

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 2

Тверь 2009

УДК 621.891  
ББК 22.2:22.3:34.44я43

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. 2. Тверь: ТГТУ, 2009. 148 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 Н.А. Буше;  
доктор техн. наук профессор А.Н. Болотов;  
доктор техн. наук профессор В.Г. Зубчанинов;  
доктор техн. наук профессор В.В. Измайлов (зам. ответственного редактора);  
канд. техн. наук 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.

УДК 539.371

А.С. Иванов, М.М. Ермолаев  
МГТУ им. Н.Э. Баумана

### РАБОТА СОЕДИНЕНИЯ, НАГРУЖЕННОГО СДВИГАЮЩЕЙ СИЛОЙ

Рассмотрим работу соединения (рис. 1), образованного двумя пластинами *1* и двумя накладками *2*, в котором накладки прижаты к пластинам давлением  $p$ , создающим между пластинами и накладками силы трения, обеспечивающие несдвигаемость соединения. К пластинам приложена растягивающая сила  $2F_t$ . Длина каждого соединения –  $L$ . Ширина и толщина соединяемых пластин и накладок –  $B_1, 2h_1$  и  $B_2, h_2$ . Коэффициент трения в соединении –  $f$ . Такое соединение является аналогом резьбового соединения (болты установлены с зазором), нагруженного в плоскости стыка.

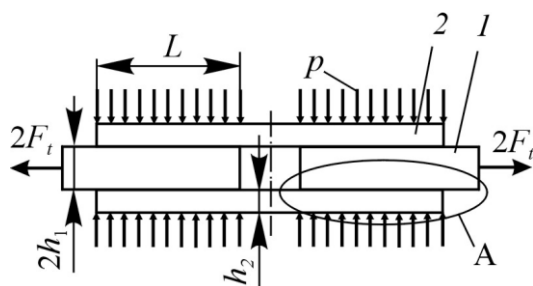


Рис. 1. Соединение, образованное двумя пластинами и двумя накладками

Интерес представляет изменение растягивающего напряжения  $\sigma$  в пластине и касательного напряжения  $\tau$  в стыке по длине соединения. Знание первого позволит оценивать распределение сдвигающей нагрузки по болтам, знание второго – прогнозировать возможность появления локального проскальзывания накладок относительно пластин, которое может вызвать фреттинг-коррозию.

В работе [1] получено выражение для оценки сближения  $\delta$  в стыке, возникающего при повторных нагружениях стыка давлением  $p$ ,

$$\delta = c \varepsilon p^{0,5},$$

где  $c = Ra c_0 / E^{0,5}$  – коэффициент, учитывающий влияние средней арифметической высоты  $Ra$  микронеровностей контактирующих поверхностей, безразмерного коэффициента  $c_0$  влияния способа обработки поверхностей, модуля упругости  $E$  контактирующих материалов;  $\varepsilon$  – коэффициент влияния масштаба. Тангенс угла  $\alpha$  (рис. 2) наклона касательной к графику зависимости  $\delta$  от  $p$  при  $p = p_1$  численно равен  $\varepsilon k$ , где  $k$  – коэффициент контактной податливости

$$k = 0,5 Ra c_0 / (E p_1)^{0,5}.$$

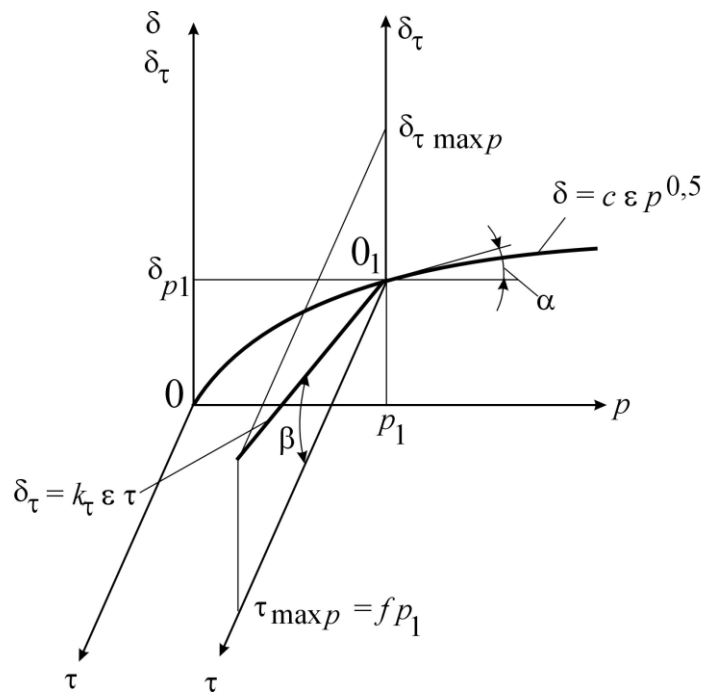


Рис. 2. Зависимость сближения  $\delta$  и смещения  $\delta_\tau$  от нормального давления  $p$  и касательного напряжения  $\tau$

В статье [2] показано, что касательное смещение  $\delta_\tau$  в стыке при действии на него давления  $p_1$  и касательного напряжения  $\tau$  можно вычислить по значениям коэффициентов влияния масштаба  $\varepsilon$  и касательной податливости  $k_\tau$

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

причем коэффициент касательной податливости равен коэффициенту контактной податливости

$$k_\tau = k.$$

Зависимость смещения  $\delta_\tau$  от касательного напряжения  $\tau$  линейна (см. рис. 2) до предельного касательного напряжения, равного

$$\tau_{\max p} = fp,$$

после которого возникает срыв упругого смещения. При этом предельное упругое смещение  $\delta_{\tau \max p}$  соответствует значению

$$\delta_{\tau \max p} = \varepsilon k_\tau fp$$

и тангенс угла  $\beta$  наклона прямой зависимости  $\delta_\tau$  от  $\tau$  равен  $\varepsilon k_\tau$ , поэтому  $\beta = \alpha$ .

Полученные формулы позволяют рассматривать контактный слой как третье тело пренебрежимо малой толщины [3] с известными податливостями в нормальном к поверхности контакта и касательном направлениях.

Условие отсутствия локальных проскальзываний в каждом из четырех стыков (см. рис. 1) имеет вид

$$\tau_{\max p} \leq pf,$$

где  $\tau_{\max p}$  – наибольшее касательное напряжение в стыке при давлении  $p$ .

Расчетная схема стыка для случая, когда давление  $p$  действует по всей его поверхности (см. рис. 1, выноска А), приведена на рис. 3.

Разобьем соединение, представленное на рис. 3, на  $n$  участков длиной  $L/n$ . Нумеруем участки от точки  $A$  вправо. Сопротивление силе  $F_t$  возникает из-за наличия касательных напряжений  $\tau_i$  в контактном слое ( $1 \leq i \leq n$ )

$$\tau_i = \frac{\sqrt{E \cdot p \cdot \delta_i}}{0,5Ra \cdot c_0 \cdot \varepsilon},$$

где упругое смещение  $\delta_i$  в  $i$ -м участке составляет

$$\delta_i = \delta_0 + \sum_{j=1}^i (\lambda_1 \cdot F_j) + \sum_{j=i+1}^n [\lambda_2 \cdot (F_t - F_j)]. \quad (1)$$

В формуле (1)  $\delta_0$  – смещение точки  $A$  на первой детали относительно точки  $B$  на второй детали (без учета растяжения деталей);  $\lambda_1 = \frac{L}{E \cdot B_1 \cdot h_1 \cdot n}$  –

податливость единичного участка первой детали;  $\lambda_2 = \frac{L}{E \cdot B_2 \cdot h_2 \cdot n}$  – податливость единичного участка второй детали.

Система из  $n + 1$  линейных алгебраических уравнений равновесия имеет вид:

$$F_i = \sum_{j=1}^i \left[ \frac{\sqrt{E \cdot p \cdot B \cdot L}}{0,5Ra \cdot c_0 \cdot \varepsilon \cdot n} \cdot \left( \delta_0 + \sum_{k=1}^j (\lambda_1 \cdot F_k) + \sum_{k=j+1}^n [\lambda_2 \cdot (F_t - F_k)] \right) \right];$$

$$F_n = F_t.$$

Обозначим через  $X = \frac{\sqrt{E \cdot p \cdot B \cdot L}}{0,5Ra \cdot c_0 \cdot \varepsilon \cdot n}$ . Тогда эту систему можно привести

к виду:

$$F_i - F_{i-1} - X \cdot \left[ \delta_0 + \lambda_1 \cdot \sum_{j=1}^i F_j - \lambda_2 \cdot \sum_{j=i+1}^n F_j \right] = X \cdot \lambda_2 \cdot F_t \cdot (n - i); \quad (2)$$

$$F_n = F_t,$$

и решить как относительно сил  $F_i$  в каждом сечении, так и смещения  $\delta_0$ .

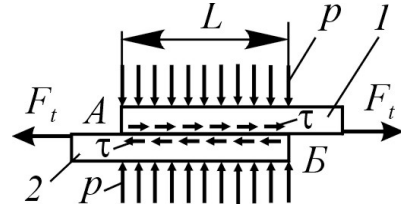


Рис. 3. Расчетная схема для случая, когда давление  $p$  действует по всей поверхности стыка

Если  $z$  рядов болтов установлено друг за другом на достаточно большом расстоянии друг от друга, то расчетная схема стыка для случая, когда давление  $p$  действует не по всей его поверхности, приближенно может быть изображена в виде, представленном на рис. 4, где  $l$  – длина участка стыка, нагруженного силой затяжки одного ряда болтов.

Система из  $n + 1$  линейных алгебраических уравнений равновесия в таком случае будет иметь вид:

$$F_i = \sum_{j=1}^i \left[ \frac{\sqrt{E \cdot p_i \cdot B \cdot L}}{0,5Ra \cdot c_0 \cdot \varepsilon \cdot n} \cdot \left( \delta_0 + \sum_{k=1}^j (\lambda_1 \cdot F_k) + \sum_{k=j+1}^n [\lambda_2 \cdot (F_t - F_k)] \right) \right];$$

$$F_n = F_t,$$

где  $p_i = p$ , если в  $i$ -м сечении давление есть (т.е. при  $(0,5ln/L + n/z - 0,5ln/L) < i < (0,5ln/L + n/z + 0,5ln/L)$ ;  $(0,5ln/L + 2n/z - 0,5ln/L) < i < (0,5ln/L + 2n/z + 0,5ln/L)$ ; ...  $(0,5ln/L + (z-1)n/z - 0,5ln/L) < i < (0,5ln/L + (z-1)n/z + 0,5ln/L)$  и  $p_i = 0$ , если его нет. Обозначим через  $X_i = \frac{\sqrt{E \cdot p_i \cdot B \cdot L}}{0,5Ra \cdot c_0 \cdot \varepsilon \cdot n}$ . Тогда эту систему можно

привести к виду

$$F_i - F_{i-1} - X_i \cdot \left[ \delta_0 + \lambda_1 \cdot \sum_{j=1}^i F_j - \lambda_2 \cdot \sum_{j=i+1}^n F_j \right] = X_i \cdot \lambda_2 \cdot F_t \cdot (n-i);$$

$$F_n = F_t,$$
(3)

и решить относительно сил  $F_i$  в каждом сечении и смещения  $\delta_0$ .

Системы уравнений (2) и (3) решены методом Гаусса. Принято:  $h_1 = h_2 = 15$  мм;  $B_1 = 30$  мм;  $B_2 = 30$  мм;  $p = 14$  и 40 МПа (такое давление в стыке размером  $30 \times 30$  мм<sup>2</sup> может создать болт М10 классов прочности 6,6 и 12,9);  $f = 0,2$ ;  $c_0 = 2000$  (рассматривается первое нагружение);  $\varepsilon = 1$ ;  $E = 1 \cdot 10^5$  и  $2,1 \cdot 10^5$  МПа;  $Ra = 0,63$  и 2,5 мкм;  $n = 100$ . В случае, когда давление  $p$  действует по всей поверхности стыка, решение системы уравнений (2) получено при  $L$  равном 60, 90, 120 и 150 мм, что соответствует изменению числа рядов болтов  $z$  от 2 до 5 при близком их расположении друг к другу. В случае, когда давление  $p$  действует не по всей поверхности стыка, решение системы уравнений (3) получено при  $L = 150$  мм,  $l = 30$  мм и  $z$  равном 2 и 3.

Нас интересуют решения, соответствующие предельно допустимым значениям  $F_{t\text{пр}}$  сдвигающей силы  $F_t$ , полученным из условия отсутствия локальных проскальзываний в стыке, т.е. при касательных напряжениях, не превышающих предельных  $\tau_{\max p} \leq pf$ . Если  $p = 14$  МПа, то  $\tau_{\max p} = 2,8$  МПа; если  $p = 40$  МПа, то  $\tau_{\max p} = 8,0$  МПа.

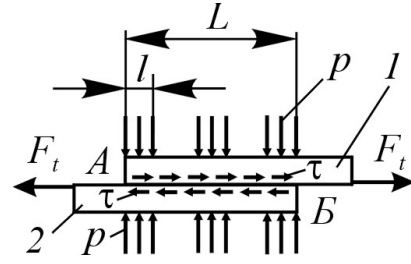


Рис. 4. Расчетная схема для случая, когда давление  $p$  действует не по всей поверхности стыка

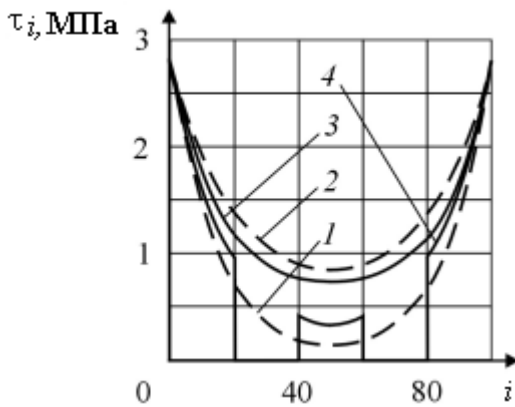


Рис. 5. Изменение касательного напряжения  $\tau_i$  по длине соединения

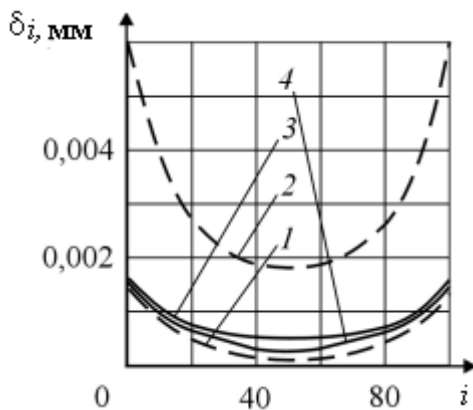


Рис. 6. Изменение контактного смещения  $\delta_i$  по длине соединения

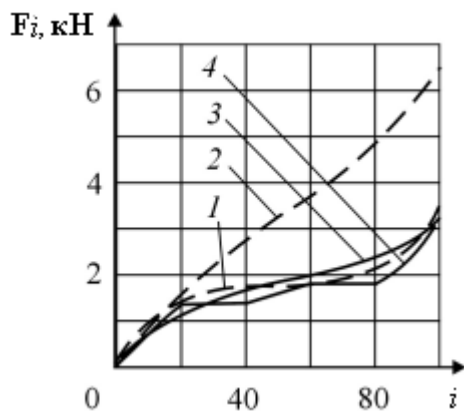


Рис. 7. Изменение силы  $F_i$  в пластине по длине соединения

На рис. 5–7 представлены графики изменения касательного напряжения  $\tau_i$ , контактного смещения  $\delta_i$  и силы в пластине  $F_i$  по длине соединения, удовлетворяющие условию  $p = 14$  МПа,  $\tau_{\max p} = 2,8$  МПа. Кривые построены для разных параметров стыка: 1 – давление  $p$  действует по всей поверхности стыка,  $E = 1 \cdot 10^5$  МПа,  $L = 150$  мм ( $z = 5$ ),  $Ra = 0,63$  мкм; 2 – тоже самое,  $Ra = 2,5$  мкм; 3 – давление  $p$  действует по всей поверхности стыка,  $E = 1 \cdot 10^5$  МПа,  $L = 90$  мм ( $z = 3$ ),  $Ra = 0,63$  мкм; 4 – давление  $p$  действует не по всей поверхности стыка,  $E = 1 \cdot 10^5$  МПа,  $L = 150$  мм,  $z = 3$ ,  $Ra = 0,63$  мкм. Получено, что  $F_{t \text{ пр}}$  равна: 1 – 3,5 кН; 2 – 6,7 кН; 3 – 3,3 кН; 4 – 3,2 кН.

Сопоставление вида кривых 1 и 2 рис. 5–7 показывает: с уменьшением  $Ra$  сильнее изменяется касательное напряжение  $\tau_i$  по длине соединения; уменьшается контактное смещение  $\delta_i$ ; возрастает нелинейность изменения силы  $F_i$  в пластине по длине соединения. Анализ вида кривых 3 и 4 тех же рисунков позволяет отметить, что с увеличением расстояния между рядами болтов при  $z = 3$  контактное смещение  $\delta_i$  практически не меняется и немного большей становится неравномерность возрастания силы в пластине по длине соединения.

По результатам расчетов разных вариантов стыка оценено отношение силы  $F_{t \text{ пр}}$  к произведению  $pAf$  (где  $A$  – площадь стыка), представляющее собой коэффициент  $k_p$  неравномерности распределения нагрузки по рядам

$$k_p = F_{t \text{ пр}} / (pAf).$$

Его величина при  $p = 14$  МПа составила:

если  $E = 1 \cdot 10^5$  МПа,

при близком расстоянии между рядами болтов

$z \dots$	2	3	4	5
$k_p \dots$	1,7/1,2	2,3/1,4	3,0/1,7	3,6/1,9;

при достаточно большом расстоянии между рядами болтов

$z \dots$	2	3
$k_p \dots$	1,7/1,2	2,4/1,5;

если  $E = 2,1 \cdot 10^5$  МПа,

при близком расстоянии между рядами болтов

$z \dots$	2	3	4	5
$k_p \dots$	1,5/1,1	2,0/1,3	2,6/1,5	3,0/1,7;

при достаточно большом расстоянии между рядами болтов

$z \dots$	2	3
$k_p \dots$	1,5/1,2	2,0/1,4.

Здесь в числителе приведены результаты расчета при  $Ra = 0,63$  мкм, в знаменателе – при  $Ra = 2,5$  мкм.

Увеличив давление  $p$  до 40 МПа, получили, что при  $z = 5$  и близком расстоянии между рядами болтов:

если  $E = 1 \cdot 10^5$  МПа, то

при  $Ra = 0,63$  мкм

$F_{t \text{ пр}} = 7,8$  кН,  $\delta_{\tau \text{ max } p} = 2,6$  мкм,  $k_p = 4,6$  и

при  $Ra = 2,5$  мкм

$F_{t \text{ пр}} = 15,0$  кН,  $\delta_{\tau \text{ max } p} = 10,0$  мкм,  $k_p = 2,4$ ;

если  $E = 2,1 \cdot 10^5$  МПа, то

при  $Ra = 0,63$  мкм

$F_{t \text{ пр}} = 9,1$  кН,  $\delta_{\tau \text{ max } p} = 1,7$  мкм,  $k_p = 4,0$  и

при  $Ra = 2,5$  мкм

$F_{t \text{ пр}} = 17,4$  кН,  $\delta_{\tau \text{ max } p} = 7,0$  мкм,  $k_p = 2,1$ .

