детали, индекс 2 к охватывающей детали); μ – ко-

ээффициент Пуассона; β – коэффициент сжатия эпюра давления в результате деформирования неровностей шероховатости; b , ν – параметры кривой опорной поверхности профиля шероховатости; R_{max} – максимальная высота неровностей (расстояние от линии вершин до линии впадин); r_1 и r_2 – радиусы вершин выступов в сечениях расположенных параллельно и перпендикулярно следам обработки; q_c – среднее номинальное давление в стыке цилиндрических деталей; n_3 – коэффициент запаса прочности, вводимый с целью компенсации возможных погрешностей расчета ($n_3 = 1,2$); k_{fg} – коэффициент, учитывающий влияния расположения следов обработки относительно направления сдвига деталей на величину деформационной составляющей, равной $k_{fg} = \sqrt{\frac{r_1}{r_2}}$.

Библиографический список

1. Миронов, В.А. Расчет сил трения сопряженных деталей в соединениях с натягом / В.А. Миронов, А.А. Ланков, Г.И. Рогозин. Тверь: ТГТУ, 2004. 120 с.
2. Михин, Н.М. О связи площади касания и сближения при неподвижном и скользящем контактах / Н.М. Михин // Трение твердых тел. М.: Наука, 1964. С.62-65.
3. Якушев, А.И. Взаимозаменяемость, стандартизация и технические измерения / А.И. Якушев. М.: Машиностроение, 1979. 373 с.

УДК 621.9 (031); 621.793

А.Ю. Лаврентьев, Д.А. Барчуков, Л.В. Ратникова
Тверской государственный технический университет

ИЗМЕНЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ГАЗОЛАЗЕРНОГО РЕЗА НАПЛАВЛЕННОЙ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ ПРИ УДАРНОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

Шероховатость поверхности – совокупность неровностей, образующих микрорельеф поверхности детали. Она возникает главным образом вследствие пластической деформации поверхностного слоя заготовки при её обработке из-за неровностей режущих кромок инструмента, трения, вырывания частиц материала с поверхности заготовки, вибрации заготовки и инструмента. Шероховатость поверхности – важный показатель в технической характеристике изделия, влияющий на эксплуатационные свойства деталей и узлов машин – износостойкость трущихся поверхностей, усталостную прочность, коррозионную устойчивость, сохранение натяга при не-

подвижных посадках и т.п. Требования по шероховатости устанавливаются, исходя из функционального назначения поверхностей деталей и их конструктивных особенностей.

Технология наплавки быстрорежущей стали при производстве режущего и штампового инструмента позволяет существенно сократить расход дорогостоящих высоколегированных инструментальных сталей. Полученный металл имеет хорошие эксплуатационные свойства. Однако при наплавке приходится оставлять существенные припуски на обработку, достигающие до 3 мм. Для удаления такого припуска возможно применение газолазерной резки (ГЛР). Имеются результаты исследований [1], показывающие возможность применения газолазерной резки не только для удаления припуска, но и дополнительного упрочнения режущей кромки.

Однако высокая шероховатость поверхности после газолазерной резки требует последующей чистовой обработки. На основании результатов исследований [1, 2] известно, что толщина упрочненного слоя металла после ГЛР составляет около 200 мкм. В случае применения шлифования для обеспечения приемлемого уровня шероховатости ($Ra\ 0,32\ \mu\text{м}$) будет полностью удален упрочненный слой.

Цель работы – снижение шероховатости поверхности лазерного реза наплавленной быстрорежущей стали без снятия упрочненного слоя.

Добиться существенного снижения уровня шероховатости поверхности можно с помощью поверхностного пластического деформирования (ППД). Пластическое деформирование поверхностных слоев осуществляется с помощью различных методов, которые в соответствии с ГОСТ 18296-72 подразделяются на статические и ударные.

Высокая твердость поверхности (до HRC 60-65) ограничивает применение методов ППД. Возможно использование алмазного выглаживания и ударной обработки. Алмазное выглаживание обеспечивает существенное снижение шероховатости. Однако имеются данные [3] о необходимости предварительной обработки перед выглаживанием до уровня $Ra\ 0,32\ \mu\text{м}$ для твердости металла HRC 50 - 65. В противном случае наблюдается быстрый износ выглаживателя, а также неполное выравнивание исходного рельефа поверхности.

К ударным методам обработки относится ударное раскатывание и ударная чеканка [3]. При ударном раскатывании в качестве рабочего тела используют закаленные шарики из шарикоподшипниковой стали. Этот материал нецелесообразно использовать при упрочнении быстрорежущих сталей из-за недостаточной износостойкости. Ударная чеканка выполняется с помощью бойка, который наносит удары с определенной энергией по поверхности материала. Боек изготавливается из закаленных сталей, твер-

дого сплава или сверхтвердых материалов. Рабочая часть может иметь цилиндрическую или плоскую форму с учетом особенностей обработки.



Рис.1. Образец для исследований

Образцы для исследований были наплавлены электродуговой наплавкой дугой прямого действия, током обратной полярности. Наплавленный материал – быстрорежущая сталь. После наплавки образцы подвергались термообработке. Боковые поверхности пластины шлифовали до толщины 4,5 мм. После этого основной припуск с верхней поверхности был удален ГЛР. На рис. 1 показан образец после газолазерной резки, а на рис. 2 поверхность при небольшом увеличении. На поверхности наблюдаются поперечные бороздки, перпендикулярные направлению реза, также имеется некоторое изменение шероховатости по высоте. В нижней части реза имеются отдельные участки с гратом.

после газолазерной резки, а на рис. 2 поверхность при небольшом увеличении. На поверхности наблюдаются поперечные бороздки, перпендикулярные направлению реза, также имеется некоторое изменение шероховатости по высоте. В нижней части реза имеются отдельные участки с гратом.