### Выводы

1. Соединение тем меньше подвергнуто фреттинг-коррозии, чем больше средняя арифметическая шероховатость контактирующих поверхностей.

2. С увеличением силы затяжки болтов коэффициент неравномерности распределения нагрузки по рядам возрастает.

3. Допустимое упругое смещение, которое не вызывает локального проскальзывания, находится в пределах:  $1,5 \div 2,5$  мкм при  $Ra = 0,63$  мкм;  $7 \div 10$  мкм при  $Ra = 2,5$  мкм.

4. Если соединение нагружено переменной силой, действующей в плоскости стыка, то во избежание возникновения в стыке фреттинг-коррозии при расчете его несущей способности следует учитывать коэффициент неравномерности распределения нагрузки по рядам болтов.

### Библиографический список

1. Иванов, А.С. Расчет контактной деформации при конструировании машин / А.С. Иванов, В.В. Измайлов // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006. № 8. С. 3-10.
2. Иванов, А.С. Нормальная, угловая и касательная контактные жесткости плоского стыка / А.С. Иванов // Вестник машиностроения. 2007. № 7. С. 34-37.
3. Иванов, А.С. Толщина контактного слоя / А.С. Иванов // Вестник машиностроения. 2006. № 12. С. 21-23.



УДК 621.891: 531.43

А.А. Ланков

Тверской государственной технической университет

**О ПРАВОМЕРНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ПОНЯТИЙ  
«УПРУГАЯ И ПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ»  
ПРИ СЖАТИИ ШЕРОХОВАТЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

Целью наших исследований является установление возможности существования упруго- и пластически деформирующихся выступов в контакте шероховатых поверхностей.

В статье показано, что как чисто упругие, так и чисто пластические деформации неровностей шероховатости маловероятны, а возможно только упругопластическое с упрочнением деформирование неровностей при сжатии любых твердых металлических шероховатых поверхностей, и только эти деформации являются определяющими в процессе формирования площади контакта.

Длительное время считалось, что возможны как упругие, так и пластические деформации [1, 2], причем границ окончание упругой и начала пластической областей не указывалось. Это существенный недостаток, приведший к потере двух областей деформации: переходной от упругой к упругопластической (область Людерса-Чернова-Хартмана) или ООУП, и упругопластической с упрочнением, или в наших обозначениях ОРУП [3], т.е. областей, где во всех материалах происходит преимущественно пластическое с упрочнением деформирование материала.

Введение понятия «степень нагружения» [3, 4]  $k$  при описании процесса внедрения сферического индентора в деформируемое полупространство позволяет выразить все уравнения деформации в обобщенных координатах в безразмерном виде и отразить результаты эксперимента на едином графике, не зависящем от материала и диаметра индентора нагружаемых поверхностей.

Степень нагружения определяется как  $k = P/P_{крп}$ , где  $P$  – нагрузка на индентор;  $P_{крп} = 4,36(J \cdot D)^2 \cdot H^3$  – критическая нагрузка, соответствующая началу области развитой упругопластичности (ОРУП) [3];

$J = \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}$  – упругая постоянная;  $E$  и  $\mu$  – модуль Юнга и коэффициент

Пуассона соответственно;  $D$  – диаметр сферического индентора;  $H$  – предельная твердость, являющаяся предельным контактным давлением при  $k = \infty$ , что никогда не наблюдается. Предельная твердость  $H$  всегда превышает значение твердости по Бринеллю  $H > HB$  [3].

Основной недостаток работ [1, 2] в том, что в них не указаны пределы существования упругой и пластической деформаций, отсутствует главная область деформирования, где происходит упрочнение неровностей в процессе нагружения.

В работах [3, 4] показано, что между упругой и пластической деформациями существуют еще две зоны, зависящие от значения степени нагружения  $k$ . На диаграмме вдавливания сферического индентора можно выделить три характерные зоны: упругая область (УО) при  $0 < k < 0,05$ , область перехода от упругих деформаций к упругопластическим  $0,05 < k < 1$  и область развитой упругопластичности (ОРУП) при  $1 < k < \infty$ . Как видно, пластическая зона отсутствует.

Конец упругой области по нагрузке составляет 0,05 от  $P_{кр}$ , т.е.

$$P_{упр\ кр} = 0,05P_{кр} = 0,218(J \cdot D)^2 \cdot H^3.$$

Для упругой области справедливы следующие соотношения:

$$\begin{aligned} d/d_{крп} &= 0,707k^{1/3}, \\ p/H &= k^{1/3}, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $d$  – диаметр отпечатка;  $d_{крп} = \sqrt{2} \cdot 3 \cdot J \cdot D \cdot H/4$  – диаметр отпечатка при критической нагрузке.

Давление на площадку контакта в начале области развитой упругопластичности составляет  $p = 0,5H$  (при  $k = 1$ ), в дальнейшем зависимость контактного давления от степени нагружения  $k$  определяется выражением

$$p = H / (1 + 1/k^{1/2}), \quad (2)$$

а зависимость диаметра площади контакта – формулой

$$d/d_{крп} = \sqrt{0,5(k + k^{1/2})}.$$

Между концом упругой области ( $k = 0,05$ ) и началом области развитой упругопластической деформации ( $k = 1$ ) существует область перехода от упругих деформаций к развитым упругопластическим – область ограниченной упругопластичности (ООУП), она же область Людерса-Чернова-Хартмана, которая подчиняется уравнениям:

$$\begin{aligned} d/d_{крп} &= k^{0,45}, \\ p/H &= 0,5k^{0,1}, \end{aligned}$$

где давление возрастает от  $p = 0,368H$  (при  $k = 0,05$ ) до  $p = 0,5H$  (при  $k = 1$ ).

Важно экспериментально подтвердить существование этой области. С этой целью проделаны эксперименты на металлах с различными свойствами и инденторами с диаметрами от 8 мм до 15 мм. Кроме того, наличие этой

области подтверждено на неупрочняющихся материалах – мерзлых грунтах [4], где она называется областью ограниченной пластичности (ООП).

На рис. 1 приведен график зависимости  $d/d_{крп} = f(k)$  для ООУП, подтвержденный экспериментами на сталях разной твердости. Штриховой линией показано формальное продолжение упругой зависимости (1) в области  $0,05 < k < 1$ .

Найдем нагрузку, соответствующую переходу от упругой деформации к ограниченной упругопластической  $P_{упр\ кр}$  для металлов с различными механическими свойствами (табл. 1).

Таблица 1. Критические нагрузки перехода от упругой деформации к ограниченной упругопластической для диаметра неровности при вершине  $D = 100$  мкм

Сталь $H = 5500$ МПа	Сталь $H = 2200$ МПа	Алюминий $H = 250$ МПа	Индий $H = 10$ МПа
$P_{упр\ кр} = 0,03$ Н $J = 0,9 \cdot 10^{-11}$ Па <sup>-11</sup>	$P_{упр\ кр} = 0,0019$ Н $J = 0,9 \cdot 10^{-11}$ Па <sup>-11</sup>	$P_{упр\ кр} = 8,9 \cdot 10^{-6}$ Н $J = 1,58 \cdot 10^{-11}$ Па <sup>-11</sup>	$P_{упр\ кр} = 7,9 \cdot 10^{-10}$ Н $J = 1,91 \cdot 10^{-11}$ Па <sup>-11</sup>

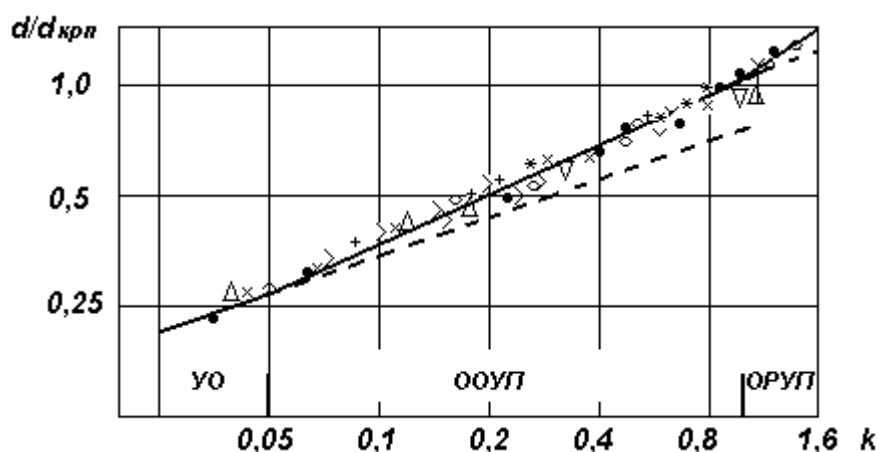


Рис. 1. Область ООУП (переход от упругой к развитой упругопластической деформации).

Символами обозначены стали: + – У8 (2350); Δ – 2ХН12 (1850); • – ХНМ (2500); > – ХНВ (2100); x – ХВГ (2900); ∇ – У10 (3200). В скобках – значение твердости в МПа

Предельная (максимальная для упругих деформаций) нагрузка даже для твердой стали составляет всего  $0,03H$ , на менее твердых металлах она зависит от произведения  $JH$ . Это говорит о том, что с упругими деформациями можно не считаться даже при сжатии твердых сталей, не говоря о менее твердых материалах. Иначе, упругие деформации при сжатии шероховатых поверхностей отсутствуют.

Предельная твердость  $H$  определялась из экспериментов в ОРУП. Теоретически максимальное значение степени нагружения  $k$  составляет бесконечность. На практике такое значение недостижимо. Существует

предельно возможная степень нагружения  $k^*$ , зависящая от соотношения  $d/D$  [3, 4]

$$k^* = 0,5 + 0,18[d/(J \cdot D \cdot H)]^2 - \{0,25 + 0,18[d/(J \cdot D \cdot H)]^2\}^{1/2},$$

где  $d$  и  $D$  – диаметр отпечатка и диаметр индентора (диаметр неровности шероховатости при вершине) соответственно;  $J$  и  $H$  – упругая постоянная и предельная твердость материала среды [3].

Для примера рассчитаем предельные значения степени нагружения для различных материалов (табл. 2). Примем отношение  $d/D = 1,0$ , что существенно превышает возможное значение относительного сближения при сжатии шероховатых поверхностей, имеющих незначительные высоты по сравнению с расстоянием между выступами.

Таблица 2. Предельные значения степени нагружения

Сталь	Сталь	Алюминий	Индий
$H = 5500$ МПа	$H = 2200$ МПа	$H = 250$ МПа	$H = 10$ МПа
$J = 0,9 \cdot 10^{-11}$ Па <sup>-11</sup>	$J = 0,9 \cdot 10^{-11}$ Па <sup>-11</sup>	$J = 1,58 \cdot 10^{-11}$ Па <sup>-11</sup>	$J = 1,91 \cdot 10^{-11}$ Па <sup>-11</sup>
$k^* = 65,4$	$k^* = 428,4$	$k^* = 11430$	$k^* = 4920000$

Итак, предельная нагрузка для стали высокой твердости составляет всего  $k^* = 65,4$  (максимальная при данном соотношении  $d/D = 1,0$ ) при теоретической возможности достижения  $k^* = \infty$ . Это означает, что давление по формуле (2) составляет  $p = 0,89H$ . Для стали меньшей твердости ( $k^* = 428,4$ )  $p = 0,95H$ , соответственно на 11% и на 5% меньше  $H$ , то есть для сталей состояние пластичности недостижимо.

Для менее твердых материалов (стали, алюминия) пределы пластических деформаций заканчиваются при больших степенях нагружения, но всегда меньших, чем  $k = \infty$ , при которой достигается полная пластичность.

Только для очень мягких металлов (типа индия) реально достижимы степени нагружения близкие  $k = \infty$ .

Из вышесказанного следует, что шероховатые поверхности не могут деформироваться ни упруго, ни пластически. Деформирование шероховатых поверхностей может быть только упругопластическим с упрочнением.

Рассмотрим строение контактного пятна. Поверхность пятна имеет две зоны, размеры которых зависят от степени нагружения  $k$ , отличающиеся по природе (рис. 2).

До  $k = 0,05$  площадь пятна контакта, которая воспринимает внешнюю нагрузку, является упругой и в точности определяется формулами Герца [5].

При  $k = 0,05$  индентор (неровность шероховатости) соприкасается со всей поверхностью материала деформируемой поверхности, и постепенно эта часть заполняется дефектами разного вида, а после снятия нагрузки цен-

тральная часть пятна видна уже как пластическое образование ([3] стр. 81, [4], стр. 22, 23). В этой части пятна, которую будем называть пластической частью, наблюдается повышенная концентрация дислокаций [6].

С ростом степени нагружения на периферии контакта возникает постепенно растущий пояс отгиба, на котором индентор не соприкасается с материалом среды.

При  $k = 1$  площадь пояса становится равной площади центральной части пятна контакта. Давление на всю площадь пятна становится равным  $p = 0,5H$ , где  $H$  – предельная твердость материала.

При  $k \geq 1$  (рис. 2) с ростом степени нагружения доля площади контакта, которую занимает пояс, уменьшается и при  $k = \infty$  становится равным 0 (пояс исчезает).

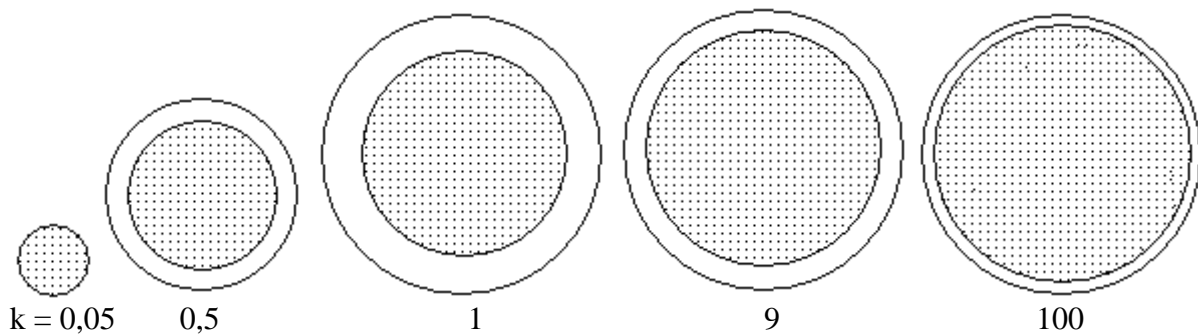


Рис. 2. Центральная «пластическая» часть пятна контакта, площадь которой растет с ростом степени нагружения  $k$ , а упругий пояс отгиба уменьшается

Площадь центральной «пластической» части изменяется по закону

$$S_{пл}/S = 1 / (1 + 1/k^{1/2}),$$

а площадь пояса в соответствии с уравнением

$$S_{п}/S = (S - S_{пл}) / S = 1 - 1 / (1 + 1/k^{1/2}).$$

#### 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. Демкин, Н.Б. Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: межвуз. сб. научн. тр. / Н.Б. Демкин // Тверь : ТГТУ, 2007. 127 с.
3. Ланков, А.А. Упругость, упругопластичность, пластичность в конструктивных средах: монография / А.А. Ланков, В.А. Миронов. Тверь : ТГТУ. 1997. 130 с.
4. Миронов, В.А. Деформирование упрочняющихся и неупрочняющихся сплошных сред: монография / В.А. Миронов, А.А. Ланков. Тверь : ТГТУ. 2003. 92 с.
5. Тимошенко, С.П. Теория упругости / С.П. Тимошенко, Дж. Гудьер. М. : Наука. 1970. 576 с.
6. Костецкий, Б.И. Качество поверхности и трение в машинах / Б.И. Костецкий, Н.Ф. Колесниченко. Киев : Техника. 1969. 215 с.

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. Из-за простоты конструктивного оформления, высокой технологичности и надежности в работе они широко используются в технике. Надежность таких соединений прежде всего зависит от натяга, по величине которого 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 ( $H$ ,  $E_e$ ,  $\mu_B$ ,  $E_a$ ,  $\mu_a$ ,  $\tau_o$  и  $\beta$ ); 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

$$q_c = \frac{H \cdot b}{1 + \bar{k}_n^{-1/2}} \cdot \left[ \frac{v \cdot d \cdot (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})}{16 \cdot r \cdot R_{max}} \right]^v \quad (3)$$

определяется математическое ожидание степени нагружения выступов  $\bar{k}_n$  :  
при заданном осевом усилии

$$\bar{k}_n = \frac{n_3 \cdot P_{oc} (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})^{1-v}}{\pi \cdot d_n \cdot l \cdot b \cdot H \cdot f_{oc}} \cdot \left( \frac{16 \cdot r \cdot R_{max}}{v \cdot d_{крn}^2} \right)^v; \quad (4)$$

при заданном крутящем моменте

$$\bar{k}_n = \frac{2 \cdot n_3 \cdot M_{кр} (\bar{k}_n + \bar{k}_n^{1/2})^{1-v}}{\pi \cdot d_n^2 \cdot l \cdot b \cdot H \cdot f_{кр}} \cdot \left( \frac{16 \cdot r \cdot R_{max}}{v \cdot d_{крn}^2} \right)^v; \quad (5)$$

где  $f_{oc}$  и  $f_{кр}$  – коэффициенты трения при относительном сдвиге деталей в осевом и окружном направлениях, которые рассчитываются по формулам:

$$f_{oc} = \frac{\tau_o \cdot (1 + \bar{k}_h^{-1/2})}{H} + \beta + 1,4 \cdot J \cdot H \cdot \sqrt{k_{fg}^{-1} \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{-1/2})}, \quad (6)$$

$$f_{кр} = \frac{\tau_o \cdot (1 + \bar{k}_h^{-1/2})}{H} + \beta + 1,4 \cdot J \cdot H \cdot \sqrt{k_{fg} \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{-1/2})}. \quad (7)$$

При решении уравнений (4) и (5) используется метод последовательных приближений.

По известному значению математического ожидания степени нагружения выступов  $\bar{k}_h$  находится абсолютное сближение

$$\varepsilon = \frac{v \cdot d_{кр}^2 \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{-1/2})}{16 \cdot r \cdot R_{\max}} \quad (8)$$

и среднее номинальное давление  $q$  из формулы (3).

Ввиду того, что  $\varepsilon = \alpha / R_{\max}$ , имеем

$$\alpha = v \cdot d_{кр}^2 \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{-1/2}) / 16 \cdot r. \quad (9)$$

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  $\chi$ , который зависит от отношения  $d_1 / d_n$  и  $1 / d_n$  [2].

Введя коэффициент  $\chi$  в выражение (3), получим

$$q = \frac{\chi \cdot b \cdot H}{1 + \bar{k}_h^{-1/2}} \cdot \left[ \frac{v \cdot d_{кр}^2 \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{-1/2})}{16 \cdot R_{\max}} \right]^v. \quad (10)$$

С учетом найденных значений  $\alpha$  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

$$k_h = \frac{2^{4 \cdot v - 6 - \frac{1}{v}} \cdot [8 \cdot r \cdot \Delta - v \cdot d_{кр}^2 \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{-1/2})] \cdot \pi \cdot r^{v-1} \cdot R_{\max}^v}{b \cdot v \cdot P_{кр} \cdot d \cdot [v \cdot d_{кр}^2 \cdot (\bar{k}_h + \bar{k}_h^{-1/2})]^{v-1} \left( \frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2} \right) k_{сн}} \quad (12)$$

при  $\Delta = \Delta_{нб}^{табл}$  находится математическое ожидание степени нагружения выступов  $\bar{k}_h$ , а затем по формуле (10) номинальное давление  $q_{\max}$ . Проч-

ность деталей соединения обеспечивается, когда  $q_{\max} < q_{\text{дон}}$ . В этом случае отсутствуют пластические деформации материала деталей. Допускаемое давление на сопряженных поверхностях вала и втулки определяется по формулам

$$q_{\text{Э}} = \frac{P_{\text{ос}} \cdot n}{\pi \cdot d \cdot l \cdot f_1}, \quad (13)$$

$$q_{\text{Э}} = \frac{2 \cdot M_{\text{кр}} \cdot n}{\pi \cdot d^2 \cdot l \cdot f_2}. \quad (14)$$

**Вариант 2.** Посадка выбирается по наибольшему допустимому натягу, рассчитанному исходя из условия прочности соединяемых деталей. Такой подход, предложенный А.И. Якушевым [3], позволяет полнее 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  $\alpha$  в контакте. После подстановки меньшего из двух значений  $q_{\text{дон}}$  и сближения  $\alpha$  в формуле (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.

Сопоставление расчетных и экспериментальных значений  
для соединений, собранных тепловым способом

№ партии	$\Delta$ , 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  $d_{кpn} = 9,5 \cdot 10^{-4}$  мм:

$$\bar{k}_H = \frac{1,2 \cdot 20000(\bar{k}_H + \bar{k}_H^{1/2})^{1-3,7}}{\pi \cdot 248,1 \cdot \left[ \frac{9,2 \cdot (\bar{k}_H + \bar{k}_H^{1/2})}{154} + 283 \cdot \sqrt{\bar{k}_H + \bar{k}_H^{1/2}} \right]} \cdot \left( \frac{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015}{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})} \right)^v,$$

откуда методом последовательных приближений определяем  $\bar{k}_H = 169,3$  ( $J = 0,93 \cdot 10^{-4}$  Па;  $k_{fg} = 1,44$ ).

По формуле (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 уравнению (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  $\alpha$ ,  $q$  и соответствующие данные из таблицы в выражение (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  $\Delta_{HM}^{табл} = 0,028$  мм и  $\Delta_{H6}^{табл} = 0,069$  мм.

Проверяем прочность соединяемых деталей. Из формулы (12) при  $\Delta = 0,069$  мм находим  $\bar{k}_H = 225,4$ , а по уравнению (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 формул (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

$$q_{\max} = 13,7 \cdot 10^7 \text{ Па} < q_{дон} = 15,3 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

**Вариант 2.** Выбрать посадку по наибольшему допустимому натягу.

Согласно формулам (15) и (16)  $q_{дон} = 15,3 \cdot 10^7 \text{ Па}$ . Подставляя числовые значения параметров и  $q_{дон}$  в выражение (10), имеем

$$15,3 = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + \bar{k}^{-1/2}} \cdot \left[ \frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (\bar{k}_н + \bar{k}_н^{1/2})}{16 \cdot 0,01 \cdot 0,015} \right]^{3,7},$$

откуда методом последовательных приближений найдем  $\bar{k}_н = 233,8$ .

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 формуле (11) – максимальный допустимый натяг

$$\Delta_{дон.р} = 2 \cdot 5,2 \cdot 10^{-3} + \frac{15,3 \cdot 30}{2,06 \cdot 10^4} \cdot \left( \frac{60^2 + 30^2}{60^2 - 30^2} + 0,3 + \frac{10^2 + 30^2}{30^2 - 10^2} - 0,3 \right) = 0,076 \text{ мм}.$$

По СТ СЭВ 144-75 выбираем посадку  $\varnothing 30 \frac{H7}{V6}$ , для которой  $\Delta_{нм}^{табл} = 0,04$  мм и  $\Delta_{нб}^{табл} = 0,081$  мм (при  $\Delta_{нб}^{табл} = 0,081$  мм давление на контакте превышает  $q_{дон}$  всего на 6%).

Учитывая, что вероятность получения максимального натяга мала, применение этой посадки допустимо.

После подстановки численных значений параметров в (12) найдем, что при  $\Delta_{нб}^{табл} = 0,04$  мм  $\bar{k}_н = 190,5$  и при  $\Delta_{нб}^{табл} = 0,081$  мм  $\bar{k}_н = 238$ .

По формуле (7) находим значение средних номинальных давлений при  $\bar{k}_н = 238$

$$q_{\max} = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 238^{-1/2}} \cdot \left[ \frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (238 + 238^{1/2})}{16 \cdot 0,1 \cdot 0,015} \right]^{3,7} = 16,3 \cdot 10^7 \text{ Па},$$

а при  $\bar{k}_н = 190,5$

$$q_{\min} = \frac{5,37 \cdot 154}{1 + 190,5^{-1/2}} \cdot \left[ \frac{3,7 \cdot (9,5 \cdot 10^{-4})^2 \cdot (190,5 + 190,5^{1/2})}{16 \cdot 0,1 \cdot 0,015} \right]^{3,7} = 7,3 \cdot 10^7 \text{ Па}.$$

По формуле (1) – минимальное и максимальное значения усилий

$$P_{oc.min} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 7,34}{1,2} \cdot \left[ \frac{9,2(1 + 190,5^{-1/2})}{154} + E_1 \right] = 45,5 \text{ кН},$$

где  $E_1 = 0,13 + 1,4 \cdot 0,93 \cdot 10^{-4} \cdot 154 \sqrt{1,44 \cdot (190,5 + 190,5^{1/2})}$ ;

$$P_{oc.max} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 16,3}{1,2} \cdot \left[ \frac{9,2(1 + 238^{-1/2})}{154} + E_2 \right] = 75,2 \text{ кН},$$

где  $E_2 = 0,13 + 1,4 \cdot 0,93 \cdot 10^{-4} \cdot 154 \sqrt{1,44 \cdot (238 + 238^{1/2})}$ .

Таким образом, наибольший допустимый натяг, рассчитанный исходя из прочности соединяемых деталей, позволяет заменить посадку  $\frac{H7}{U6}$  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 заключение 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 при  $k = 0,4$  [3, табл. 19],  $R_z = R_{\max}/1,2 = 0,015/1,2 = 0,0125$  мм

$$U = 2 \cdot k \cdot R_z = 2 \cdot 0,4 \cdot 0,0125 = 0,01 \text{ мм},$$

тогда минимальный расчетный натяг составит

$$\Delta_{\min.p} = \Delta_{\min} - U = 0,04 - 0,01 = 0,03 \text{ мм}.$$

После этого найдем минимальное осевое усилие при  $f = 0,14$

$$P_{oc.min} = \frac{\pi \cdot d \cdot l \cdot \Delta_{\min.p} \cdot f}{\left(\frac{C_a}{E_a} + \frac{C_b}{E_b}\right)} = \frac{\pi \cdot 30 \cdot 10 \cdot 0,03 \cdot 0,14}{\left(\frac{60^2 + 30^2}{60^2 - 30^2} + 0,3 + \frac{30^2 + 10^2}{30^2 - 10^2} - 0,3\right)} \cdot 2,06 \cdot 10^{-4} = 9,3 \text{ кН}.$$

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 увеличилась 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);  $\mu$  – коэффициент Пуассона;  $\beta$  – коэффициент сжатия эпюра давления в результате деформирования неровностей шероховатости;  $b, v$  – 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. 891: 531.43

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

## ОЦЕНКА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СОЕДИНЕНИЙ С НАТЯГОМ

Используемые методы оценки прочности соединений с натягом основаны на известных в теории упругости расчётах толстостенных труб, нагруженных равномерно распределённым по длине давлением.

Оценку несущей способности соединений с натягом производят по формулам: при нагружении осевой силой

$$P \leq \pi d \iota q f_1/n_3, \quad (1)$$

при нагружении крутящим моментом

$$P \leq \pi d^2 \iota q f_2/n_3. \quad (2)$$

Здесь  $d$  и  $\iota$  – диаметр и длина сопрягаемых поверхностей деталей;  $f_1$  и  $f_2$  – коэффициенты трения при относительных осевом сдвиге и повороте деталей;  $n_3$  – коэффициент запаса ( $n_3 = 1,2$ ).

При расчёте полагают, что в процессе сборки деталей произойдёт растяжение охватывающей детали на величину  $\Delta_a$  и одновременно сжатие ох-

ватываемой детали на величину  $\Delta_B$ . Расчётный натяг определяются по формуле

$$\Delta = \Delta_a + \Delta_B. \quad (3)$$

Связь между натягом и давлением  $q$  определяют на основе решения задачи Ляме в виде

$$\Delta = q d (C_a/E_a + C_B/E_B), \quad (4)$$

где  $E_a$  и  $E_B$  – модули упругости материала соединяемых деталей;  $C_a$  и  $C_B$  – коэффициенты, определяемые по формулам:

$$C_a = \{ [1 + (d/d_1)^2] / [1 - (d/d_1)^2] \} + \mu_a;$$

$$C_B = \{ [1 + (d_2/d)^2] / [1 - (d_2/d)^2] \} - \mu_B.$$

Здесь  $d_1$  и  $d_2$  – наружный и внутренний диаметры охватывающей и охватываемой деталей.

Соотношение (3) справедливо в случае контактирования идеально гладких цилиндрических поверхностей. Реальные поверхности деталей всегда имеют шероховатость.

При сборке произойдёт внедрение выступов более твёрдой поверхности в выступы менее твёрдой. Вследствие этого расчётный натяг, определяемый по формуле (3), уменьшится на величину полного сближения,  $\alpha$ . Следовательно, в рассматриваемом случае вместо формулы (3) имеем

$$\alpha = 0,5[\Delta - (\Delta_a + \Delta_B)]. \quad (5)$$

Представим абсолютное сближение в виде:

$$\alpha = k_{сп} \varepsilon R_{max}, \quad (6)$$

где  $\varepsilon$  – относительное сближение;  $R_{max}$  – максимальная высота неровностей;  $k_{сп}$  – коэффициент, зависящий от способа получения соединения с натягом: при сборке под прессом принимают  $k_{сп} = 2^{1/v}$ ; при сборке тепловым способом (нагревом охватывающей детали или охлаждения охватываемой детали) считается, что  $k_{сп} = 1$ .

Произведём оценку несущей способности соединений с натягом на основе выражений (1) и (2) с учётом соотношения (5).

Для определения среднего давления  $q_c$  и коэффициента трения  $f$  в стыке цилиндрических поверхностей деталей воспользуемся соотношениями, приведёнными в работе [1].

$$q_c = H b \{ [v d_{крп}^2 (\bar{k} + \bar{k}^{1/2}) / 16r R_{max}]^v / (1 + \bar{k}^{-1/2}) \}, \quad (7)$$

$$f = 1,418J H (\bar{k} + \bar{k}^{1/2})^{1/2} + \tau_0 (1 + \bar{k}^{-1/2}) / H + \beta. \quad (8)$$

Здесь  $H$  – предельная твёрдость (или давление на материал среды в предельно упрочнённом состоянии);  $b$  и  $v$  – параметры кривой опорной по-

верхности профиля шероховатости;  $d_{крп}$  – характеристический пластический диаметр отпечатка, соответствующий критической нагрузке  $P_{кр}$ ;  $r$  – радиус вершин неровностей;  $\tau_0$  и  $\beta$  – коэффициенты для определения адгезионной составляющей коэффициента силы трения;  $\bar{k}$  – математическое ожидание в степени нагружения выступов шероховатой поверхности, определяемое по формуле:

$$\bar{k} = \{2^{4v-\sigma/v} [8r\Delta - vd_{крп}^2(\bar{k} + \bar{k}^{1/2})/\pi] \pi r^{v-1} R_{max}^v \} / \{bvP_{кр}d[vd_{крп}^2(\bar{k} + \bar{k}^{1/2})/\pi]^{v-1} (Ca/E_a + Ca/E_b) K_{сп}\}. \quad (9)$$

Уравнение (9) решается методом последовательных приближений.

Предлагаемая формула (8) учитывает совместное влияние давления (натяга) в стыке, параметров шероховатости контактирующих поверхностей, механических и адгезионных характеристик материала деталей на коэффициент трения. Однако вывод формулы основан на сферической модели выступов, что не позволяет учесть влияние расположения следов обработки на контактирующих поверхностях (относительно направления сдвига деталей) на коэффициент трения.

Форма выступов реальной шероховатой поверхности ближе к эллипсоидальной форме, чем к сферической. Поэтому площади контактирующих выступов в сечениях, расположенных параллельно и перпендикулярно следам обработки, различны.

Будем считать, что относительный осевой сдвиг деталей всегда происходит в направлении, перпендикулярном следам обработки, а их относительный поворот – вдоль этих следов. Обозначим через  $r_1$  и  $r_2$  радиусы вершин выступов, расположенных параллельно и перпендикулярно следам обработки. При  $r = (r_1 r_2)^{1/2}$  площади касания контактирующих поверхностей, воспринимающих нормальную нагрузку, для сферической и эллипсоидальной форм выступов при одном и том же внедрении будут равны. Следовательно, адгезионная составляющая коэффициента трения  $f_a$  по своей величине при относительном сдвиге деталей в разных направлениях будет одинаковой.

Для деформационной составляющей коэффициента трения  $f_d$  с учётом формулы В. Крагельского [2], в первом приближении будем иметь:

при осевом относительном сдвиге деталей

$$f_d = 0,47(\alpha r_1/r_2)^{1/2}, \quad (10)$$

при относительном повороте деталей

$$f_d = 0,47(\alpha r_2/r_1)^{1/2}. \quad (11)$$

Подставляя выражение (8) для коэффициента трения  $f$  в формулы (1) и (2), а также учитывая деформационную составляющую  $f_d$ , приведённую в выражениях (10) и (11), получим аналитические зависимости для оценки несущей способности соединений с натягом:

при нагружении осевой силой

$$P = \pi d \tau_0 \{ \tau_0 (1 + \bar{\kappa}^{-1/2}) / H + \beta + 1,4 JH [K_{fd} (\bar{\kappa} + \bar{\kappa}^{1/2})]^{1/2} \} / n_3, \quad (12)$$

при нагружении крутящим моментом

$$M_k = \pi d^2 \tau_0 \{ \tau_0 (1 + \bar{\kappa}^{-1/2}) / H + \beta + 1,4 JH [K_{fd} (\bar{\kappa} + \bar{\kappa}^{1/2})]^{1/2} \} / 2n_3. \quad (13)$$

Здесь  $K_{fd}$  – коэффициент, учитывающий влияние следов обработки относительно сдвига деталей на величину деформационной составляющей, равный  $K_{fd} = (r_1 r_2)^{1/2}$ .

Экспериментальная проверка полученных зависимостей (12) и (13) проведена на соединениях с натягом, выполненных для четырёх партий двумя способами: тепловым и прессовым. При этом окончательная обработка сопрягаемых поверхностей деталей производилась тонким точением и шлифованием.

Известными способами [3] определялись параметры поверхности сопрягаемых поверхностей. С целью одновременного учёта шероховатости и волнистости базовая длина профилограмм принималась более  $5L_w$ , где  $L_w$  – шаг волны. С использованием соотношений, приведённых в работе [3], рассчитывались эквивалентные параметры шероховатости. Для определения адгезионных характеристик  $\tau_0$  и  $\beta$  из материала втулок изготавливались плоские образцы с полированными поверхностями; из материала валков изготавливались образцы в виде стержней с полированными сферами на концах. Испытание пар материалов проводилось по методике, изложенной в работе [1].

В соединениях с натягом, собранных тепловым способом, определялось усилие, при котором наблюдалось начало относительного сдвига деталей. В соединениях, собранных под прессом, усилие запрессовки определялось в конечной стадии процесса. Теоретические значения вычислялись при коэффициенте запаса  $n_3 = 1$ .

Сравнение расчётных результатов с экспериментом показывает, что расхождение составляет не более 20%. Полученная сходимость значительно выше той, которая имеет место при традиционных расчётах.

Таким образом, экспериментальная проверка зависимостей (12) и (13), проведённая на примере соединений с натягом, собранных тепловым способом и сборкой под прессом, подтвердила приемлемость приведённого решения для инженерных расчётов.

### 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. Крагельский, И.В. Основы расчётов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М. : Машиностроение. 1977. 525 с.; 1979. 578 с.
3. Дёмкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Дёмкин, И.М. Рыжов. М. : Машиностроение. 1981. 244 с.

УДК 621.822

А.Н. Болотов, И.В. Горлов, М.В. Васильев  
Тверской государственный технический университет

## АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ЭМПИРИЧЕСКОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Во время изучения процесса пластического деформирования с использованием прилегающей кондукторной поверхности [4] возник вопрос о выборе критерия, отражающего влияние пластического трения на условия эксперимента. За такой критерий можно было бы принять какую-либо общепринятую физическую величину, но при этом не всегда удается сохранить общий характер результатов и показать индивидуальные особенности деформирования отдельного материала. В указанной работе были испытаны несколько подшипниковых материалов разных групп: баббит Б83, латунь ЛС59, алюминиевые сплавы АМЦ и АК-9, а также чугун СЧ18. Представленные материалы имеют различные механические свойства (твердость НВ от 25 до 220 МПа, относительное удлинение от 4 до 18%), что оказывает существенное влияние на сопоставление результатов исследования.

Одним из возможных критериев перехода к безразмерным величинам могла бы стать твердость материала. При этом важно выбрать конкретный способ, наиболее близкий к условиям исследования.

Людвик [3] применял алмазный конус с углом при вершине  $90^\circ$ , что наиболее близко к условиям исследования [1]. Для определения числа твердости измерялся диаметр отпечатка. При испытании конусом Людвика для измеренного диаметра отпечатка  $d$  площадь поверхности отпечатка будет равна  $\pi d^2 \sqrt{2} / 4$ , а твердость (число твердости по Людвику)  $H_{LC} = 2P\sqrt{2} / (\pi d^2)$ . Однако значение твердости по Людвику определяется при сравнительно небольших силах внедрения (по сравнению с условиями эксперимента [1]) и может несколько отличаться при различных глубинах внедрения.

Важно отметить, что твердостные свойства материала могут изменяться в процессе испытания. Например, при испытании вдавливанием сопротивление проникновению в материал постепенно возрастает, поэтому лучше всего определять сопротивление материала вдавливанию при определенной глубине проникновения индентора.