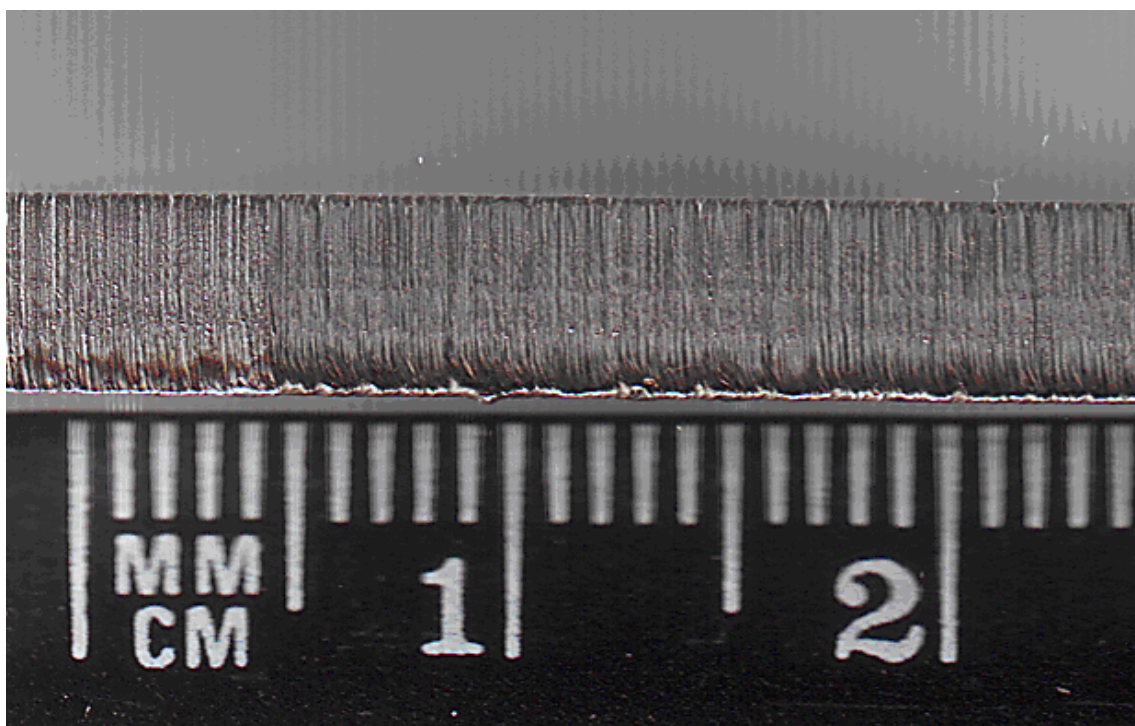


Рис. 2. Поверхность образца после газолазерной резки

Для снижения шероховатости поверхности провели ударную чеканку. Боек с плоской рабочей поверхностью изготовили из эльбора. Исходной заготовкой для бойка являлась режущая вставка от токарного резца. Об-

разцы деформировали с двумя различными значениями энергии удара. На рис. 3 показана поверхность образца после деформации с полной энергией удара Q_{\max} (рис. 3а) и после деформации с уменьшенной энергией удара Q_{\min} (рис. 3б). Обработка с уменьшенной энергией не обеспечила полное выравнивание рельефа поверхности, наблюдается деформация только вершин бороздок, оставшихся после лазерной резки. После деформации с полной энергией удара наблюдается практически полное выравнивание микрорельефа поверхности (за исключением наиболее глубоких впадин).

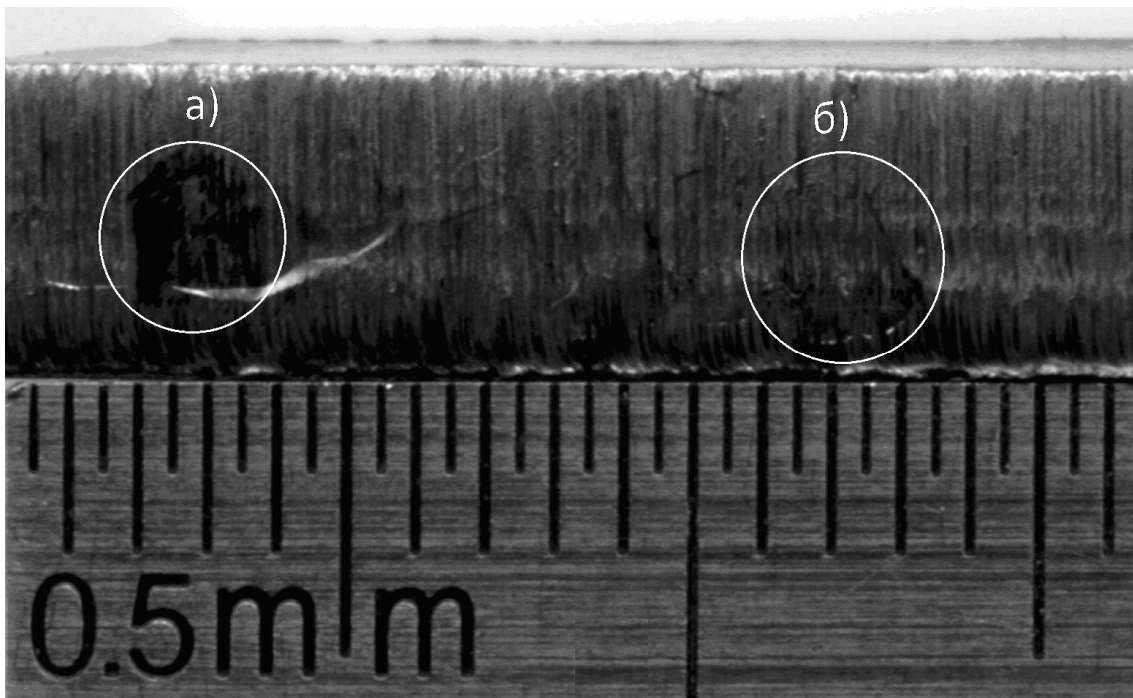
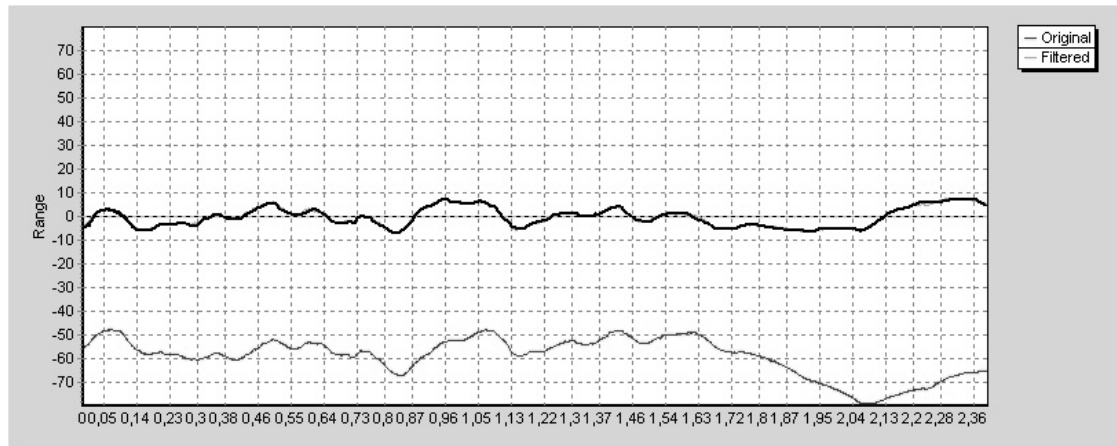


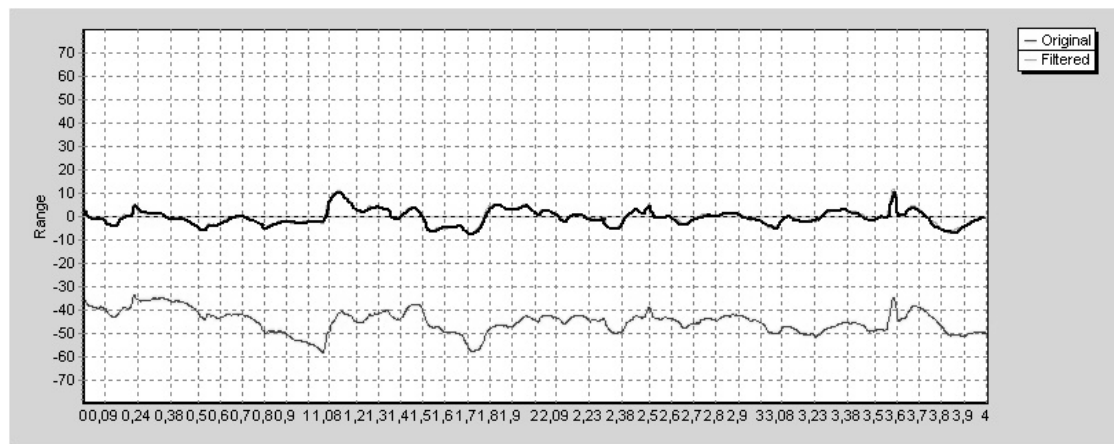
Рис. 3. Поверхность образца после ЛСП

Для количественной оценки шероховатости после ЛСП были определены параметры поверхности с помощью измерителя шероховатости TR-200 компании Time Group Inc. (КНР). На рис. 4 показаны профилограммы поверхности после ЛСП, а на рис. 5 – диаграмма изменения R_a и R_z .