На рис. 1 представлены результаты исследований твердости спеченного карбида и быстрорежущей стали, полученных из испытаний пирамидой с квадратным основанием и двойным конусным индентором в зависимости от нагрузки. Они показывают, что на интервале нагрузок до  $5 H$  значения твердости существенно изменяются в зависимости от силы внедрения. При испытаниях двойным конусом твердость имеет сложную зависимость от нагрузки на всем исследованном интервале, причем сначала экспоненциально возрастает, а потом достаточно плавно снижается и при нагрузке более  $8 H$  снова



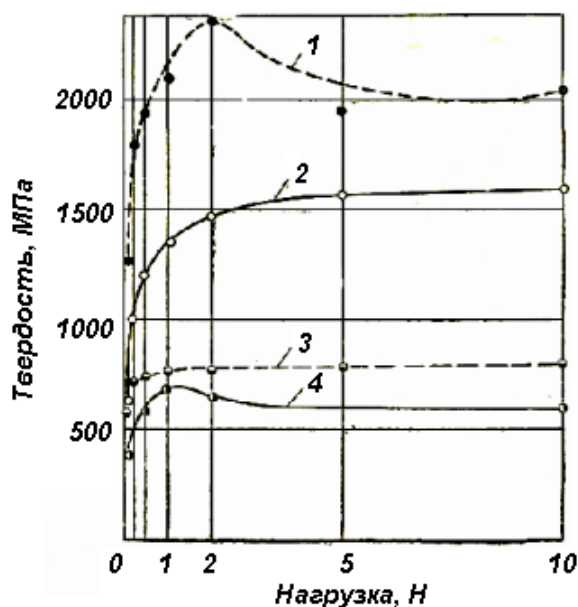


Рис. 1. Сравнение результатов определения твердости в зависимости от нагрузки (П. Гродзинский [2]): 1, 2 – спеченный карбид; 3, 4 – быстрорежущая сталь; 1, 3 – для двойного конуса; 2, 4 – для пирамиды

мента тоже существенно отличались при различных нагрузках (рис. 2), причем эта зависимость была нелинейной и изменялась по сложному закону.

Выявить общие закономерности процесса деформирования с помощью зависимости контактного давления на рабочую часть индентора от силы внедрения достаточно сложно, так как на индентор действуют не только силы сопротивления деформированию, но и силы трения. В то же время из рис. 2 видно, что давление на рабочую часть индентора снижается у всех материалов при увеличении силы внедрения. Кроме того, от деформирующей силы зависит глубина внедрения, следовательно, существует взаимосвязь между давлением и глубиной внедрения (рис. 3).

Из рис. 3 видно, что при глубине внедрения до 0,5 мм зависимость контактного давления у представленных материалов меняется по-разному. Это можно объяснить различными механическими характеристиками поверхностного слоя образцов и погрешностями макрогеометрии. При внедрении индентора на глубину более 0,5 мм зависимость давления на рабочую часть индентора от глубины похожа для принятых материалов.

Предложенный процесс восстановления подобен процессу прошивки металлов. После касания вытесненным материалом ограничивающей поверхности линии скольжения не выходят на поверхность, давление на рабочую часть индентора достигнет максимальной величины и нагружающая сила будет изменяться только за счет силы трения на цилиндрической части индентора, которая может оказывать существенное влияние на усилие деформирования [1].

возрастает. При исследовании пирамидой с квадратным основанием спеченного карбида твердость нелинейно возрастает. Во время испытаний быстрорежущей стали получены другие зависимости. Для двойного конуса твердость нелинейно возрастает до нагрузки 1 Н, а затем практически не изменяется. При испытаниях пирамидой до нагрузки 1 Н твердость возрастает, а затем плавно снижается.

Во время внедрения индентора в поверхность детали при восстановлении [1] значения давления на рабочую поверхность инстру-

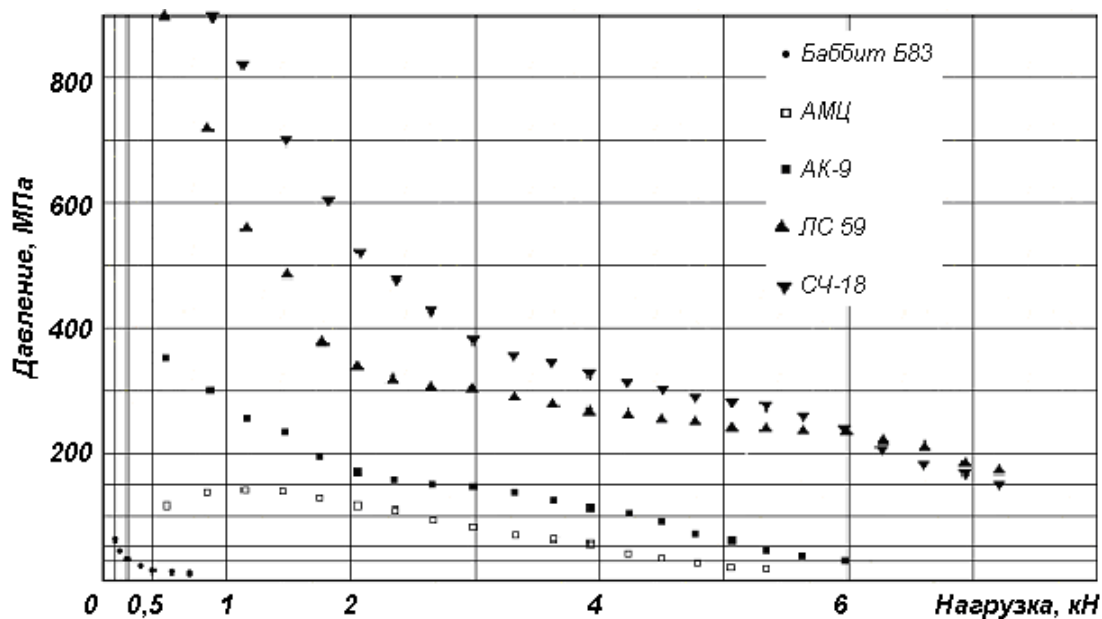


Рис. 2. Изменение контактного давления от нагрузки при деформировании с ограничивающей прилегающей поверхностью

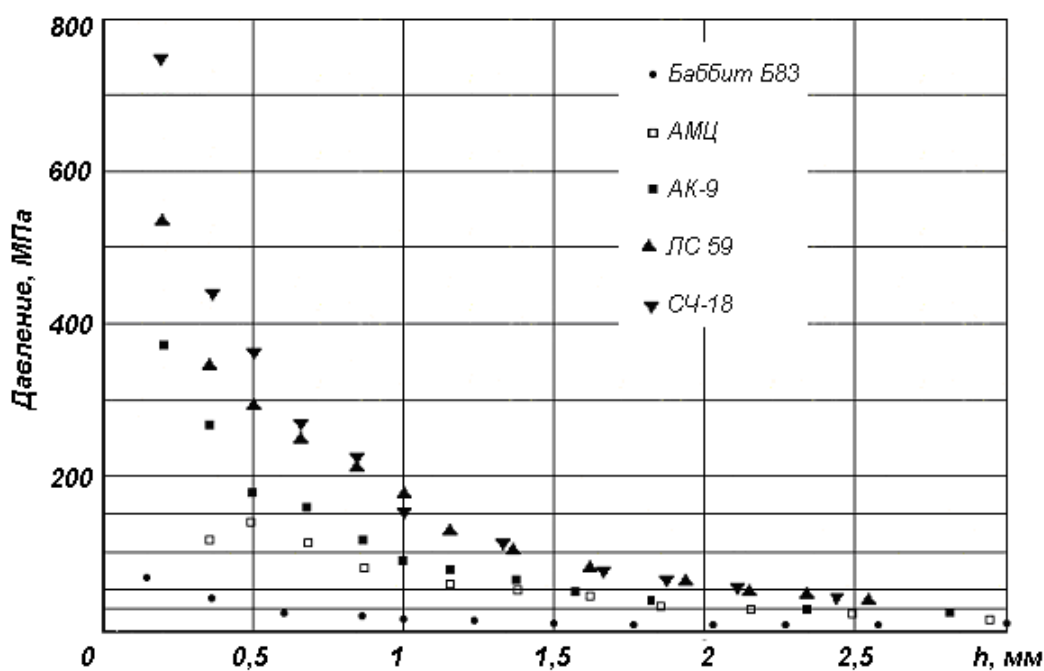


Рис. 3. Зависимость контактного давления от глубины внедрения при деформировании с ограничивающей прилегающей поверхностью

Таким образом, за характеристику, позволяющую описать процесс деформирования при восстановлении предложенным способом, нельзя принять контактное давление, так как на деформирующую силу существенное влияние оказывает сила трения.

Для сопоставления результатов исследования принятых материалов в более общем виде лучше принять силовой параметр, определить некото-

рую силу  $P_0$  обеспечивающую внедрение индентора на глубину 0,5 мм для каждого материала, и поделить текущее значение силы внедрения на величину  $P_0$  для получения безразмерной величины  $\Delta$ .

Для сходных по форме осесимметричных инденторов сохраняется условие подобия при деформировании [3], поэтому для оценки исследований в более общем виде за глубину внедрения можно взять величину  $\delta$ , равную отношению текущей глубины внедрения к диаметру индентора (исходя из условий эксперимента  $P_0$  определялось при глубине внедрения 0,5 мм, а диаметр индентора по технологическим условиям был принят равным 2 мм) [1]. После принятых допущений получилась общая зависимость глубины внедрения от деформирующей силы (рис. 4).

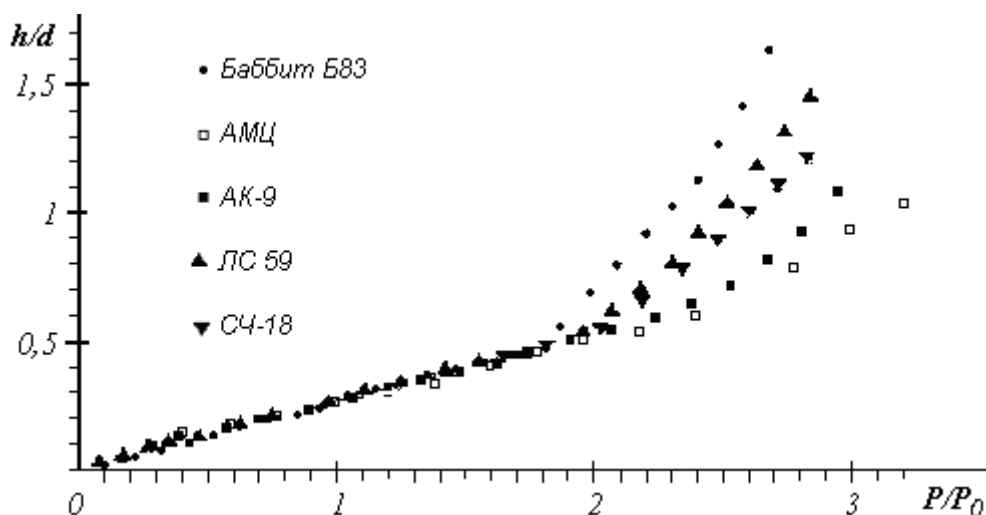


Рис. 4. Эмпирическая зависимость относительной глубины внедрения  $\delta = h/d$  от относительного усилия  $\Delta = P/P_0$  полученная на различных материалах

На силу, приложенную к инструменту, помимо сопротивления деформированию материала влияет сила трения, действующая на боковую поверхность индентора особенно при больших глубинах внедрения. Установлено, что контактное давление при большой глубине внедрения, достигнув некоторого максимума, при дальнейшем заглублении практически не растет, а сила, препятствующая проникновению инструмента в материал, увеличивается за счет силы трения по боковой части индентора [5]. Значит, на эмпирическом графике материалы расположились в зависимости от коэффициента пластического трения: самый большой у алюминиевых сплавов и самый маленький у баббита.

Таким образом, исследованные материалы в условиях восстановления с использованием прилегающей поверхности ведут себя одинаково, а принятый силовой критерий позволяет выявить основные закономерности процесса деформирования и выявить роль трения.

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

### 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. 2005. № 2. С. 26-30.
2. Grodzinski, P. Industr. Diam / P. Grodzinski. Rev. 4. 1952.
3. Ludwik, P. Die Kegelprobe / P. Ludwik. Berlin. 1908.
4. Патент № 228247 С1. Способ восстановления локально изношенной поверхности детали / А.Н. Болотов, И.В. Горлов; заявл. 20.12.02; опубл. 10.05.04. Бюл. № 13. 8 с.
5. Томлёнов, А.Д. Теория пластического деформирования металлов / А.Д. Томлёнов. М. : Металлургия, 1972. 408 с.

УДК 621.891

Н.Б. Демкин, В.В. Измайлов  
Тверской государственной технической университет

### НЕКОТОРЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ КОНТАКТА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

В аналитических методиках расчета характеристик контакта [1-3] заложены некоторые предпосылки, которые не всегда выполняются на практике. Во-первых, распределение выступов шероховатости по высоте считается непрерывным, а не дискретным. Такая предпосылка вытекает из необходимости операций дифференцирования и интегрирования функций распределения выступов по высоте при расчетах характеристик контакта. Очевидно, эта предпосылка требует бесконечно большого числа выступов, что на деле, конечно, не так, особенно при малых контактных давлениях. Во-вторых, упомянутые выше методики основаны на сферической или эллиптической модели выступов шероховатости с одинаковыми для всех выступов радиусами закругления вершин. Расчет характеристик контакта с учетом распределения выступов как по высотам, так и по радиусам закругления вершин приводит к сложным аналитическим выражениям, содержащим интегралы, которые не выражаются в элементарных функциях и могут быть рассчитаны только численно.

Возможен другой подход – использовать математическую (численную) модель контакта. Расчет характеристик контакта с помощью математической модели имеет ряд преимуществ по сравнению с аналитическим подходом. Так, расчет деформации каждого выступа позволяет более точно учесть особенности его контактирования (упругий или упругопластический контакт, наличие покрытия и т.п.), чем аналитический расчет, связанный с усреднением характеристик контакта единичных выступов.

Очевидны преимущества математического моделирования контакта и по сравнению с экспериментами на реальных поверхностях, заключающиеся в ускорении испытаний, снижении их трудоемкости и стоимости, экономии материалов. Таким образом, наряду с теоретическим и экспериментальным подходами к исследованию процессов контактирования моделирование следует расценивать как равноправный метод исследований, имеющий свои преимущества, дополняющий и развивающий первые два метода.

В данной работе на основе математического моделирования рассматривается влияние некоторых параметров микрогеометрии на деформационные свойства контакта.

### 1. Влияние статистических параметров микрогеометрии на деформацию контакта

В основу математической модели контакта, на которой изучалось указанное влияние, положены следующие предпосылки. Распределение выступов по высоте подчиняется бета-закону с параметрами  $v_h$  и  $w_h$ ; распределение радиусов вершин выступов – бета-закону с параметрами  $v_r$  и  $w_r$ :

$$f(h) = \frac{\Gamma(v_h + w_h)}{\Gamma(v_h)\Gamma(w_h)} h^{v_h-1} (1-h)^{w_h-1}, \quad (1) \quad f(r) = \frac{\Gamma(v_r + w_r)}{\Gamma(v_r)\Gamma(w_r)} r^{v_r-1} (1-r)^{w_r-1}. \quad (2)$$

Максимальная высота выступов составляет долю  $\xi = Rp / r_{\max}$  от максимального радиуса ( $\xi < 1$ ).

Бета-распределение выбрано как одно из наиболее универсальных и гибких [4]. Единичный выступ имеет сферическую или близкую к ней в верхней части форму. Контакт единичного выступа – упругий или упруго-пластический. Критерий перехода от упругого контакта к упруго-пластическому – величина критической деформации выступа

$$\delta_{кр} = 5,6 \frac{H^2 r}{E^2},$$

где  $H$  – микротвердость материала контактирующих поверхностей;  $E$  – эквивалентный модуль Юнга;  $r$  – радиус закругления вершины выступа.

Моделируемые поверхности имели следующие характеристики:

1. «Упругий контакт». Параметры микрогеометрии:  $Rp = 0,5$  мкм;  $Sm = 0,2$  мм;  $tm = 0,5$ . Механические свойства: микротвердость  $H = 1,8$  ГПа; модуль Юнга  $E = 100$  ГПа (материал типа латуни ЛС59-1).

2. «Пластический контакт». Параметры микрогеометрии:  $Rp = 10$  мкм;  $Sm = 0,3$  мм;  $tm = 0,5$ . Механические свойства: микротвердость  $H = 0,24$  ГПа; модуль Юнга  $E = 35$  ГПа (материал типа технического алюминия).

Расчет происходит следующим образом. Компьютер генерирует пару случайных чисел, распределенных по бета-законам и соответствующих

высоте  $h_i$  и радиусу  $r_i$  выступа. Далее рассчитывается нагрузка на единственный выступ, его деформация, площадь единичного пятна контакта. Результаты суммируются для заданного числа контактирующих выступов.

Некоторые результаты, полученные на математической модели контакта, описаны ниже.

### 1.1. Влияние распределения выступов по радиусам

На рис. 1 показаны результаты расчета относительной деформации контакта  $\varepsilon = \delta/Rp$  для двух различных распределений радиусов выступов: с параметрами  $v_r = w_r = 1$  и  $v_r = w_r = 3$ . Как видно, распределение выступов по радиусам вершин слабо влияет на деформацию контакта при упруго-пластическом контакте. В то же время при упругом контакте влияние распределения радиусов существенно. При равномерном распределении радиусов ( $v_r = w_r = 1$ ) жесткость контакта выше, чем при узком островершинном распределении радиусов ( $v_r = w_r = 3$ ). Это естественно, так как во втором случае мало выступов с большими радиусами, имеющих большую жесткость. В то же время при узком островершинном распределении выступов по высоте влияние распределения радиусов выступов уменьшается.

На рис. 2 представлены зависимости деформации контакта от давления при параметрах распределения по высотам  $v_h = w_h = 3$  и при различных распределениях выступов по радиусам. Видим, что вид последнего распределения мало влияет на деформационные свойства контакта. В связи с этим оправдано упрощение, используемое в разработанной методике расчета характеристик контакта [3], согласно которому радиус выступов считается постоянным, равным среднему значению этой случайной величины.

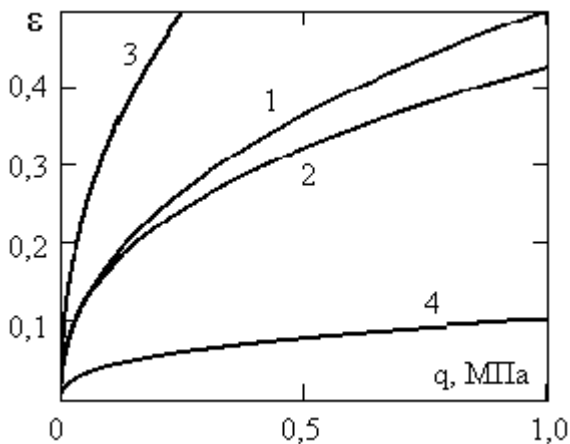


Рис. 1. Зависимость деформации от номинального контактного давления: 1, 2 – при упругопластическом контакте; 3, 4 – при упругом контакте. 1, 3 –  $v_r = w_r = 3$ ; 2, 4 –  $v_r = w_r = 1$ . Высоты выступов распределены равномерно ( $v_h = w_h = 1$ )

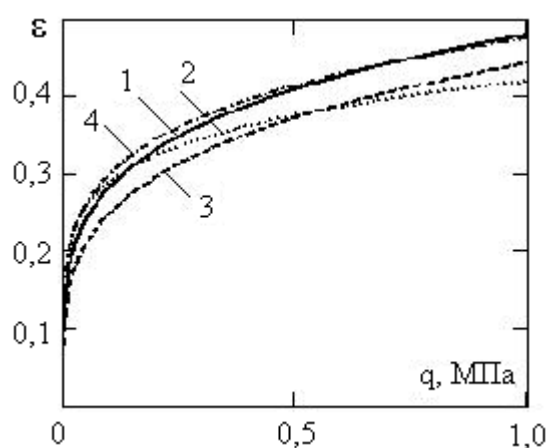


Рис. 2. Влияние распределения радиусов вершин выступов на деформацию контакта ( $v_h = w_h = 3$ ): 1 –  $v_r = 1, w_r = 3$ ; 2 –  $v_r = 3, w_r = 1$ ; 3 –  $v_r = 1, w_r = 1$ ; 4 –  $v_r = 3, w_r = 3$ .

### 1.2. Влияние величины $\xi = Rp/r_{\max}$

На рис. 3 показано влияние величины  $\xi$  на жесткость контакта в случае упругопластического и упругого контактов при различных распределениях высот и радиусов. С увеличением параметра  $\xi$  (более острые выступы) жесткость контакта уменьшается.

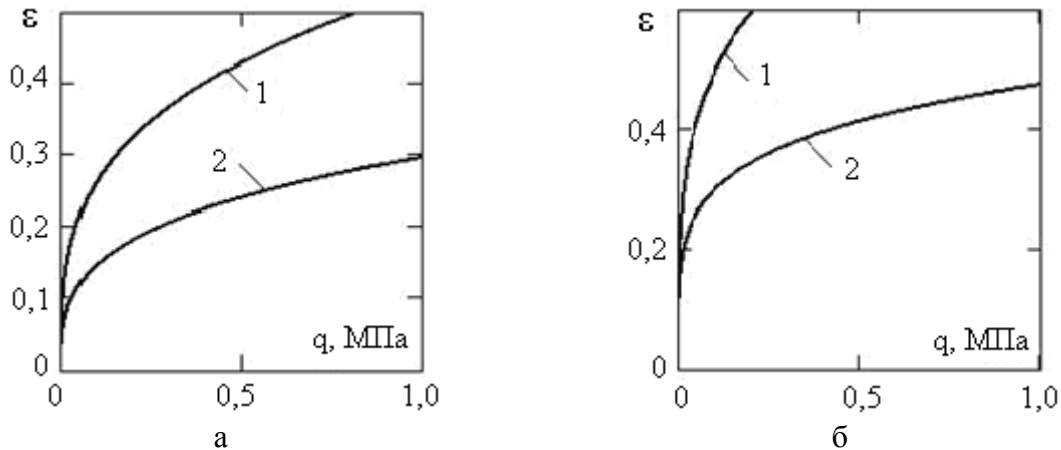


Рис. 3. Влияние величины  $\xi = Rp/r_{\max}$  на деформацию контакта ( $\nu_h = w_h = \nu_r = w_r = 3$ ):

а – упругопластический контакт, 1 –  $\xi = 0,05$ ; 2 –  $\xi = 0,01$ ;

б – упругий контакт, 1 –  $\xi = 10^{-2}$ ; 2 –  $\xi = 10^{-4}$

## 2. Влияние параметров микрогеометрии на характеристики пятен фактического контакта

Размер и взаимное расположение пятен фактического контакта оказывают существенное влияние на многие характеристики контакта [3]. Так, пятна фактического контакта в значительной мере определяют тепловую и электрическую проводимость контакта, величину частиц износа и т.д. [3]. Кроме того, взаимное расположение пятен контакта влияет на эпюру давления при контактировании неплоских шероховатых поверхностей [5].

Рассмотрим на математической модели контакта влияние параметров шероховатости и механических свойств материалов на размер и взаимное расположение пятен контакта плоских шероховатых поверхностей.

Шероховатость моделируется набором сферических сегментов различной высоты и одинакового радиуса. Характер деформации выступа меняется в процессе нагружения: выступы деформируются вначале упруго, затем упругопластически и, наконец, пластически.

Для примера рассмотрим модели контакта трех пар одинаковых шероховатых стальных поверхностей, имеющих такую микрогеометрию, что для первой пары контакт упругий, для второй – преимущественно упругопластический, для третьей – преимущественно пластический.

В таблице представлены характеристики одной из контактирующих поверхностей. Сопряженная с ней поверхность имеет такие же характери-

стики. В таблице  $R_p$  – высота сглаживания;  $r$  – средний радиус выступов;  $\nu$  и  $t_m$  – параметры опорной кривой;  $H$  – твердость;  $E$  – модуль упругости.

На рис. 4 показана зависимость среднего диаметра пятен фактического контакта  $D$  и относительного расстояния между ними  $L/D$  от контурного давления  $p_c$ . Как видно из рисунка, увеличение диаметра пятен контакта с нагрузкой невелико, причем оно больше, когда выступы деформируются упругопластически и пластически, и меньше при упругой деформации.

Относительное расстояние между пятнами контакта, определяющее взаимное влияние контактирующих выступов, сравнительно мало зависит от микрогеометрии и свойств материала и определяется в основном приложенным давлением. Это объясняется тем, что с увеличением давления растет число контактирующих выступов и, следовательно, уменьшается расстояние между ними.

На рис. 5а представлена зависимость относительного расстояния между пятнами контакта  $L/D$  от параметра шероховатости  $R_p$ . Расчеты выполнялись при контурном давлении 0,1 МПа, характеристики микрогеометрии и свойства материала указаны в таблице. Из рисунка видно, что с ростом шероховатости расстояние между пятнами контакта растет, поскольку уменьшается число контактирующих выступов.

На рис. 5б приведена зависимость относительного расстояния между пятнами контакта от среднего радиуса вершин выступов. С ростом радиуса вершин выступов увеличивается диаметр пятен контакта, величина  $L/D$  уменьшается.

Влияние параметра  $\nu$  на относительное расстояние между пятнами контакта показано на рис. 6. Величина этого параметра мало влияет на расстояние между пятнами контакта, кроме значений  $\nu$ , приближающихся к единице.

Характеристики контактирующих поверхностей

№ пары	$R_p$ , мкм	$r$ , мкм	$\nu$	$t_m$	$H$ , МПа	$E$ , ГПа
1	2	20	2	0,5	2000	200
2	0,5	500	2	0,5	6000	200
3	20	10	2	0,5	2000	200

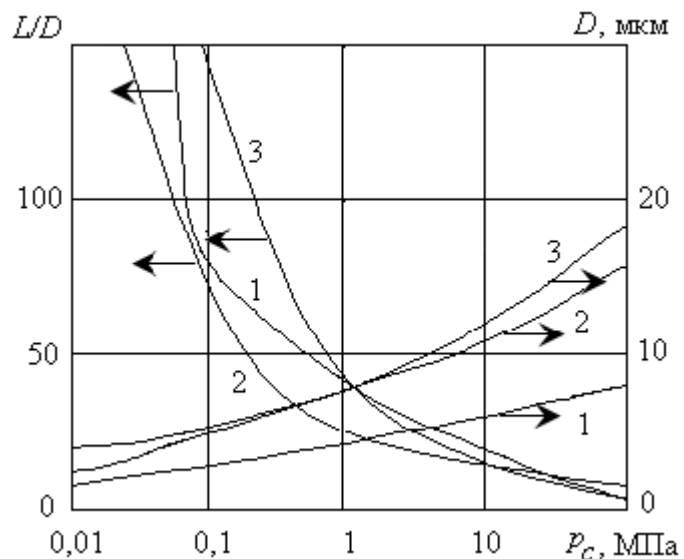


Рис. 4. Зависимость диаметра пятен фактического контакта  $D$  и относительного расстояния между ними  $L/D$  от контурного давления  $p_c$



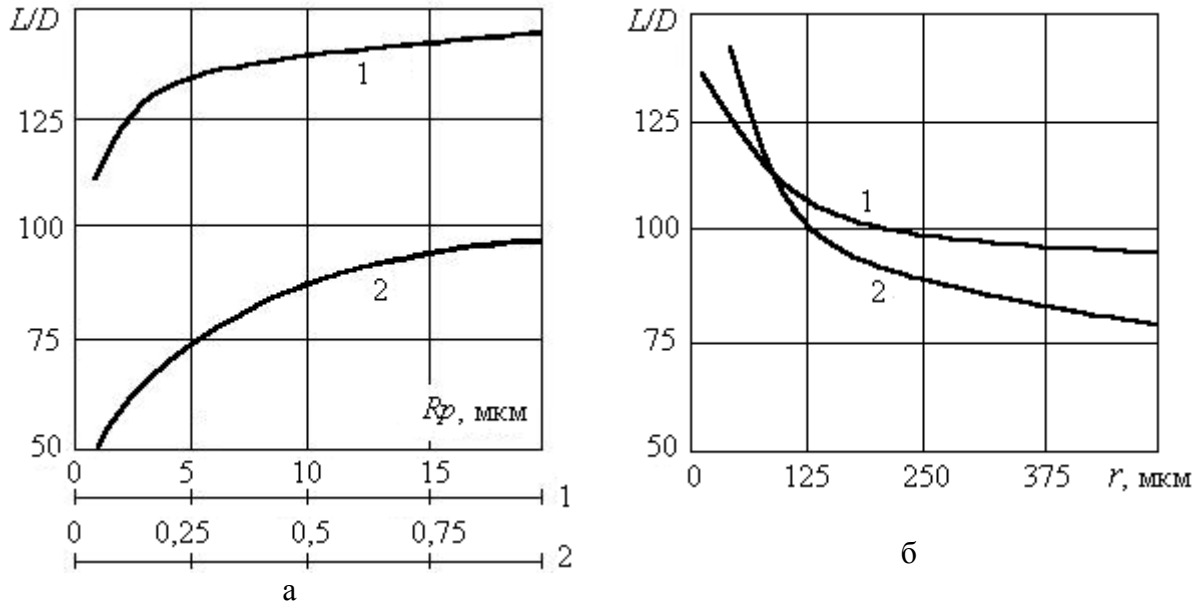


Рис. 5. Влияние шероховатости поверхности на относительное расстояние между пятнами контакта

Результаты моделирования показали, что для рассматриваемых поверхностей (см. табл.) при контурном давлении 10 МПа расстояние между пятнами контакта составляет 12–15 диаметров пятна, следовательно, взаимное влияние деформируемых выступов незначительно. При контурном давлении 100 МПа расстояние между пятнами контакта равно 4–6 диаметрам, в этом случае взаимное влияние деформируемых выступов уже ощутимо.

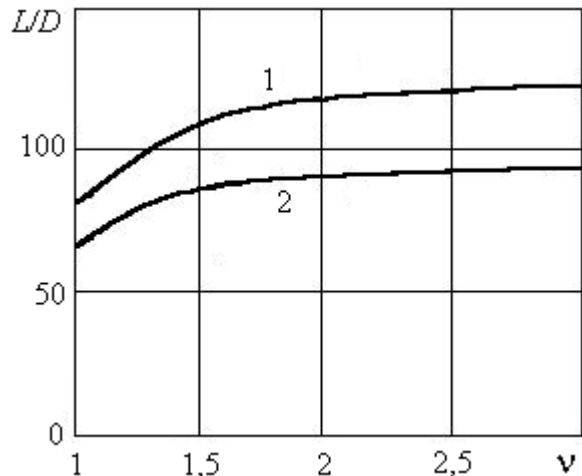


Рис. 6. Влияние параметра  $v$  на относительное расстояние между пятнами контакта

На модели контакта возможно исследовать влияние конечного, ограниченного числа выступов, находящихся в контакте, на вариацию параметров контакта. Основными параметрами контакта являются площадь фактического контакта, число и средний размер пятен контакта. С помощью математической модели контакта получены следующие результаты. Фактическая площадь контакта  $A_r$  является статистически устойчивой величиной, имеющей очень малое рассеяние даже при числе контактирующих выступов  $n_r = 10$ . Коэффициент вариации величины  $A_r$  не превышал 15%. Величина радиуса единичного пятна контакта подвержена значительному рассеянию. Распределение значений радиуса единичного пятна

контакта при малом числе контактирующих выступов близко к равномерному, с увеличением числа контактирующих выступов намечается группировка значений около среднего, т.е. на гистограмме выявляется максимум (рис. 7). Следовательно, дисперсия значений радиусов пятен контакта уменьшается. Обработка результатов моделирования по методу наименьших квадратов установила закономерность:

$$\frac{\sigma_D}{\bar{D}} \approx 0,08n_r^{-0,76},$$

где  $\bar{D}$  – среднее значение радиуса единичного пятна контакта;  $\sigma_D$  – среднее квадратичное отклонение величины радиуса единичного пятна контакта;  $n_r$  – число контактирующих выступов.

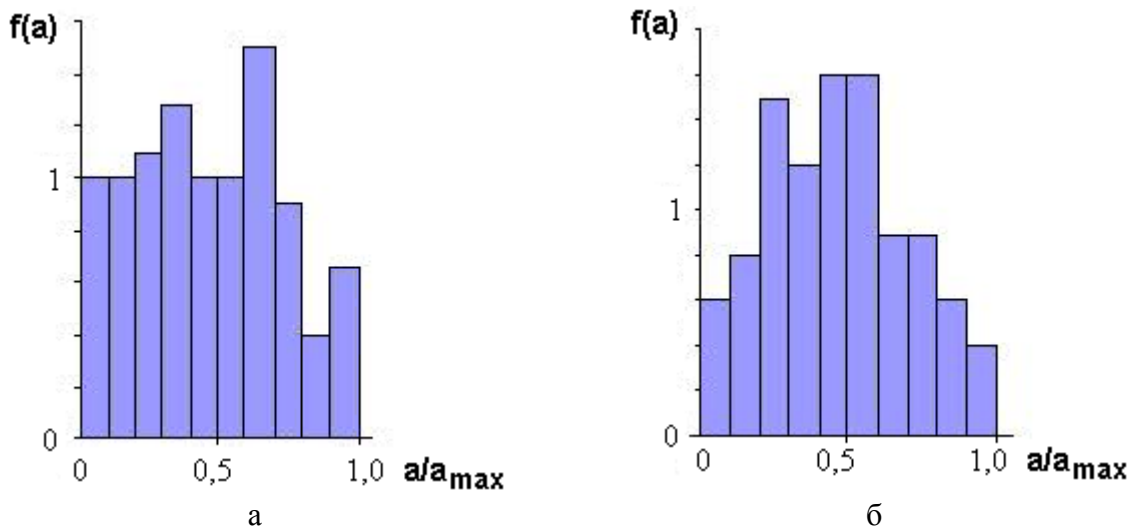


Рис. 7. Гистограммы распределений пятен фактического контакта по размерам: а – число контактирующих выступов  $n_r = 20$ ; б –  $n_r = 100$

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

#### Библиографический список

1. Рыжов, Э.В. Контактная жесткость деталей машин / Э.В. Рыжов. М. : Машиностроение, 1966. 194 с.
2. Рыжов, Э.В. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин / Э.В. Рыжов, А.Г. Суслов, В.П. Федоров. М. : Машиностроение, 1979. 176 с.
3. Демкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н.Б. Демкин, Э.В. Рыжов. М. : Машиностроение, 1981. 244 с.
4. Измайлов, В.В. Применение бета-распределения для расчета характеристик контакта шероховатых тел / В.В. Измайлов, М.С. Курова // Трение и износ. 1983. Т. IV. № 6. С. 983-990.
5. Демкин, Н.Б. Контакт шероховатых волнистых поверхностей с учетом взаимного влияния неровностей / Н.Б. Демкин, С.В. Удалов, В.М. Алексеев и др. // Трение и износ. 2008. Т. 29. № 3. С. 231-237.

УДК 621.82

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

## УТОЧНЕННАЯ МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ РЕСУРСА РОЛИКОВЫХ ПОДШИПНИКОВ

В настоящее время большое внимание уделяется проблемам долговечности и надежности деталей машин. Подшипники качения – одни из первых узлов, для которых разработана методика расчета на долговечность. При этом основной причиной выхода подшипниковых узлов из строя является контактное выкрашивание (питтинг) – процесс накопления повреждений и развития разрушения поверхностного слоя материала под действием переменных напряжений, вызывающих образование ямок выкрашивания или трещин.

Стандартная методика определения долговечности подшипников качения основана на предложенной А. Пальмгренем еще в начале XX века зависимости ресурса подшипника от нагрузки [1]. Отметим, что указанная методика не позволяет определять ресурс нестандартных подшипников качения, которые имеют отличные от стандартных сочетания геометрии контактирующих поверхностей, а также твердости материалов деталей.

Результаты работ [2, 3] подтверждают наличие связи между твердостью контактирующих деталей подшипника и его долговечностью. Полученные в указанных работах зависимости справедливы для узкого диапазона твердостей материалов подшипника порядка 58-64HRC.

Основой для определения долговечности является экспериментально построенная кривая контактной усталости. Традиционно кривую усталости (рис. 1) представляют в двойных логарифмических координатах: логарифм количества циклов  $\log N$  от логарифма среднего нормального контактного напряжения  $\sigma_H$ . График этой зависимости, как отмечено в работе [3], при  $\sigma_H < \sigma_{HG}$  содержит два участка.

В двойных логарифмических координатах кривая усталости условно содержит два участка: на участке 1 усталостные повреждения не образуются, а материал тела и дорожки качения испытывают чисто упругие деформации. На втором участке при контактных напряжениях  $\sigma_H > \sigma_{HG}$  происходит зарождение усталостных трещин, которые, развиваясь, приводят к контактному выкрашиванию. Нормативное значение базового расчетного ресурса подшипника  $L_{10}$  равное одному миллиону оборотов внутреннего кольца, соответствует наибольшим напряжениям, возникающим в наиболее нагруженной зоне.

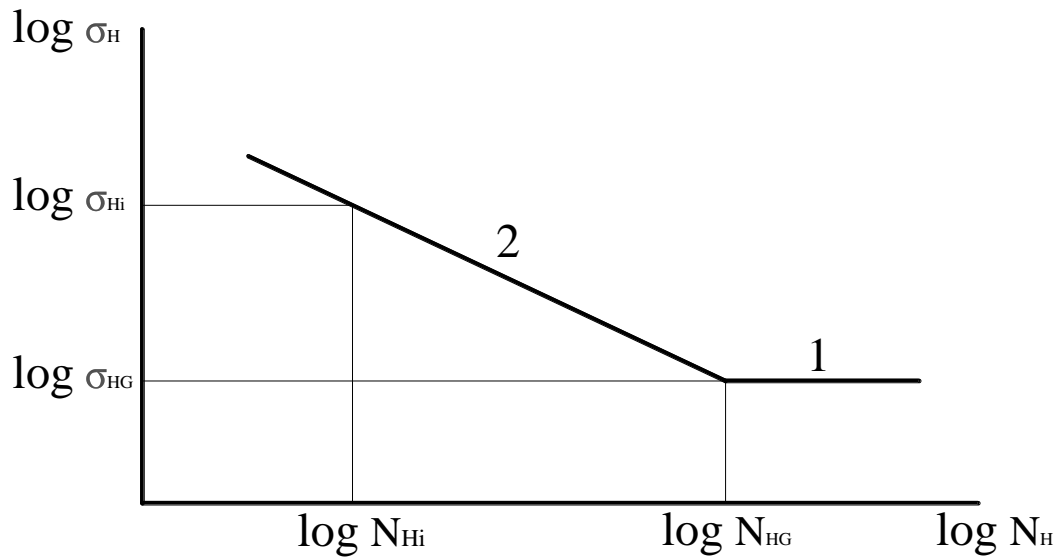


Рис. 1. График зависимости (кривая усталости) контактных напряжений  $\sigma_H$ , при которых начинается контактное выкрашивание, от числа циклов  $N_H$  нагружений

В условиях качения с проскальзыванием, которое реализуется в подшипниках качения, можно использовать предложенную в работе [4] зависимость (1) для определения базового предела контактной выносливости, при начальном контакте деталей по линии

$$\sigma_{HG} = 0,22 \cdot HD - 8 \cdot 10^{-6} \cdot HD^2, \quad (1)$$

где  $HD$  – пластическая твердость материала кольца подшипника [5, 6].