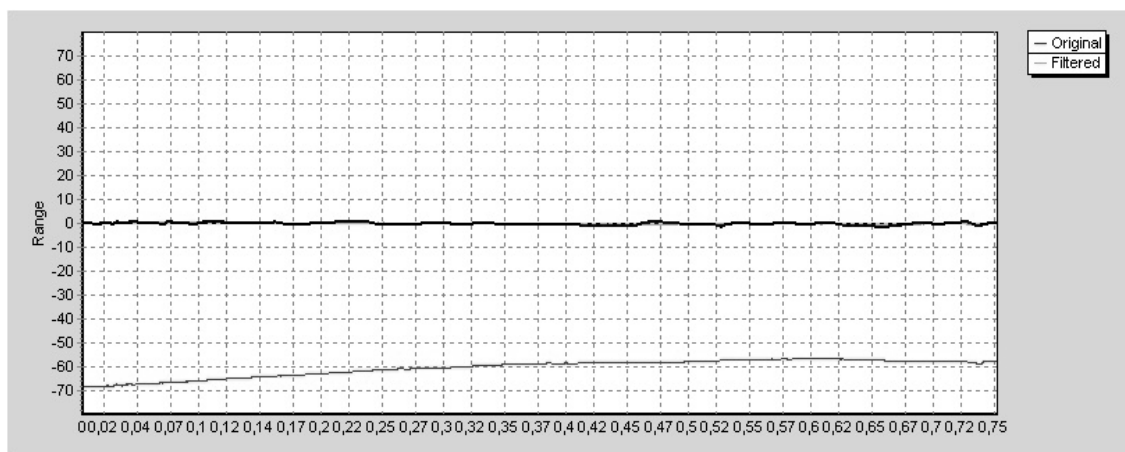
На основе проведенных исследований можно сделать вывод о целесообразности применения ударного ЛСП для снижения шероховатости поверхности газолазерного реза наплавленной быстрорежущей стали без снятия упрочненного слоя. В этом случае обеспечивается снижение уровня шероховатости до 10 раз. В поверхностном слое не выявлено трещин и других поверхностных дефектов. В результате при производстве режущего и штампового инструмента возможно замена шлифования рабочих поверхностей на газолазерную резку с последующим упрочнением ударным ЛСП.



а



б



в

Рис. 4. Профилограммы поверхности образцов:
 а – после газолазерной резки; б – после ППД с уменьшенной энергией удара Q_{\min} ;
 в – после ППД с полной энергией удара Q_{\max}

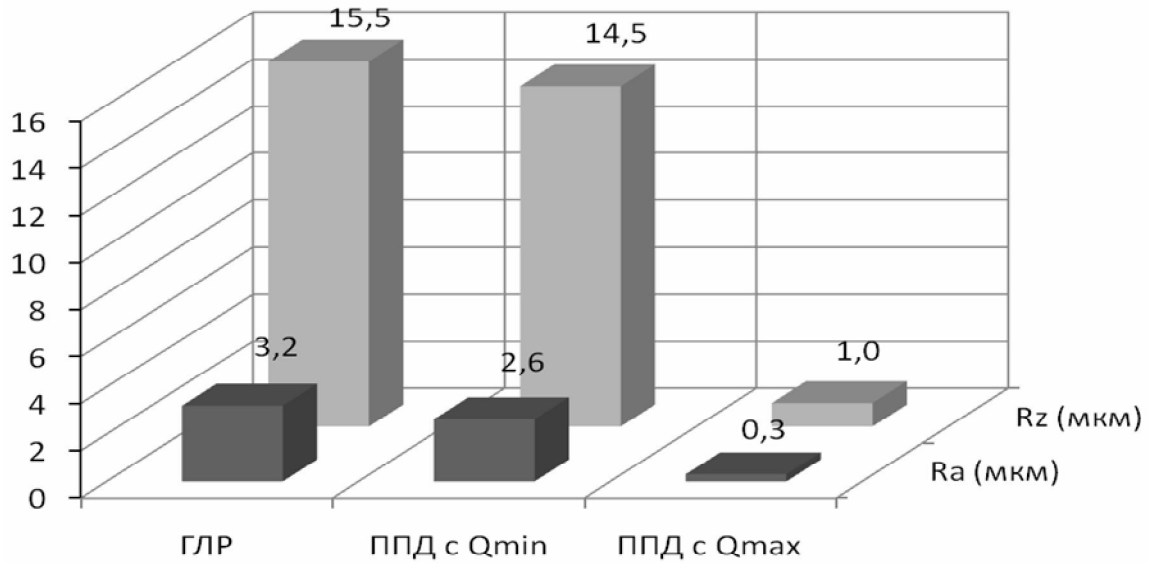


Рис. 5. Параметры шероховатости поверхности

Библиографический список

1. Зубков, Н.С. Поверхностная лазерная закалка разделительных штампов / Н.С. Зубков, Л.Е. Афанасьева, В.П. Водопьянова, М.Н. Елицкий // *Материалы и упрочняющие технологии-2008: Тез. докл. науч-техн. конф.* Курск: Изд-во Курского ун-та, 2008 С. 200-205.
2. Разумов, М.С. Влияние алмазного выглаживания на структуру и свойства наплавленного металла в зоне лазерного воздействия / М.С. Разумов, Н.С. Зубков, Л.Е. Афанасьева // *Металловедение и термическая обработка металлов*, 2009. № 12. С. 40-43.
3. Одинцов, Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. М.: Машиностроение, 1987. 328 с.

УДК 621.762

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

РАСЧЁТ УДЕЛЬНОГО ЭЛЕКТРОСОПРОТИВЛЕНИЯ ДВУХКОМПОНЕНТНОГО ПОРОШКОВОГО КОМПОЗИТА

Одним из основных направлений электроконтактного материаловедения является создание материалов с заданными характеристиками. В этом плане наиболее перспективными являются композиционные материалы (КМ), полученные методами порошковой металлургии. Раннее выявление некачественного полуфабриката, предназначенного для изготовления электрических контактов, обеспечивает надежность и безопасность работы электрооборудования. Качество изготовления образцов определяется, в основном, двумя параметрами – долей металлического контакта частиц и пористостью. Максимальная доля металлического контакта частиц обеспечивает высокую проводимость материала и его механическую прочность. Пористость материала влияет на антифрикционные характеристики. Контролируемая величина пористости важна при изготовлении жидкометаллических электроконтактных материалов и бипористых порошковых материалов.

В данной статье рассматривается возможность прогнозирования удельного электросопротивления пористого двухкомпонентного КМ на основании компьютерного моделирования его структуры.

Теории обобщенной проводимости [1]. К классическим решениям теории обобщенной проводимости относится уравнение Максвелла для гетерогенной системы, состоящей из изотропной среды, в которую вкраплены частицы сферической формы. Формула имеет вид

$$\lambda = \lambda_1 \left[\frac{\lambda_2 + 2\lambda_1 + 2\beta_2(\lambda_2 - \lambda_1)}{\lambda_2 + 2\lambda_1 - \beta_2(\lambda_2 - \lambda_1)} \right], \quad (1)$$

где λ_1 – проводимость менее проводящей фазы; λ_2 и β_2 – проводимость и объёмная доля более проводящей фазы.

Не менее известны решения Оделевского для матричной системы с кубическими включениями и для системы хаотически распределенных частиц. Для проводимости матричной системы при принятых выше обозначениях

$$\lambda = \lambda_1 \left[1 + \beta_1 \left(\frac{1 - \beta_1}{3} + \frac{\lambda_1}{\lambda_2 - \lambda_1} \right)^{-1} \right], \quad (2)$$

Формула для статистической модели имеет вид

$$\lambda = \frac{(3\beta_1 - 1)\lambda_1 + (3\beta_2 - 1)\lambda_2}{4} + \sqrt{\left(\frac{(3\beta_1 - 1)\lambda_1 + (3\beta_2 - 1)\lambda_2}{4}\right)^2 + \frac{\lambda_1\lambda_2}{2}}. \quad (3)$$

Следует отметить, что приведенные выше формулы (1) – (3) не предусматривают наличие пористости в материале.

Моделирование структуры пористого порошкового КМ. Простейшим структурным элементом материала считаем кубическую ячейку, содержащую N^3 частиц, где N – число частиц на ребре ячейки. Суть моделирования заключается в заполнении случайным образом кубической ячейки частицами двух компонентов, концентрация которых задается их объёмными долями β_1 и β_2 . Для задания координат частиц формируется ряд равномерно распределённых чисел на интервале $[0, N^3]$. Первые $\beta_1 N^3$ членов ряда являются координатами частиц первого компонента, последующие $\beta_2 N^3$ членов – координатами частиц второго компонента, оставшиеся $\beta_3 N^3$ членов – координатами пор, где $\beta_3 = (1 - \beta_1 - \beta_2)$ – объёмная доля пор.

Общая пористость P_0 моделируемого материала складывается из межчастичной пористости P' и пор P . Пора может быть создана вакантным местом (например, отсутствием частицы в системе частиц) или частицей порошка порообразователя, улетающего при нагреве.

При изготовлении КМ смешивают навески порошков, задавая массовым соотношением компонентов. Связь между объёмной β и массовой α долями компонента в спеченном образце имеет вид

$$\beta_1 = (1 - \beta_3) / \left[1 - \left(1 - \frac{1}{\alpha_1} \right) \frac{d_1}{d_2} \right],$$

где d_1 и d_2 – плотность материала 1-го и 2-го компонента.

Расчёт удельного электросопротивления КМ. Эквивалентное удельное электросопротивление ρ композиционного материала рассчитывается двумя методами, согласно которым материал разбивается эквипотенциальными поверхностями и трубками тока. В одном случае КМ рассматривается как система N последовательно соединённых слоёв, содержащих N^2 параллельно соединённых частиц (контактов). Сопротивление единичного слоя рассчитывается по формуле

$$1/\rho_{сл.i} = k_i/\rho_1 + l_i/\rho_2,$$

где k_i и l_i – число частиц 1-го и 2-го компонента в i -ом слое, ρ_1 и ρ_2 – удельные сопротивления материала 1-го и 2-го компонента.

Выражение для сопротивления КМ в этом случае имеет вид

$$\rho_{сл} = N \cdot \sum_{i=1}^N (\rho_{сл.i}). \quad (4)$$

В другом случае КМ рассматривается как система из N^2 параллельно соединенных столбцов, содержащих N последовательно соединённых контактов. Построение эквивалентной электрической схемы столбца, содержащего хотя бы одну пору, вызывает затруднение. В данной модели сопротивление такого столбца заменяется сопротивлением цепочки последовательно соединённых контактов большей длины (с большим числом контактов). Для характеристики удлинения проводящей цепочки введём коэффициент извилистости δ . Так как извилистость столбца создается за счёт пор, то коэффициент δ можно рассчитать аналогично коэффициенту извилистости капилляра в пористом теле [2]:

$$\delta = 1 + \Pi/\Pi',$$

где для кубической системы упаковки частиц $\Pi' = 0,48$. С учётом вышеизложенного сопротивление единичного столбца рассчитывается по формуле

$$\rho_{cm,j} = \delta \cdot (m_j \cdot \rho_1 + n_j \cdot \rho_2),$$

где m_j и n_j – число частиц 1-го и 2-го компонента в j -ом столбце.

Выражение для сопротивления КМ в этом случае имеет вид

$$\rho_{cm} = N \left/ \sum_{j=1}^{N^2} \left(\frac{1}{\rho_{cm,j}} \right) \right. . \quad (5)$$

В итоге удельное сопротивление ρ КМ определяется как среднее геометрическое значение удельных сопротивлений, рассчитанных по формулам (4) и (5),

$$\rho = \sqrt{\rho_{cl} \cdot \rho_{cm}} . \quad (6)$$

Результаты моделирования (6) следует считать *нижней оценкой удельного электросопротивления КМ*, так как в модели рассматриваются максимально деформированные частицы неокисленного материала. Согласно нашим исследованиям [3] наличие частично разрушенных поверхностных плёнок на площадках контакта частиц повышает электросопротивление материала практически в 2 раза.

Сравнение результатов моделирования с теоретическими. Графики зависимости относительного электросопротивления КМ от объемной доли менее проводящего компонента приведены на рис. 1 в полулогарифмическом масштабе для двух случаев: сопротивления компонентов отличаются в $b = 10$ и 50 раз. Кривые, соответствующие теориям (1) и (2), совпадают. При $b = 10$ наилучшая сходимость результатов моделирования наблюдается с теориями (1) и (2), расхождение не превышает 10 % при любом объёмном соотношении компонентов. При $b = 50$ результаты модели-

рования и указанных теорий значительно отличаются, соответствующие им кривые имеют разный вид.