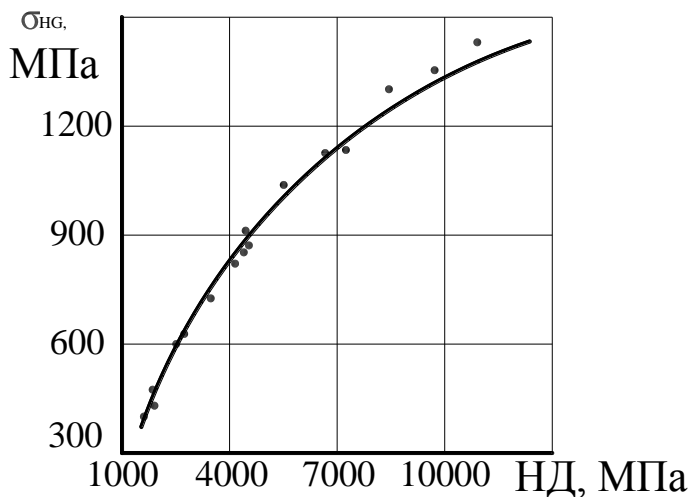


Рис. 2. Предел контактной выносливости  $\sigma_{HG}$  в зависимости от пластической твердости  $HD$  материала поверхности зубьев. Сплошная линия – расчет по формуле (1), точки – экспериментальные данные

Формула (1) подтверждена в работе [7] для указанных условий качения с проскальзыванием на примере контактного взаимодействия зубьев зубчатых передач. На рис. 2 представлены результаты расчета по формуле (1), которые удовлетворительно совпадают с экспериментальными данными для стальных зубчатых колес, прошедших различные виды термической или химико-термической обработки [7].

Формула (1) была использована для расчетного определения ресурса роликовых подшипников качения.

Как известно, второй участок кривой усталости (см. рис. 1) хорошо описывается степенной функцией (2):

$$N_{Hi} \sigma_{Hi}^m = N_{HG} \sigma_{HG}^m, \quad (2)$$

где  $N_{Hi}$  – действительное число циклов нагружения;  $\sigma_{Hi}$  – действительное контактное напряжение, определяемое по формуле Герца;  $N_{HG}$  – базовое число циклов;  $\sigma_{HG}$  – базовый предел контактной выносливости, определяемый по формуле (1);  $m$  – показатель степени, равный для роликовых подшипников  $2p=20/3$  [8].

Опасное напряжение  $\sigma_{Hi}$  возникает в зоне контакта наиболее нагруженного тела качения (ролика) и беговой дорожки наружного кольца подшипника (при вращении внутреннего кольца подшипника и неподвижном наружном), определяется по известной формуле Герца (3) для первоначального линейного контакта:

$$\sigma_{Hi} = \sqrt{\frac{C' \cdot \Sigma\rho}{\pi \cdot L \cdot \eta}}, \quad (3)$$

где  $C'$  – максимальная нагрузка, приходящаяся на ролик;  $L$  – длина ролика;  $\eta$  – коэффициент, учитывающий упругие характеристики материала контактирующих поверхностей деталей [8];  $\Sigma\rho$  – сумма главных кривизн контактирующих поверхностей, определяемая по формуле

$$\Sigma\rho = \frac{R_{1,2} - R_w}{R_{1,2} \cdot R_w}, \quad (4)$$

где  $R_w$  – радиус тела качения;  $R_{1,2}$  – радиус кривизны дорожки качения наружного кольца подшипника.

Базовое число циклов определяют в зависимости от твердости контактирующего материала [8]:

$$N_{HG} = 1000 \cdot HRC_s^{2,9}, \quad (5)$$

где  $HRC_s$  – твердость по Роквеллу.

Результаты использования предлагаемой методики проиллюстрированы на примере различных роликовых подшипников качения, включенных в каталог стандартных подшипников [9]. При этом твердость наружного кольца подшипника была принята в диапазоне  $58 \dots 64HRC_s$ .

Для удобства представления результатов, сведем их в таблицу.

Как видно из таблицы для приведенных подшипников качения:

существующая методика определения долговечности роликовых подшипников качения дает завышенные результаты;

невозможно определить ресурс роликовых подшипников качения, имеющих произвольные параметры, отличающиеся от предусмотренных для стандартных подшипников: размеры, форму контактных поверхностей, материал деталей, твердость материала.

## Определение долговечности роликовых подшипников

Обозначение подшипника	Расчетные величины							
	$HRC_s$	$\rho_{np}$ , мм (4)	$C'$ , Н	$\sigma_{Hi}$ , МПа (3)	$\sigma_{HG}$ , МПа (1)	$N_{HG}$ (5)	$N_{Hi}$ (2)	$L_{10}$ , млн. об.
Роликовый радиальный № 2205	64	0,263	$6,5 \cdot 10^3$	3085	1440	$170 \cdot 10^6$	$21,7 \cdot 10^6$	4
Роликовый радиальный № 2215	62	0,126	$2,5 \cdot 10^4$	2878	1390	$160 \cdot 10^6$	$22,4 \cdot 10^6$	2,9
Роликовый радиальный № 2230	58	0,063	$9,4 \cdot 10^4$	2777	1275	$130 \cdot 10^6$	$15,9 \cdot 10^6$	1,9
Роликовый упорный конический № 9019424	64	0,053	$2,7 \cdot 10^5$	4030	1440	$170 \cdot 10^6$	$10,7 \cdot 10^6$	1,9
Роликовый упорный конический № 9019436	62	0,044	$1,2 \cdot 10^5$	1938	1390	$160 \cdot 10^6$	$17,4 \cdot 10^6$	2,7
Роликовый упорный конический № 9019452	58	0,0286	$7,2 \cdot 10^5$	3680	1275	$130 \cdot 10^6$	$17,4 \cdot 10^6$	1,2

## Библиографический список

1. Пальмгрен, А. Шариковые и роликовые подшипники / А. Пальмгрен. М. : Машгиз. 1949. 123 с.
2. 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.
3. Черменский, О.Н. Контактная прочность и долговечность подшипников качения / О.Н. Черменский // Справочник. Инженерный журнал. Приложение. 2008. № 6.
4. Патент РФ № 2123175 Способ определения предела контактной выносливости материала / М.М. Матлин. Опубл. 10.12.98. Бюл. № 34.
5. ГОСТ 18835-73. Металлы. Метод измерения пластической твердости. М. : Изд-во стандартов, 1974. 15 с.
6. Дрозд, М.С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М.С. Дрозд, М.М. Матлин, Ю.И. Сидякин. М. : Машиностроение. 1986. 224 с.
7. Матлин, М.М. Расчет допускаемых напряжений для оценки контактной прочности зубьев зубчатых передач / М.М. Матлин, А.В. Бабаков // Машиностроитель, 2000. № 9. С. 20-23.
8. Биргер, И.А. Расчеты на прочность деталей машин: Справочник / И.А. Биргер, Б.Ф. Шорр, Г.Б. Иосилевич. М. : Машиностроение. 1993. 640 с.
9. Перель, Л.Я. Подшипники качения: Расчет, проектирование и обслуживание опор: Справочник / Л.Я. Перель, А.А. Филатов. 2-е изд., перераб. и доп. М. : Машиностроение. 1992. 608 с.

УДК 621.891

С.В. Удалов  
Тверской государственной технической университет**РАСЧЕТ СОЕДИНЕНИЙ С НАТЯГОМ  
ДЛЯ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

Принцип работы соединения деталей с натягом заключается в использовании сил трения между ними. Силы трения обусловлены действием сил упругости в деформируемых при сборке деталях. В таких соединениях диаметр вала до сборки превышает диаметр отверстия втулки на небольшую величину, называемую натягом. Соединение с натягом может передавать осевую силу, вращающий и изгибающий моменты. Передаваемые нагрузки зависят от следующих факторов: размеров деталей, величины натяга, упругих свойств материалов деталей, коэффициента трения (сцепления) в соединении с натягом.

Существующие методы для расчета соединений с натягом основаны на решении задачи Ламе-Годолина при следующих допущениях: вал и втулка – детали с абсолютно гладкими поверхностями, которые нагружены равномерно распределенным по всей поверхности сопряжения непрерывным радиальным давлением, под действием которого возникают растягивающие тангенциальные и сжимающие радиальные напряжения. Реальные детали обладают шероховатостью, следовательно, нагрузка представляет собой систему дискретных сосредоточенных сил, приложенных в точках контакта шероховатостей с контртелом. В общем случае кроме тангенциальных и радиальных напряжений появятся и напряжения изгиба, поскольку под действием сосредоточенных сил круговая форма контура поперечного сечения втулки будет искажаться. В работе [2] показано, что с увеличением плотности шероховатости роль изгиба уменьшается и характер нагружения приближается к условиям задачи Ламе. Далее будем рассматривать нагрузку на сопряженных с натягом цилиндрических поверхностях как условно непрерывную и равномерно распределенную, так как для реальных шероховатых поверхностей плотность выступов весьма велика [1, 2]. Вычисление условной равномерной нагрузки  $q$  всегда допустимо, несмотря на дискретность нагрузки в стыке.

Для расчета сближения и фактической площади контакта в стыке цилиндрических деталей (вала и втулки), собранных с натягом тепловым способом, примем следующие допущения: поверхность втулки является гладкой, а на поверхности вала имеются выступы, вершины которых в общем случае расположены на различных уровнях; модель микронеровностей сферическая; плотность распределения выступов достаточно велика; радиальное давление в стыке, возникающее при сборке рассматриваем как равномерно распределенную осесимметричную нагрузку; общая деформация

элементов соединения является упругой, следовательно, подчиняется решению задачи Ламе; местная деформация в зонах фактического контакта сопряженных поверхностей является пластической; твердость гладкой поверхности выше, чем шероховатой, вследствие чего в процессе тепловой сборки соединения с натягом выступы шероховатой поверхности, деформируясь чисто пластически, внедряются в гладкую поверхность; сдвигающие силы в контакте отсутствуют; взаимное влияние микровыступов и волнистость учитываются, погрешность формы поверхностей незначительна.

При сборке гладких цилиндров натяг может быть рассчитан следующим образом [3]:

$$\frac{\delta}{2} = K_{сп.} (\Delta_1 + \Delta_2), \quad (1)$$

где  $\Delta_1$  и  $\Delta_2$  – радиальные перемещения точек сопряженных поверхностей вала и втулки соответственно;  $\delta$  – реальный натяг;  $K_{сп.}$  – коэффициент, зависящий от способа получения соединений с натягом. При сборке под прессом  $K_{сп.} = 2^{1/3}$ , при сборке тепловым способом  $K_{сп.} = 1$ .

Согласно решению задачи Ламе имеем

$$\Delta_1 = \frac{qd}{2E_1} \left[ \frac{1 + (d_1/d)^2}{1 - (d_1/d)^2} - \mu_1 \right], \quad \Delta_2 = \frac{qd}{2E_2} \left[ \frac{1 + (d/d_2)^2}{1 - (d/d_2)^2} + \mu_2 \right], \quad (2)$$

где  $E_1$  и  $E_2$  – модули упругости вала;  $\mu_1$  и  $\mu_2$  – коэффициенты Пуассона вала и втулки;  $d_1$  и  $d_2$  – диаметры вала и втулки до соединения натягом;  $d$  – номинальный диаметр посадочной поверхности.

В результате сборки произойдет внедрение выступов в гладкую поверхность контртела. Тогда начальный (расчетный) натяг уменьшится на удвоенную величину полного сближения. Тогда

$$\frac{\delta}{2} = \frac{\Delta_{расч.}}{2} - W_{0,l}, \quad (3)$$

где  $W_{0,l}$  – контактное сближение выступов наиболее высокого первого уровня, рассчитанное согласно модели, предложенной в [4, 5].

Если вершины выступов, находящиеся в контакте с гладкой цилиндрической поверхностью, расположены на  $N$  уровнях (см. рис.), то представим среднее расчетное давление в контакте сопрягаемых цилиндрических поверхностей как

$$q = \sum_{i=1}^N q_i / A_a = \sum_{i=1}^N q_i / (\pi \cdot d \cdot l), \quad (4)$$

где  $l$  – длина сопряжения.

В случаях, когда вал выступает за торцы втулки, распределение давления по длине сопряжения становится неравномерным, возрастая с приближением к торцам соединения. Будем учитывать неравномерность с помощью безразмерного коэффициента  $\chi$ , который определяется по графиче-



кам в зависимости от соотношений  $\frac{d_1}{d}$  и  $\frac{l}{d}$  [2]. Учитывая (1)-(4), получим:

$$\Delta_{РАСЧ.} - 2W_0 = K_{СП.} \cdot \frac{d \cdot C}{A_a} \sum_{i=1}^N q_i, \text{ где } C = \chi \frac{1}{E_1} \left[ \frac{1+(d_1/d)^2}{1-(d_1/d)^2} - \mu_1 \right] + \frac{1}{E_2} \left[ \frac{1+(d/d_2)^2}{1-(d/d_2)^2} + \mu_2 \right],$$

откуда рассчитывается натяг  $\Delta_{РАСЧ.} = K_{СП.} \cdot \frac{d \cdot C}{A_a} \sum_{i=1}^N q_i + 2W_0$ , который принимается за минимальный.

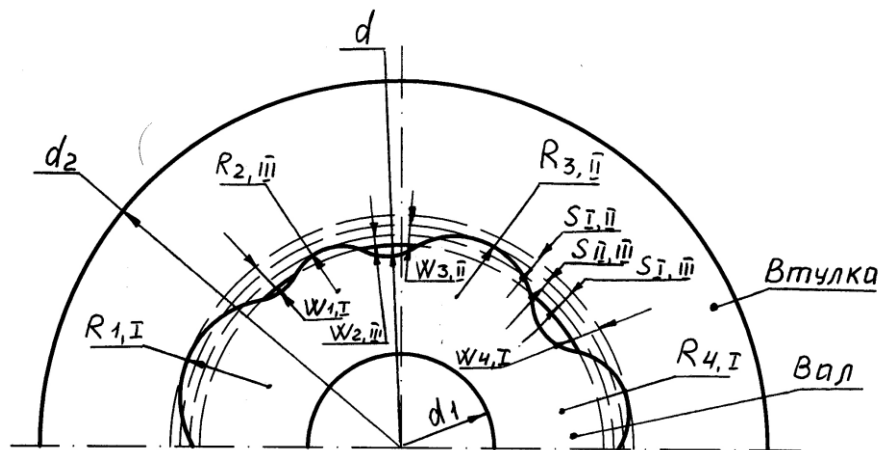


Схема контакта вала со втулкой при наличии шероховатости

## Выводы

Изложенное решение позволяет с помощью метода последовательных приближений, зная кривизну вершин выступов и плотности их распределения на каждом уровне, а также физико-механические свойства материала, определить расчетный натяг деталей, собранных с натягом.

Полученное решение можно распространить и на случаи контактного взаимодействия двух шероховатых цилиндрических поверхностей.

## Библиографический список

1. Дрозд, М.С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М.С. Дрозд, М.М. Матлин, Ю.И. Сидякин. М. : Машиностроение, 1986. 220 с.
2. Матлин, М.М. Исследование трения в соединениях с натягом: автореф. дис. канд. наук. Калинин, 1981.
3. Миронов, В.А. Расчет сил трения сопряженных деталей в соединениях с натягом / В.А. Миронов, А.А. Ланков, Г.И. Рогозин. Тверь : ТГТУ, 2004.
4. Демкин, Н.Б. Контакт шероховатых волнистых поверхностей с учетом взаимного влияния микронеровностей / Н.Б. Демкин, С.В. Удалов, В.М. Алексеев, В.В. Измайлов, А.Н. Болотов // Трение и износ. 2008. № 3. С. 231-238.
5. Алексеев, В.М. Оценка эффекта взаимного влияния поверхностных неровностей на контакте сферы с шероховатым упругим полупространством / В.М. Алексеев, С.В. Удалов // Вестник Тверского государственного технического университета. 2006. № 9. С. 6-11.

УДК 532.6:546.22

Н.Ю. Сдобняков, В.М. Самсонов, Д.А. Кульпин, А.Н. Базулев  
Тверской государственной университет**ПРИМЕНЕНИЕ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ ВОЗМУЩЕНИЙ  
К РАСЧЕТУ УДЕЛЬНОЙ ИЗБЫТОЧНОЙ СВОБОДНОЙ ЭНЕРГИИ  
И ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ ЛИНЗЫ ЖИДКОСТИ  
НА ТВЕРДОМ СФЕРИЧЕСКОМ ЯДРЕ**

В настоящее время развитие нанотехнологии делает особо актуальным исследование условий смачивания искривленных поверхностей, а также процессов гетерогенного образования новой фазы на таких поверхностях. В связи с перспективами получения наноконпозиционных материалов особый интерес представляет проблема устойчивости пленки жидкости на малых, в том числе наноразмерных, твердых носителях.

К сожалению, детальный термодинамический анализ такого рода систем еще не проводился. Впервые выражение для работы нуклеации сплошной пленки жидкости на твердом сферическом ядре было получено Л. Крастановым [1]. Равновесие линзы жидкости со сферическим мениском на твердом ядре было проанализировано Н. Флетчером [2]. Однако в рассматриваемых работах какие-либо поправки на высокую кривизну твердой частицы или малости толщины пленки не рассматривались.

Пленка жидкости на твердой поверхности обычно рассматривается на основе развитой Б.В. Дерягиным концепции расклинивающего давления [3]. Однако понятие расклинивающего давления было предложено только для плоских и квазиплоских смачивающих слоев. Попытки его распространения на искривленные пленки [4] относятся только к носителям со сравнительно малой кривизной поверхности.

Термодинамика пленок, не обволакивающих твердое ядро полностью, и линз жидкости с малой смоченной площадью исследована 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 [5]. Кроме того, в обзоре В.Г. Бабака [6] 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. В последние годы к линейному натяжению и его роли в процессах смачивания также проявляется большой

интерес [7]. Ролью линейного натяжения в краевых условиях смачивания занимались также Д.В. Татьяненко и А.К. Щекин [8]. Однако во всех отмеченных выше работах речь идет о малых, но макроскопических каплях. 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 термодинамической теории возмущений [9].

В рамках данной работы впервые проведены сравнительные расчеты избыточной свободной энергии сплошных пленок, полностью обволакивающих твердые частицы сферической формы, и островковых пленок (линз), смачивающих лишь часть поверхности твердого носителя. В ближайшей перспективе для линейного натяжения можно будет получить размерные зависимости от толщины смачивающего слоя и радиуса твердой частицы.