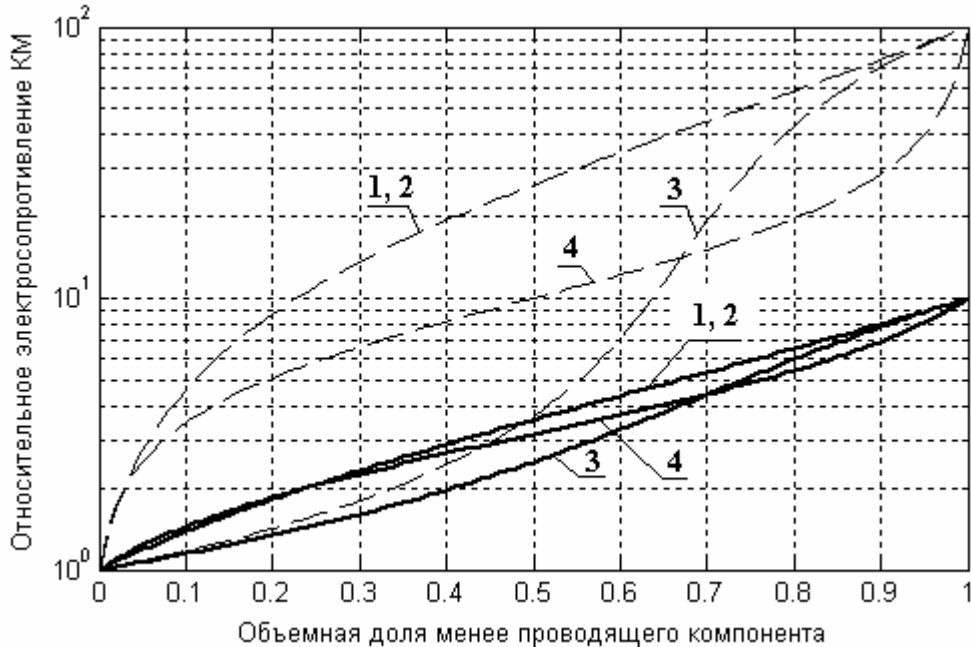


Рис. 1. Сравнение теоретических результатов: — $b = 10$; --- $b = 50$.
Кривая 1 – теория (1); 2 – теория (2); 3 – теория (3); 4 – моделирование (6)

Проверка адекватности предложенной модели. Для экспериментальной проверки результатов моделирования были изготовлены образцы композиционного материала *CuCr*. Сопротивления компонентов материала *CuCr* отличаются друг от друга меньше чем в 10 раз. Образцы получены прессованием смеси порошков меди и хрома под давлением $6,5 \text{ т/см}^2$ (650 МПа). Прессовки спекались в вакууме 1 час при температуре $800 \text{ }^\circ\text{C}$ или $1100 \text{ }^\circ\text{C}$ в зависимости от содержания хрома. Пористость образцов лежит в интервале $0,15 - 0,20$. Сравнение расчётных значений удельного сопротивления материала *CuCr* с нашими экспериментальными и литературными [4] данными представлено на рис. 2. Исследованные в работе [4] образцы были получены в результате прессования при различных давлениях (600 – 800 МПа) и спекания в вакууме в диапазоне температур $1000 - 1050 \text{ }^\circ\text{C}$. Их пористость лежит в интервале $0,03 \div 0,14$.

Экспериментальные данные лежат в диапазоне расчётных значений для компактного и пористого материала. Такое расположение экспериментальных точек подтверждает возможности предложенного моделирования порошкового КМ.

Сравнение расчётных и экспериментальных значений удельного сопротивления компактного материала с резко отличающимися сопротивлениями компонентов проведено для графитомедного материала *ССи*, со-

держающего компонента, удельные сопротивления которых равны 700 и 1,7 мкОм·см соответственно. Сравнение приведено на рис. 3 в полулогарифмическом масштабе.

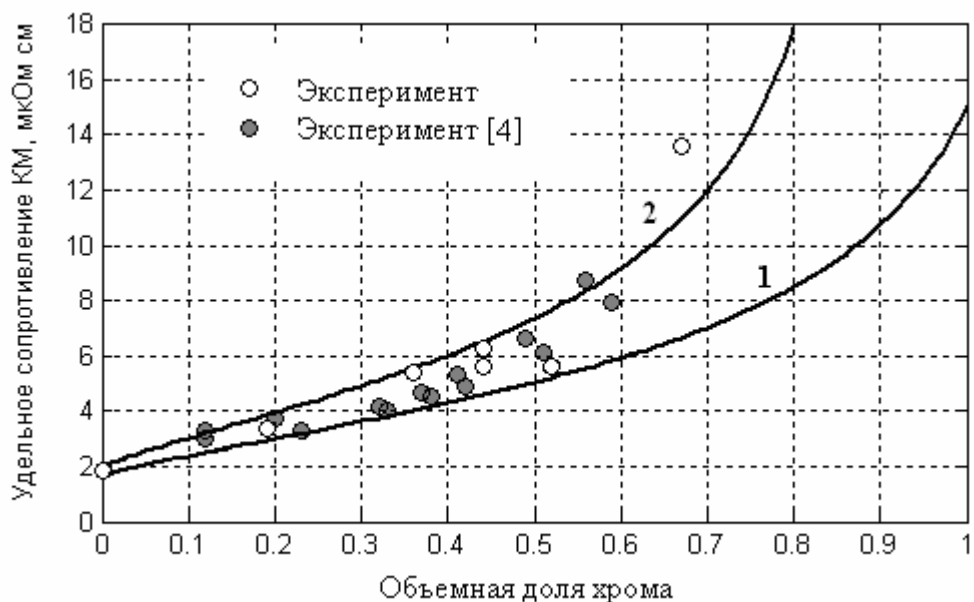


Рис. 2. Зависимость электросопротивления КМ $CuCr$ от объёмной доли хрома: кривая 1 – для компактного материала; 2 – для материала с пористостью 0,20

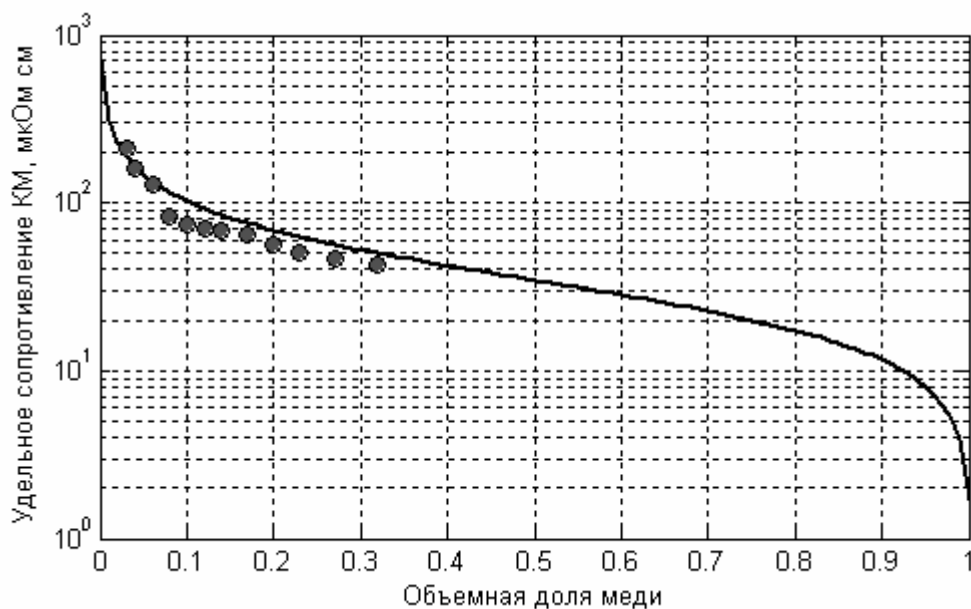


Рис. 3. Зависимость электросопротивления КМ CSi от объёмной доли меди: кривая – моделирование; точки – эксперимент [5]

Для данного КМ значения сопротивления, рассчитанные согласно предложенной модели, хорошо согласуются с экспериментом.

Заключение. Описанная модель порошкового композиционного материала позволяет наряду с объемной концентрацией компонентов учесть влияние пористости материала на его удельное сопротивление. Возможности моделирования подтверждены экспериментальными данными для КМ, состоящих из компонентов с различным соотношением удельных сопротивлений. Изложенная методика расчёта удельного сопротивления КМ может быть использована для контроля качества материала в процессе его изготовления.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант № 08-08-00179-а).

Библиографический список

1. Оделевский, В.И. Расчет обобщенной проводимости гетерогенных систем / В.И. Оделевский // ЖТФ. 1951. Т. 21. Вып. 6. С. 668-677.
2. Фролов, Ю.Г. Курс коллоидной химии. Поверхностные явления и дисперсные системы / Ю.Г. Фролов. М.: Химия, 1982. 400 с.
3. Измайлов, В.В. Моделирование механических и электрических процессов при консолидации дисперсных материалов / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова // Материалы. Технологии. Инструменты. 2003. Т. 8. № 1. С. 11-16.
4. Пименова, Н.В. Получение и исследование свойств композиционных материалов на основе меди: автореф. дис... канд. техн. наук / Н.В. Пименова. Пермь, 2009. 16 с.
5. Гершман, И.С. Токосъемные углеродные материалы нового поколения / И.С. Гершман, Л.М. Бучнев // Вестник ВНИИЖТ. 2003. № 6. http://www.css-rzd.ru/vestnik-vniizht/v2003-6/V6-2_1.htm.

УДК 621.891

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

ИЗНОСОСТОЙКИЕ ЗАЩИТНО-ДЕКОРАТИВНЫЕ ПОКРЫТИЯ НА АЛЮМИНИИ И ЕГО СПЛАВАХ

Одной из немногих отраслей экономики, которая стабильно развивается в период кризиса, является строительство. Производство и применение современных высокотехнологичных строительных и отделочных материалов – это важная составляющая конкурентоспособности строительных организаций.

Заключительный этап любого строительства – это отделка фасадов. Раньше для облицовки домов использовалось дерево в виде досок, теса, щепы или камень. Однако натуральные материалы становились все дороже

и требовали дополнительной обработки, что в конечном итоге увеличивало стоимость фасадных работ.

В нашей стране еще лет 15-20 назад отделка фасадов декоративными элементами предполагала использование дорогостоящих материалов (например, мрамора) либо материалов, утяжеляющих конструкцию и создающих дополнительную нагрузку на здания (это бетон, гипс, камень). Но используемые ранее материалы не отличались высокой прочностью и влагонепроницаемостью. Для них приходилось изготавливать дополнительные каркасы, весь процесс получался довольно трудоемким и затратным. В настоящее время все большую популярность приобретает алюминиевая отделка: различные конструкции и отделочные панели из алюминия и его сплавов. К их достоинствам можно отнести дешевизну, огнестойкость, относительную износостойкость и коррозионостойкость.

Поверхность алюминиевых композитных панелей (DIBOND, AL-LUXE и других) покрывается защитной полимерной пленкой, лаком или краской. Со временем под воздействием агрессивной внешней среды на ней появляются царапины, сколы, трещины, что требует, во многих случаях, их замены. Согласно рекламе производителей композитных панелей гарантия на внешний вид панелей не превышает 5 лет, (время недопустимо малое когда речь идет об отделке фасада здания). В то же время прочностные свойства алюминия обеспечивают его работоспособность в течение 50 лет! Соответственно, требования к деталям из алюминия и его сплавов, как по износостойкости, так и по эстетическим характеристикам постоянно повышаются.

Существенно улучшить физико-механические и триботехнические характеристики поверхностей алюминиевых или алюминисодержащих деталей отделки можно с помощью использования способа микродугового оксидирования (МДО) [1]. В результате его применения на поверхности изделия формируется высокопрочный композиционный керамический слой, образованный из оксида алюминия Al_2O_3 и оксида кремния SiO_2 . Однако, покрытия, полученные с его помощью, хотя имеют исключительно высокую износостойкость, при этом достаточно дорогие, а сам процесс микродугового оксидирования требует значительных затрат электроэнергии и времени. Уменьшить их позволяет способ, защищенный патентом Российской Федерации [2], заключающийся в том, что процесс ведут в две стадии. На первой стадии формируют основу – неорганический полимерный слой. На второй стадии заготовка перемещается в электролит с компонентами, которые формируют окончательно поверхностный слой с помощью микроплазменных разрядов. Полученные покрытия имеют не только высокую износостойкость, но и эстетичный внешний вид (рис.).

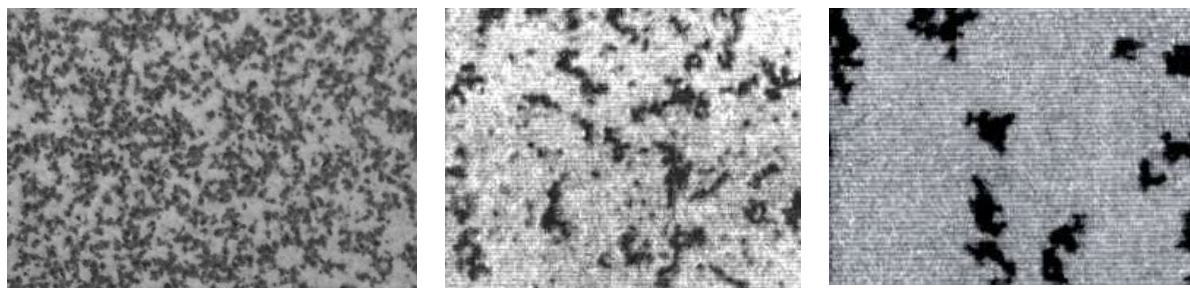


Рис. Внешний вид защитно-декоративного покрытия

Исследования физико-механических и триботехнических характеристик защитного слоя показало следующее. Микротвердость его находится в пределах 10 – 15 ГПа, толщина 20 – 30 мкм. Шероховатость поверхности после упрочнения находится в том же пределе, что и шероховатость до обработки. При традиционной технологии МДО она существенно увеличивается, что требует дополнительных затрат на шлифование. Испытания на абразивный износ показали, что износостойкость соответствует покрытиям, сформированным по стандартной технологии. Упрочненный слой обладает высокой коррозионной стойкостью, хорошими диэлектрическими свойствами. При необходимости поверхность можно дополнительно уплотнить химическими методами для улучшения его внешнего вида и уменьшения пористости.