Ранее для системы, представляющей собой фазу 1 («твердая частица»), находящуюся внутри сферы радиуса  $R_1$ , и фазу 2 («жидкая линза»), располагающуюся между сферой радиуса  $R_1$  и концентричной с ней сферой радиуса  $R_2$ , для оценки удельной избыточной свободной энергии линзы жидкости  $\omega^*$  было получено соотношение [10]

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

где первое слагаемое числителя описывает избыточную свободную энергию капли радиуса  $R_2$ ; второе слагаемое описывает потенциальную энергию слоя, заключенного между радиусами  $R_1$  и  $R_2$ ; третье слагаемое представляет собой потенциальную энергию взаимодействия твердой частицы с окружением в виде слоя конечной толщины.

На основании этих результатов можно перейти к рассмотрению более сложной системы как с геометрической точки зрения, так и с точки зрения физической интерпретации: линзы жидкости на поверхности твердой сферической частицы или более простой, не менее интересной модельной системы – островковой пленки заданной толщины, но с конечной смоченной площадью, меньшей, чем площадь поверхности твердой частицы. Для рассмотрения последней необходимо ввести понятие доли телесного угла  $\eta$ , занимаемой сплошной пленкой. При этом соотношение для нахождения удельной избыточной свободной энергии слоя  $\omega^*$  не изменится, однако методику вычисления отдельных слагаемых (в том числе граничные условия) необходимо скорректировать.

Кроме того, для решения поставленной задачи может быть выбрано два пути: случай равного объема, когда объем сплошной пленки соответствует объему линзы жидкости, и случай равной толщины. Последний случай может быть интересен, если мы хотим только проанализировать изменение избыточной свободной энергии системы как функцию толщины пленки. В связи с этим, на наш взгляд, исследование первого случая представляет больший интерес.

При проведении сравнительных расчетов удельной избыточной свободной энергии для систем «твердая сферическая частица алюминия – жидкая линза декана» и «твердая сферическая частица алюминия – жидкая пленка декана» необходимо получить соотношение между толщиной жидкой фазы в первом и во втором случаях. Как уже отмечалось выше, мы исходим из того, что объем жидкой фазы не меняется, т.е.  $V_{layer}^{film} = V_{layer}^{lens}$ , где объем пленки  $V_{layer}^{film}$  равен  $V_{layer}^{film} = 4\pi/3(R_2^3 - R_1^3)$ , а объем линзы  $V_{layer}^{lens} = \eta 4\pi/3(R_2'^3 - R_1^3)$ . Несложно показать, что для расчета толщины линзы имеет место соотношение:

$$h' = R_2' - R_1 = \sqrt[3]{\frac{R_2^3 - (1-\eta)R_1^3}{\eta}} - R_1.$$

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  $\eta$ , так и вклад в энергию взаимодействия  $U_{13}^{(II)}$  за счет отсутствия сплошного слоя жидкости.

На рис. 1, 2 представлены сравнительные расчеты размерных зависимостей удельной избыточной свободной энергии сплошной пленки и линзы жидкости (с учетом и без учета боковой поверхности линзы жидкости  $\Delta S$ ) при различных значениях радиуса твердого ядра и степени «обволакивания» (доли телесного угла) линзой жидкости твердого ядра  $\eta$ . Выражение для боковой поверхности линзы жидкости  $\Delta S$  может быть получено из геометрических соображений как разница между площадями поверхности сферического сектора, отвечающего радиусам  $R_2$  и  $R_1$ :

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

Отметим, что при увеличении радиуса твердого ядра, а также уменьшении степени «обволакивания» линзой жидкости при малых приведенных толщинах  $h/R_1$  наблюдается существенный разрыв между значениями удельной избыточной свободной энергии, отвечающей сплошной пленке и линзе жидкости. В наших расчетах потенциал взаимодействия твердой фа-

зы (алюминий) задавался в форме потенциала Шиффа [11], в то время как взаимодействие в пленке декана задавалось потенциалом Леннард-Джонса. Параметры для расчетов представлены в табл. 1.

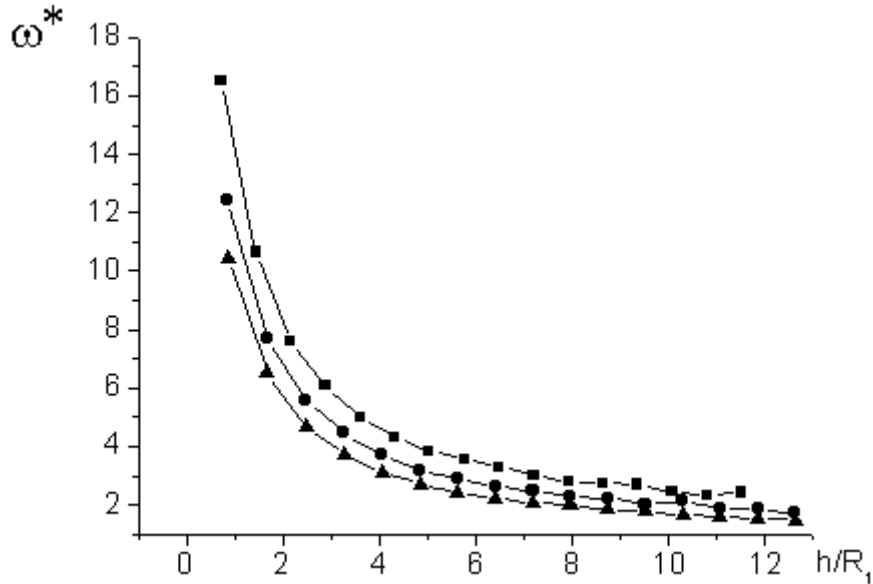


Рис. 1. Размерная зависимость удельной избыточной свободной энергии для системы «твердая сферическая частица алюминия – жидкая линза декана» при размерах твердой фазы  $R_1 = 4a$ , где  $a$  – эффективный диаметр алюминия,  $\eta = 0,8$ .

Точки на графиках соответствуют: ■ – случаю сплошной пленки;  
● – случаю, когда расчет производился без учета боковой поверхности линзы жидкости;  
▲ – случаю, когда была учтена боковая поверхность линзы жидкости, определяемая по формуле (2).

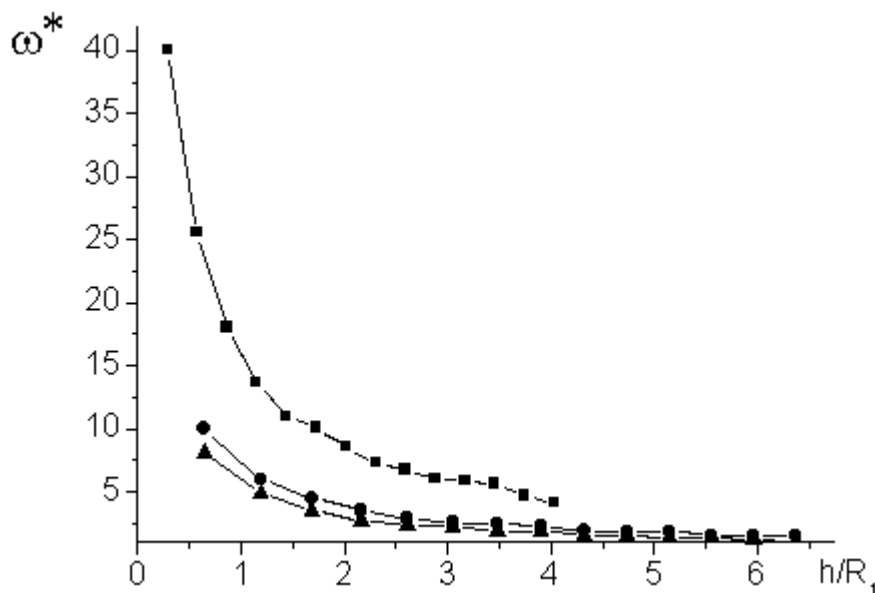


Рис. 2. То же при размерах твердой фазы  $R_1 = 10a$ ,  $\eta = 0,4$ .

Таблица 1. Параметры для расчета удельной свободной избыточной энергии и изотерм расклинивающего давления пленки декана на поверхности алюминия

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

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

$$\Psi^{film} = \Psi^{layer} + \Psi^L, \quad (3)$$

где  $\Psi^{layer}$  – избыточная свободная энергия, отвечающая сплошной пленке;  $\Psi^L = \kappa L$  – избыточная свободная энергия периметра смачивания  $L = 4\pi R_1 \sqrt{\eta(1-\eta)}$ ;  $\kappa$  – 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 (см. табл. 2). При этом удельная избыточная свободная линейная энергия периметра смачивания практически не меняется при больших значениях приведенной толщины пленки.

Таблица 2. Расчетные значения удельной избыточной свободной линейной энергии периметра смачивания (линейного натяжения) при различных значениях приведенной толщины линзы  $h/R_1$

Приведенная толщина	$\kappa, 10^{-10} \text{ Дж/м}(H)$ при $R_1 = 4a, \eta = 0,8$
$h/R_1 = 2$	-20,0
$h/R_1 = 4$	-22,5
$h/R_1 = 6$	-35,6
$h/R_1 = 8$	-36,7
$h/R_1 = 10$	-37,1

Возможность отрицательного знака удельной избыточной свободной линейной энергии периметра смачивания (линейного натяжения) допускается авторами этих работ по данной тематике. Причем полученные нами результаты согласуются по порядку величины с экспериментальными данными по линейному натяжению для ньютоновских черных пленок [5].

В заключение отметим, что, используя определение приведенного расклинивающего давления [12] для пленок на сферической частице  $\Phi(h) = \Pi(h) - 2\sigma/(R+h)$ , где  $\Pi(h)$  – расклинивающее давление в плоской пленке;  $\sigma$  – поверхностное натяжение пленки (при этом предполагалось,

что  $\sigma = const$ ), а также условие устойчивости для таких пленок  $\partial\Phi(h)/\partial h < 0$  можно будет исследовать устойчивость линзы жидкости, что позволит, 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 (грант № 07-03-00243-а).

### Библиографический список

1. Krastanov, L. / L. Krastanov // *Idojaras*. 1957. V. 61. № 5. P. 333.
2. Fletcher, N.H. *The physics of rainclouds*. / N.H. Fletcher Cambridge University Press, 1962. 386 p.
3. Дерягин, Б.В. Поверхностные силы / Б.В. Дерягин, Н.В. Чураев, В.М. Муллер. М. : Наука. 1985. 398 с.
4. Русанов, А.И. Равновесные тонкие жидкие пленки / А.И. Русанов // *Коллоидный журнал*. 2007. Т.69. №1. С. 43-54.
5. Шелудко, А. Коллоидная химия. / А. Шелудко. М. : Мир. 1984. 320 с.
6. Бабак, В.Г. Линейное натяжение в термодинамике тонких пленок. / В.Г. Бабак // *Успехи химии*. 1992. Т.61. №10. С. 1777-1804.
7. Rosso, R. Sign of line tension in liquid bridge stability / R. Rosso, E.G. Virga // *Physical Review E*. 2004. V.70. P. 031603-031615.
8. Татьянаенко, Д.В. Нуклеация на частично смачиваемых аэрозольных ядрах с отрицательным линейным натяжением / Д.В. Татьянаенко, А.К. Щекин // *Сборник ст. «Естественные и антропогенные аэрозоли» под ред. Л.С. Ивлева*. СПб. : Изд-во НИИ химии СПбГУ, 2000. С. 28-36.
9. 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. 119.
10. Сдобняков, Н.Ю. Применение термодинамической теории возмущений к расчету удельной избыточной свободной энергии и расклинивающего давления смачивающего слоя неполярной жидкости на искривленной границе раздела / Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, В.В. Зубков, А.Н. Базулев // *Труды первого Международного междисциплинарного симпозиума «Физика низкоразмерных систем»*. Ростов-на-Дону : Изд-во СКНЦ ВШ ЮФУ АПСН, 2008. С. 279-282.
11. Schiff, D. Computer experiments on liquid metals / D. Schiff // *Physical Review*. 1969. V. 186. No.1. P. 151-154.
12. 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.

УДК 532.6:546.22

Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, А.Н. Базулев,  
Т.Ю. Зыков, В.В. Зубков  
Тверской государственный университет

### ПРИМЕНЕНИЕ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ ВОЗМУЩЕНИЙ К РАСЧЕТУ УДЕЛЬНОЙ ИЗБЫТОЧНОЙ СВОБОДНОЙ ЭНЕРГИИ И РАСКЛИНИВАЮЩЕГО ДАВЛЕНИЯ В СМАЧИВАЮЩЕМ СЛОЕ НЕПОЛЯРНОЙ ЖИДКОСТИ С ВЫПУКЛОЙ ГРАНИЦЕЙ РАЗДЕЛА

В наших предыдущих работах [1, 2] в качестве примера применения 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). Значительно менее исследован более общий случай, когда по обе стороны от искривленной разделяющей поверхности находятся конденсированные фазы. Моделью для изучения многих наносистем может служить твердый шар с жидким слоем на нем, погруженный в бесконечную газовую среду. Такие системы встречаются при рассмотрении гетерогенной конденсации на малых ядрах, когда наиболее вероятен механизм равномерного обволакивания ядра жидким слоем, при исследовании эмульсий, в которых капли дисперсной фазы покрыты слоем поверхностно активного 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»), которая располагается между сферой радиуса  $R_1$  и концентричной с ней сферой радиуса  $R_2$ . Для оценки удельной избыточной свободной энергии слоя  $\omega^*$  воспользуемся приведением

$$\omega^* = \frac{-\frac{1}{2}(U_{13}^{(II)} + U_{23}^{(II)}) - \frac{1}{2}U_{12}^{(II)}(R_1, h) + U_{12}^{(SI)}(R_1, h)}{4\pi R_2^2 \sigma_1^\infty}, \quad (1)$$

где первое слагаемое числителя описывает избыточную свободную энергию капли радиуса  $R_2$ ; второе слагаемое описывает потенциальную энергию слоя, заключенного между радиусами  $R_1$  и  $R_2$ ; третье слагаемое представляет собой потенциальную энергию взаимодействия твердой частицы с окружением в виде слоя конечной толщины.



На основе полученных зависимостей удельной свободной избыточной энергии смачивающей пленки нетрудно найти расклинивающее давление в ней

$$\Pi(h) = -\frac{\partial \omega}{\partial h}. \quad (2)$$

В работе [4] 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  $\Pi(h)$  должно отвечать нестабильное состояние пленки. Напротив,  $\Pi(h) > 0$  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  $\Pi(h)$  от нуля имеет место при  $h/\sigma \leq 5$ , что должно отвечать 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 [5] для пленок на выпуклых поверхностях – сферической частице или цилиндрической нити радиуса  $R$  – было введено понятие приведенного расклинивающего давления

$$\Phi(h) = \Pi(h) - \frac{m\sigma}{R+h}, \quad (3)$$

где  $m$  – параметр формы ( $m=1$  для пленки на цилиндре,  $m=2$  для пленки на сфере);  $\sigma$  – поверхностное натяжение пленки, при этом в работе [5] 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

$$\frac{\partial \Phi(h)}{\partial h} < 0 \quad \text{или} \quad \frac{\partial \Pi(h)}{\partial h} < -\frac{m\sigma}{(R+h)^2}. \quad (4)$$

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 на плоских.

А.И. Русановым [6] 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 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 табл. 1.

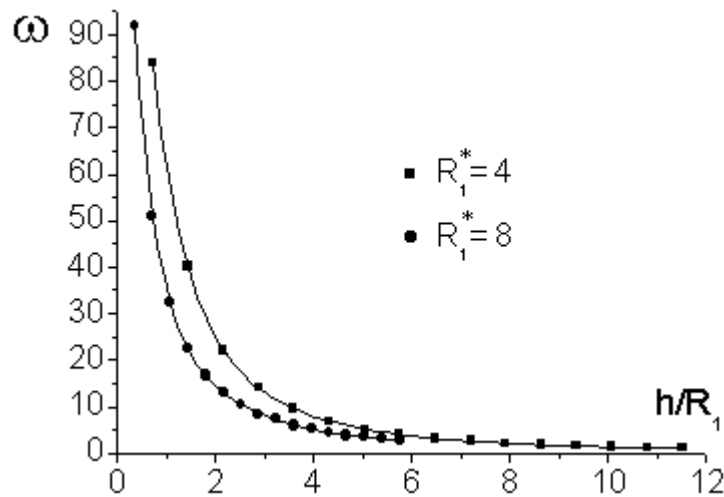


Рис. 1. Размерные зависимости удельной свободной избыточной энергии для системы «твердая сферическая частица алюминия – жидкая пленка декана» при размерах твердой фазы  $R_1 = 4a$  и  $R_1 = 8a$ , где  $a$  – эффективный диаметр алюминия

Таблица 1. Параметры для расчета удельной свободной избыточной энергии и изотерм расклинивающего давления пленки декана на поверхности алюминия

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

В наших расчетах потенциал взаимодействия твердой фазы (алюминий) задавался в форме потенциала Шиффа [7], в то время как взаимодействие в пленке декана задавалось потенциалом Леннард-Джонса с параметрами, определяемыми следующим образом. Имеющиеся табличные значения параметров [8], найденные по экспериментальным данным о вязкости и сжимаемости газов, не отвечают термодинамическим свойствам конденсированных сред. Поэтому эффективные значения энергетического параметра потенциала Леннард-Джонса рассчитывались с использованием полуэмпирической формулы [8]  $\varepsilon/k = 0,77T_c$ , связывающей этот параметр с критической температурой  $T_c$  ( $k$  – постоянная Больцмана). Корреляция между линейным параметром  $a$  и критической плотностью  $\rho_c$  имеет

вид [8]  $b_0 \equiv 4(\pi a^3 / 6) = 0.75(M / N_A \rho_c)$ , где  $M$  – масса моля;  $N_A$  – число Авогадро. В данной работе, однако, мы использовали более корректный подход к определению эффективного диаметра молекул несферической формы. Он основан на применении предложенного Китайгородским [9] метода построения «твердых» моделей молекул, а также на использовании фактора асферичности молекул  $f$ , рассмотренного в [10]. В молекулах нормальных углеводородов атомы располагаются зигзагообразной цепью. Сечение цепи, перпендикулярное ее оси, по форме близко к окружности диаметром  $b = 5,2 \text{ \AA}$ , поэтому форму молекул углеводородов с общей формулой  $C_n H_{2n+2}$  для  $n > 2$  можно аппроксимировать вытянутыми сфероцилиндрами. Отношение  $\xi = b/l$  для разных членов ряда нормальных углеводородов может быть выражено соотношением  $\xi = 4.06/(n-1)$ , где  $\xi$  – эмпирическая константа, описывающая сплюснутость сфероцилиндра, являющаяся аналогом эксцентриситета для эллипсоида;  $l$  – полная длина сфероцилиндра. Фактор асферичности  $f$  вытянутых сфероцилиндров связан с параметром формы  $\xi$  соотношением

$$f = 1 + \left( \frac{8}{3} \xi^2 + 4\xi \right)^{-1}.$$

По определению, фактор асферичности равен отношению эффективного объема молекулы  $v = \pi a^3 / 6$ , отвечающего сферической форме, к собственному объему молекулы  $v_0$ , найденному с учетом ее реальной геометрии. Таким образом, для эффективного диаметра молекулы имеем  $a = (6fv_0 / \pi)^{1/3}$ . Значения длин связей и ван-дер-ваальсовых радиусов атомов, необходимые для нахождения  $v_0$ , были взяты из справочника. Для  $n$ -алканов, в том числе для декана, объем молекулы можно рассчитать по формуле  $v_0 = \pi D^2 (l-b) / 4 + 4\pi (b/2)^3 / 3$  для объема сфероцилиндра.