Предложенная технология микродугового оксидирования применяется для обработки деталей различной формы, в том числе и сложной. Благодаря этому ее можно использовать для производства сложнопрофильных деталей фасадов зданий, реализуя современные архитектурные проекты. Изготовление самой же детали упрощается: исключаются операции предварительной подготовки поверхности, нанесения грунтовки, защитного антикоррозионного слоя, как у импортных аналогов. В то же время, благодаря высокой износостойкости композиционного слоя из оксида алюминия, и его хорошим эстетическим показателям обеспечивается соответствие долговечности внешнего вида изделия его высокому прочностному ресурсу. Все это делает применение таких покрытий в российском строительстве особенно привлекательным, учитывая тяжелые температурные и погодные режимы эксплуатации зданий в наших широтах.

Библиографический список

1. Суминов, И.В. Микродуговое оксидирование: теория, технология, оборудование / И.В. Суминов, А.В. Эпельфельд, В.Б. Людин. М.: ЭКОМЕТ, 2005. 352 с.
2. Патент № 2039133. Способ анодирования алюминия и его сплавов / А.Н. Болотов, В.В. Новиков, К.К. Созонтов; заявл. 02.12.1992; опубл. 09.07.1995.

УДК 621.785.532

Л.М. Абрамов, Ф.Л. Хмурович, И.Л. Абрамов
Тверской государственный технический университет,
Ижевский государственный технический университет

ПРИМЕНЕНИЕ АМОРФНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ

Проблема повышения физико-механических свойств конструкционных материалов с целью повышения их служебных характеристик до настоящего времени является весьма актуальной. Это связано с тем, что даже частичное решение указанной проблемы позволяет не только существенно повысить долговечность и надежность машин и механизмов, в особенности работающих в условиях высоких нагрузок и температур, но и значительно снизить материально-экономические затраты на всех стадиях их функционирования, начиная от стадии производства и включая стадию эксплуатации. Поэтому представляется малообъяснимым факт малого объема научно-исследовательских работ в области технологии получения аморфных металлических материалов – на основе сплавов черных и цветных металлов. Работы [1, 2] проведенные технологами в области лазерной обработки металлов, пока не нашли широкого практического применения.

Основная трудность в реализации методов получения аморфных (бескристаллитного структурного строения) материалов, на наш взгляд, заключается в сложности обеспечения высокой культуры технологии, что связано и с технологическими, и с экономическими, и с организационными факторами.

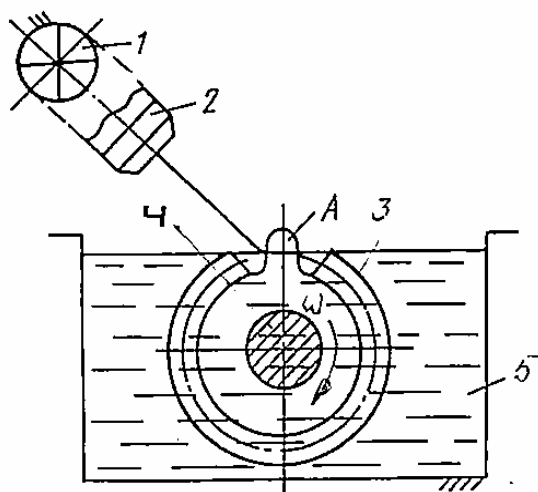


Рис 1. Общий вид полупромышленной установки получения аморфного слоя на наружной поверхности зубчатых колес

Нами предложен [3] практический способ получения аморфного упрочняющего покрытия, который заключается в предварительном охлаждении обрабатываемой детали, обработке ее поверхности лазерным лучом в режиме оплавления и последующего охлаждения со сверхвысокой скоростью. На рис. 1 представлен общий вид полупромышленной установки для получения аморфного композиционного слоя на наружной поверхности шестерней, изготовленных из сталей 12ХНЗА и 40Х с модулем 2 мм, количество зубьев 24 и шириной зубча-

того венца 11 мм. Установка содержит лазерное устройство, включающее источник лазерного излучения 1, обрабатывающую головку 2, обрабатываемую деталь 3, устройство для крепления и вращения детали 4 и ванну с технологической средой 5.

Обрабатываемую деталь устанавливают в ванне, заполненной технологической средой (в качестве которой был использован жидкий азот) так, чтобы часть заготовки (поверхность А на рис. 1) находилась над жидкостью. Заготовке придавали вращательное движение ($\omega = \text{const}$) при помощи устройства 4. После включения источника лазерного излучения 1 обрабатывающей головке 2 обеспечивали поступательное перемещение вдоль поверхности зуба. Таким образом, зона оплавления, создаваемая лазерным лучом, практически мгновенно проходит охлаждение жидким азотом, стабилизируя аморфное состояние материала детали при низких и нормальных температурах.

Сравнительные данные обработанных и необработанных поверхностей детали приведены в таблице 1.

Экспериментально нами было установлено, что при толщине покрытия 0,1...0,15 мм, износостойкость аморфизированного слоя достаточно высока, что может быть следствием того, что напряжения сдвига, возникающие в процессе контактного трения, не превышают в рассматриваемом случае предельно допустимых для обработанного материала.

Вследствие сказанного, технологические параметры обработки были установлены такими, чтобы толщина покрытия аморфным композиционным слоем находилась в вышеуказанных пределах. Установленные эмпирически технологические параметры обработки приведены в таблице 1.

Таблица 1. Микротвердость деталей исходного состояния и прошедших лазерную обработку

Марка стали	Способ термической обработки	Технологические параметры обработки	Микротвердость обработанных поверхностей, МПа
12ХН3А ГОСТ 7574-88	Закалка +отпуск	$T = 840 \text{ }^\circ\text{C}$, среда – масло МГА-10А ГОСТ 14280-68 $T_{\text{отп}} = 120-150 \text{ }^\circ\text{C}$	4500...4600
12ХН3А ГОСТ 7574-88	Лазерная обработка с оплавлением	$P = 10^9 \text{ Вт/м}^2$ $V = 1,0 \text{ м/с}$ среда – жидкий азот	5400...5600
40Х ГОСТ 1050-88	Закалка +отпуск	$T = 1050 \text{ }^\circ\text{C}$, среда – масло МГА-10А ГОСТ 14280-68 $T_{\text{отп}} = 120-150 \text{ }^\circ\text{C}$	8200...8500
40Х ГОСТ 1050-88	Лазерная обработка с оплавлением	$P = 10^9 \text{ Вт/м}^2$ $V = 0,9 \text{ м/с}$ среда – жидкий азот	10100...11200

Как показали структуры покрытия, оно состояло из 3-х ярко выраженных слоев: аморфизированного слоя толщиной от 0,1 до 0,15 мм; переходного слоя толщиной 0,2...0,3 мм; слоя основного материала.

Аморфизированный слой, как показали производственные испытания, обладает наибольшей стойкостью к износу, поскольку, во-первых, малочувствителен к остаточным напряжениям, во-вторых, обладает практически идеальной изотропностью, наконец, в третьих, его микротвердость всегда существенно выше по сравнению с твердостью поверхностей, получаемых традиционными методами термообработки.

Матрица переходного слоя представляет собой поликристаллическое поле мелкодисперсной структуры, причем как показали исследования микроструктуры, поля остаточных напряжений в этой структуре не интерферируются, поскольку расстояние между ними и сам их размер находятся в пределах 0,5...3 мкм.

Слой основного материала практически не претерпел структурных изменений.

Покрытие, обладающее указанной трехслойной структурой, как показали результаты испытаний деталей (зубчатых колес), обладает высоким усталостным сопротивлением (предел выносливости материала при испытании образцов оказался выше в 1,5...1,7 раза), износостойкость обработанных колес показала повышение износостойкости в 1,8...2,0 раза, время приработки (за счет высоких пластических деформаций аморфного материала) сократилось в 1,2...1,3 раза.

Таким образом, по результатам выполненного исследования можно сделать следующие выводы:

1. Разработан метод аморфизации материала, получивший непосредственное практическое применение, на которое получен патент [3].
2. Аморфизирующий слой обладает уникальными прочностными и пластическими характеристиками.
3. Для деталей, работающих в условиях высоких контактных давлений и температур, применение этого метода дает высокий экономический эффект в части повышения долговечности и износостойкости.

Дальнейшее продолжение работ в рассмотренном направлении представляется чрезвычайно актуальным.

Библиографический список

1. Григорянц, А.Г. Основы лазерного термоупрочнения сплавов / А.Г. Григорянц, А.Н. Сафонов. М.: Высшая Школа, 1988. 158 с.
2. Коваленко, В.С. Лазерное и электроэрозионное упрочнение металлов / В.С. Коваленко, А.Д. Верхотуров, Л.Ф. Головкин, Н.А. Подчерняева. М.: Наука, 1986. 276 с.
3. Патент № 2113508. Способ получения упрочняющего покрытия / Л.М. Абрамов, А.С. Астахин; заявл. 01.11.1995; опубл. 20.06.1998.

СОДЕРЖАНИЕ

ПРЕДИСЛОВИЕ	3
<i>КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ</i>	
В.Г. Терещенко. Распределение энергии механического взаимодействия между контактирующими телами на единичном пятне контакта	4
Н.Б. Демкин. Влияние микрогеометрии поверхности и свойств материала на усталостное изнашивание	9
Ю.А. Стрельников. Влияние всестороннего гидростатического давления на внедрение сферического индентора	12
Д.А. Сергеев, В.В. Мешков. О моделировании контактного взаимодействия твердых тел. 1. Описание математической модели твердого тела	17
Д.А. Сергеев, В.В. Мешков. О моделировании контактного взаимодействия твердых тел. 2. Качественная оценка образования площади контакта шероховатого и абсолютно гладкого тела	22
<i>ФИЗИКА КОНДЕНСИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И ПОВЕРХНОСТНЫХ ЯВЛЕНИЙ</i>	
Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, А.Н. Базулев, Д.А. Дмитриев, Д.А. Тимофеев. Исследование проблемы термодинамической устойчивости трехфазных наносистем на основе расчета удельной избыточной свободной энергии. 1. Смачивающий слой неполярной жидкости с выпуклой границей раздела и линза жидкости на твердом сферическом ядре	29
Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, А.Н. Базулев, Д.А. Дмитриев, Д.А. Тимофеев. Исследование проблемы термодинамической устойчивости трехфазных наносистем на основе расчета удельной избыточной свободной энергии. 2. Манжета жидкости между двумя сферическими наночастицами	40
А.Р. Новоселов, Д.Н. Чернов. Влияние линейного натяжения на контакт микропузырьков с твердой поверхностью	45
А.В. Мишина. Эффекты усиления второй гармоники и фазового синхронизма в неупорядоченных двумерных наноструктурах	50
<i>ТРИБОТЕХНИКА</i>	
С.В.Чертовских, Л.Ш.Шустер, В.В.Столяров. Трибологические свойства и дисперсность микроструктуры титановых сплавов	53

С.И. Тахман. Закономерности процесса изнашивания и основы прогноза износостойкости инструментов из стандартных твердых сплавов	64
В.В. Мешков, Д.А. Зоренко, В.Л. Хренов. Стенд для фрикционных испытаний	73
Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, И.С. Иванькин, Е.В. Маркова, И.Ю. Канунникова. Анализ остаточных макронапряжений и конструкционных микронапряжений в никотрированных слоях сталей	76
М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер. Износостойкость режущего инструмента из порошковых материалов легированных карбидом титана	82
М.Ш. Мигранов. Трибологические свойства легированных спеченных порошковых инструментальных материалов	87
М.М. Матлин, А.А. Стариков. Расчет ресурса нестандартных шариковых подшипников	92
О.В. Сутягин, В.А. Тихомиров, П.А. Зуев, Е.В. Кортес Соболева. Оценка износостойкости красок для разметки автомобильных дорог	96
Ю.И. Морозова. Расчет предельного момента трения в условиях гибки лентообразных металлических заготовок	101
Д.А. Левыкин. К вопросу о предварительном смещении в металлических контактах	104

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

А.П. Архаров. Селекторное устройство для вторичной ориентации ступенчатых стержней	107
Г.И. Рогозин, П.М. Поляков, Ю.А. Персиков, В.Г. Прохоров. Автоматизация построения и расчёта технологических размерных цепей	110
Э.В. Ключко. Структура передаточных механизмов станков	116
Э.В. Ключко. Технологические механизмы металлорежущих станков	125
Э.В. Ключко. К вопросу о некруглом точении чашечными резцами	132
Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян. Исследование механизма синтеза решений при проектировании технологических процессов в комплексной САПР ТП – АСУТП	137
Б.В. Палюх, Г.Б. Бурдо, В.Г. Бурдо. Исследование процедур проектирования технологических процессов в комплексной САПР ТП – АСУТП	143
Г.Б. Бурдо. Исследование типовых проектных процедур в системах автоматизированного проектирования технологических процессов	149
А.Н. Болотов, И.В. Горлов, А.И. Горлов. Геометрические параметры деформирующего инструмента	153

- Е.В.Полетаева, В.А.Беляков. Создание информационной основы для автоматизированного интегрированного машиностроительного производства 158
- Г.И. Рогозин, Ф.Х. Арсланов. Расчет и выбор посадок с натягом 161
- А.Ю. Лаврентьев, Д.А. Барчуков, Л.В. Ратникова. Изменение шероховатости поверхности газолазерного реза наплавленной быстрорежущей стали при ударном воздействии 168

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

- В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, Г.В. Романова. Расчёт удельного электросопротивления двухкомпонентного порошкового композита 174
- А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, К.К. Созонтов. Износостойкие защитно-декоративные покрытия на алюминии и его сплавах 179
- Л.М. Абрамов, Ф.Л. Хмурович, И.Л. Абрамов. Применение аморфных композиционных покрытий для повышения износостойкости тяжело нагруженных зубчатых передач 182

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

Межвузовский сборник научных трудов
Выпуск 3

Ответственный редактор Н.Б. Демкин
Технический редактор Г.В. Комарова

Подписано в печать

Формат 60×84/16 Бумага писчая

Физ. печ. л. Усл. печ. л. Уч.-изд. л.

Тираж 100 экз. Заказ № Цена руб. коп

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