Еще более сложной является проблема адекватного учета потенциальной энергии пленки в поле сил твердой подложки из алюминия, поскольку металлические системы не описываются моделями с парными взаимодействиями. Однако ТТВ позволяет использовать эффективные парные потенциалы, в том числе потенциалы Шиффа [7], предложенные для массивной металлической фазы.

Очевидно, что при  $R_2 - R_1 \gg R_1$  и при условии, что поверхностными размерными эффектами можно пренебречь, для удельной избыточной свободной энергии слоя можно записать

$$\omega^* = \frac{\Psi}{4\pi R_2^* \sigma_l^\infty} = 1 + \frac{\sigma_{sl}^\infty}{\sigma_l^\infty} \left( \frac{R_1}{R_2} \right)^2 \sim 1. \quad (5)$$

Полученные нами зависимости (см. рис. 1) в целом согласуются с условием (5). При этом при известном макроскопическом значении поверхностного натяжения жидкой фазы  $\sigma_l^\infty$  возможно оценить межфазную поверхностную энергию  $\sigma_{sl}^\infty$ . 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.

На рис. 2 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 [11].

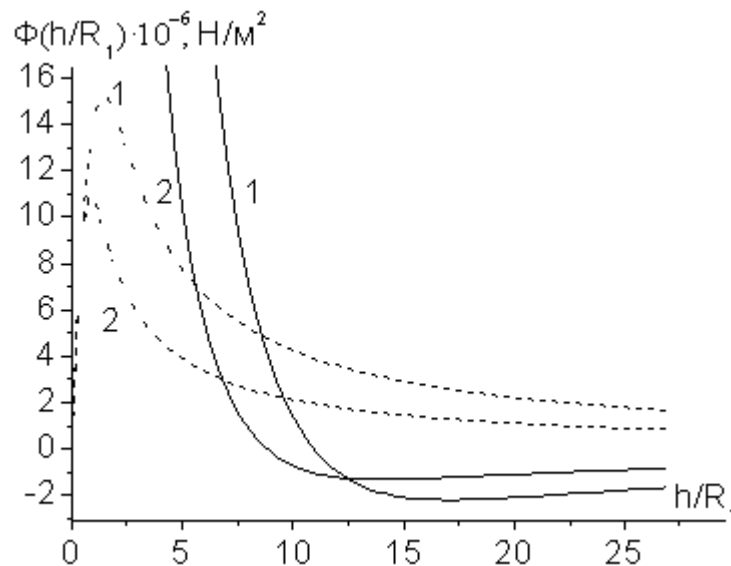


Рис. 2. Приведенные изотермы расклинивающего давления пленки декана на поверхности алюминия при радиусах сферической частицы  $R_1 = 4a$  и  $R_1 = 8a$ .

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

Кроме того, наши результаты могут быть качественно сравнены с экспериментальными данными для системы «органическая пленка – металл», приведенными в работах [12, 13] (см. рис. 4). Заметим, что в работе [11] была получена изотерма расклинивающего давления в слое бензола на плоской поверхности ртути (см. рис. 3). При этом изотерма расклинивающего давления на основе квазитермодинамического рассмотрения в работе [4] для случая  $\varepsilon_l/\varepsilon_s < 0,1$  имеет подобный вид. 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» экспериментально могут наблюдаться два вида изотерм расклинивающего давления (см. рис. 3, 4).

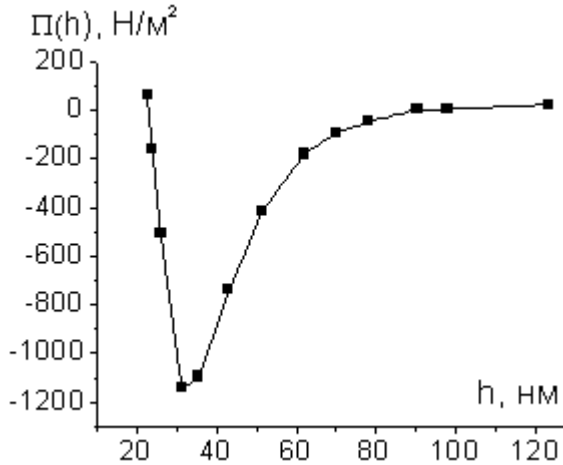


Рис. 3. Изотерма расклинивающего давления в слое бензола на сферической поверхности ртути по данным работы [11]

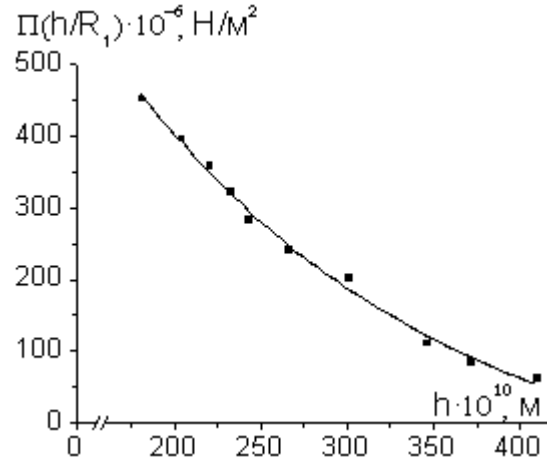


Рис. 4. Изотерма расклинивающего давления  $\Pi(h)$  пленок тетрадекана на полированной поверхности стали, полученная при приближении к равновесной пленке путем ее утолщения при температуре 296 K [12-13]

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. 5, 6; параметры для расчетов представлены в табл. 2.

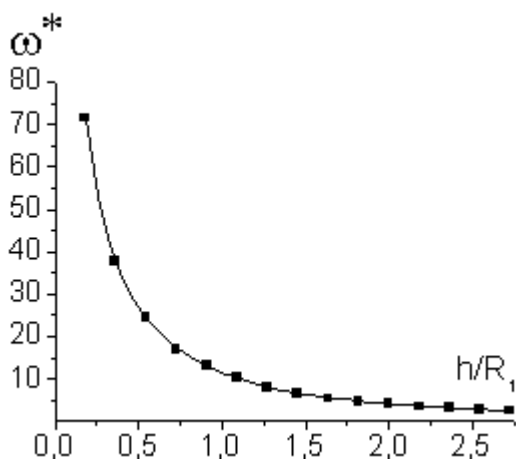


Рис. 5. Удельная избыточная свободная энергия пленки бензола на сферической поверхности ртути при  $R_1 = 10a$

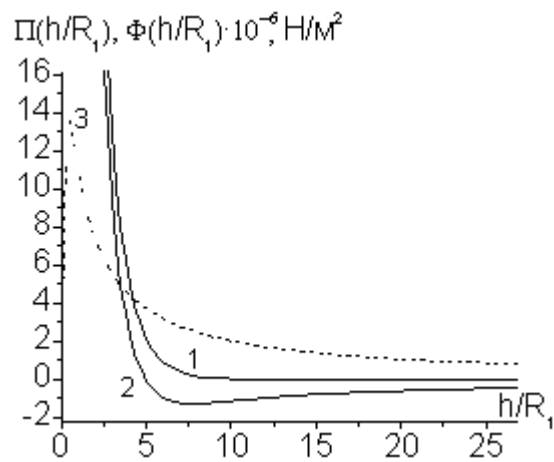


Рис. 6. Изотермы расклинивающего давления пленки бензола на сферической поверхности ртути: кривая 1 –  $\Pi(h/R_1)$ ; 2 –  $\Phi(h/R_1)$ ; 3 –  $2\sigma(h)/(R_1 + h)$

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 [14]	6,07 [14]	875,9	296	0,99	1,49
$Hg$	2,90 [14]	11,74 [14]	13538,8	296	0,99	2,87

Полученные результаты представляются вполне адекватными по крайней мере на качественном уровне, т.е. с точки зрения как качественного различия свойств и поведения сферических пленок на низко- и высоко-энергетических 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  $\sigma$ ; 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 [5, 6], 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 расчет расклинивающего давления. 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, можно оценить границы 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 нашей методики расчета.

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  $\varepsilon_{sl}$  и  $a_{sl}$  мы использовали правило смещения Лоренца-Бертло:  $\varepsilon_{sl} = \sqrt{\varepsilon_s \varepsilon_l}$ ,  $a_{sl} = (a_s + a_l)/2$ . В заключение отметим, что в обзорах [5, 6] представлены только теоретические результаты, которые не сопоставляются и не апробированы экспериментальными данными и носят скорее фундаментальный характер. Кроме того, А.И. Русановым [6] 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 (грант № 07-03-00243-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. Квазитермодинамический подход к проблеме стабильности смачивающих слоев / В.М. Самсонов, В.В. Зубков // *Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования*. 2007. №5 . С. 103-108.
5. 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.
6. Русанов, А.И. Равновесные тонкие жидкие пленки / А.И. Русанов // *Коллоидный журнал*. 2007. Т. 69. № 1. С. 43-54.
7. Schiff, D. Computer experiments on liquid metals / D. Schiff // *Phys. Rev.* 1969. V. 186. No.1. P. 151-154.
8. Бретшнайдер, С. Свойства газов и жидкостей / С. Бретшнайдер. М. : Химия. 1966.
9. Китайгородский, А.И. Молекулярные кристаллы / А.И. Китайгородский. М. : Наука. 1971.
10. Isihara, A. Determination of Molecular Shape by Osmotic Measurement / A. Isihara // *J. Chem. Phys.* 1950. V. 18. № 4. P. 1446.
11. Шелудко, А. Коллоидная химия / А. Шелудко. М. : Мир. 1984. 320 с.
12. 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.
13. 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.
14. Гильшфельдер, Д. Молекулярная теория газов и жидкостей / Д. Гильшфельдер, Ч. Кертисс, Р. Берд. М. : Изд-во иностранной литературы. 1961. 929 с.

УДК 669.056.9:621

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

## ИНТЕГРАЛЬНАЯ ОЦЕНКА СВОЙСТВ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ВЫСОКОПРОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ

В основу рассматриваемой структурной модели поверхностной повреждаемости положен принцип гетерогенного зарождения микротрещин на технологических макровключениях структуры с учетом физико-механического состояния окрестных транс- и интеркристаллитных объемов. При этом предполагается ведущая роль макродефектов в поверхности как концентраторов локальных напряжений с учетом их геометрических характеристик.

Для интегральной оценки свойств трещиностойкости термодиффузионных высокопрочных покрытий предполагается структурный параметр – модуль  $U$ , являющийся их материальной характеристикой и позволяющий прогнозировать триботехническую работоспособность для действующих контактных давлений и скоростей скольжения, нормированных к единице. С одной стороны, параметр  $U$  отражает энергетический порог разрушения (энергоемкость материала покрытия), а с другой – способность материала к поглощению энергии (свойство энергвосприимчивости). Константа  $U$  включает следующий комплекс свойств материала, влияющих на изнашивание:

- физико-механические характеристики материала, в качестве которых принимался модуль упругости, а также внутренние концентрационные микронапряжения;
- технологическая структура – характеристики макродефектности;
- свойства фрикционности – динамический коэффициент трения.

Выражения для модуля  $U$  в силовой интерпретации определяли с учетом нормированных (обозначение звездочкой) разрушающих напряжений  $\sigma_s^*$

$$U = \frac{\sigma_s^*}{\sigma_s^*}. \quad (1)$$

В качестве одного из основных допущений принимали, что составляющая  $\sigma_s^*$  для рассматриваемого класса покрытий описывает только начальную стадию повреждаемости, связанную с созданием пороговых концентрационных условий для возникновения микротрещин при циклическом внешнем воздействии. По этой причине справедливо условие  $\sigma_s^* = F_\sigma(\sigma_B; \sigma_{BH})$ . Прочность кристаллита  $\sigma_B$  при идеальном его строении



можно оценивать в классическом количественном физическом приближении как

$$\sigma_g = \left( \frac{2F_s \cdot E}{a} \right)^{0,5} \quad (2)$$

с учетом значения удельной поверхностной энергии  $F_s$ .

Таким образом, с учетом выражений (1) и (2) интегральный параметр  $U$  можно интерпретировать для высокопрочного материала в общем виде следующей зависимостью

$$U = \sigma_g^* \cdot \frac{a^{0,5}}{F_\sigma(\sigma_{gn}) \cdot (2F_s^* \cdot E)^{0,5}} \quad (3)$$

Зависимость (3), не учитывающая воздействие внешней среды, дает возможность рассматривать вводимый  $U$ -критерий как материальное свойство высокотвердых покрытий с уточнением его фрикционной совместимости с материалом контртела и таким образом оценивать триботехническую работоспособность на основании модельного расчета или несложного физического эксперимента. Выражение (3) можно корректно применять когда материал покрытия можно считать идеально упругим, то есть в случае  $F_s = Eb/20$ . Для повышения точности оценок работоспособности предлагается учитывать также топографию распространения трещин при трении и характерное для квазихрупкого разрушения свойство микропластичности в околодефектных объемах, предопределяемое дислокационными взаимодействиями.

Транскристаллический тип повреждаемости междефектной зоны реализуется в том случае, если кристалл имеет прочные большеугловые границы, а концентрационные макроструктурные дефекты находятся в основном в объемах зерен.

Фактор микропластической деформации при квазихрупком транскристаллическом разрушении предлагается учитывать в выражении (3) путем увеличения уровня свободной энергии на некоторую величину  $F_s^{\text{деф}}$ , характеризующую степень дислокационного упрочнения материала в направлении развития трещины. Параметр  $F_s^{\text{деф}}$  можно отождествлять с энергией, необходимой для образования нормированной поверхности трещины в условиях перехода механизма ее удлинения от нормального к сдвиговому на стадиях неравноускоренного продвижения.

Для нахождения приведенной для случая квазихрупкого кристаллита свободной энергии  $F_s = F_s + F_s^{\text{деф}}$  в выражении (4) для потенциальной энергии околодефектных объемов

$$\Delta W_{\text{деф}} = \frac{\pi \cdot \sigma_i^2 \cdot R^{*2} \cdot b}{E}, \quad (4)$$

где  $\sigma_i$  – текущая силовая характеристика моментного состояния процессорной зоны в ее динамическом развитии к малой трещине.

Вводим два уточнения. Одно из них касается изменения соотношения механизмов отрыва и сдвига при старте концентрационной микротрещины за счет параметра приведения  $S_r$ . Учет известного выражения для соотношения модулей  $E/G = 2(1 + \mu)$  позволил установить для параметра  $S_r$  следующую зависимость

$$\frac{E}{G} = \frac{4(\mu^3 - \mu^2 - \mu + 1)}{2\mu^2 - 4\mu + 5} \cdot S_r. \quad (5)$$

Второе уточнение связано с переходом в случае квазихрупкого разрушения от плосконапряженного состояния к плосконапряженной деформации и отражается для  $S_r$  выражением  $(1 - \mu^2/2)$ . Окончательный результат для приведенной свободной энергии  $F_s^*$  получим с учетом уточнения по соотношению модулей  $E/G$

$$F_s^* = \frac{\pi \cdot (1 - \mu^2) \cdot d^2 \cdot S_r}{2 \cdot E \cdot b} \cdot \tau_{эфф}. \quad (6)$$

В выражении (6) эффективное касательное напряжение  $\tau_{эфф}$  учитывает сопротивление структуры междефектных объемов сдвиговой микродеформации в активационных зонах  $\tau_{сопр}$ , то есть  $\tau_{эфф} = \tau - \tau_{сопр}$ . В достаточно корректном приближении для квазихрупкого разрушения можно принимать соотношение  $\tau = \sigma_B/2$ . Анализ собственных и литературных исследований по взаимообусловленности размеров критических микротрещин и плотности дислокаций позволил установить зависимость между параметром  $\tau_{сопр}$  и плотностью дислокаций  $\rho$

$$\tau_{сопр} \approx 0,5G \cdot b \cdot \rho^{0,5}. \quad (7)$$

Для того чтобы параметр  $\tau_{эфф}$  сохранял постоянное значение в кинетике распространения трещины, необходимая для ее движения энергия пластической деформации должна компенсироваться освобождающейся упругой энергией. Вследствие этого энергетически предпочтительнее является непрямолинейная траектория трещины преимущественно через междефектные зоны с более высокой плотностью дислокаций.

Таким образом, при транскристаллическом квазихрупком разрушении междефектных микрогетерогенных структур, предусматривающем проявление в концентрационных зонах эффектов микропластичности, для параметра  $U$  следует использовать следующее выражение для удельной свободной энергии:

$$F_s^* = \frac{\pi \cdot (1 - \mu^2) \cdot d^2 \cdot S_r}{4E \cdot b} \cdot (\sigma_e - G \cdot b \cdot \rho^{0,5}). \quad (8)$$

Распределение эффективных напряжений  $\sigma_s^*$  по глубине предполагается описать квадратичным уравнением относительно коэффициента трения  $f_{тр}$ , в котором свободный член и коэффициенты при  $f_{тр}$  учитывают соотношение напряжений  $\sigma$  и  $\tau$  в различных объемах активной зоны материала через коэффициент Пуассона

$$\sigma_s^* = f_{mp}^2 + \frac{K_\mu \cdot f_{mp}}{2,6} + \frac{1-2\mu}{K_\mu}. \quad (9)$$

С учетом полученных зависимостей для  $\sigma_{вн}$  и  $\sigma_s^*$  окончательно для интегрального триботехнического параметра – критерия качества  $U$  – можно записать уравнение

$$U = \frac{(f_{mp}^2 + 1,54\mu \cdot f_{mp} + (1 - 2\mu/4\mu)) \cdot D^{0,5}}{1,4(F_s \cdot E)^{0,5} \cdot (10 - 0,3(D \cdot \gamma)^{0,5}) \cdot (1/R^{*n} + 1/d^n)} \quad (10)$$

Так как для рассматриваемого статического  $U$ -критерия повреждаемости допускается только хрупкое или квазихрупкое разрушение при полном отсутствии макропластической деформации, то во всем диапазоне изнашивания сохраняется один и тот же характер деформированного состояния и подвода энергии в активных слоях контактирующих тел. Это предполагает неизменность коэффициента Пуассона по глубине.

#### Библиографический список

1. Браун, Э.Д. Моделирование трения и изнашивания в машинах / Э.Д. Браун, Ю.А. Евдокимов, А.В. Чичинадзе. М. : Машиностроение. 1982. 190 с.
2. Тушинский, Л.И. Исследование структуры и физико-механических свойств покрытий / Л.И. Тушинский, А.В. Плохов. Новосибирск : Наука. 1986. 199 с.
3. Нотт, Д.Ф. Основы механики разрушения / Д.Ф. Нотт. М. : Металлургия. 1978. 256 с.
4. Работнов, Ю.Н. Введение в механику разрушения / Ю.Н. Работнов. М. : Наука. 1987. 80 с.

УДК 532.6:546.22

Д.Н. Соколов, Н.Ю. Сдобняков, П.В. Комаров  
Тверской государственный университет**МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПЛАВЛЕНИЯ И КРИСТАЛЛИЗАЦИИ  
НАНОКЛАСТЕРОВ ЗОЛОТА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ  
МНОГОЧАСТИЧНОГО ПОТЕНЦИАЛА ГУПТА**

В данной работе был исследован процесс плавления и кристаллизации наночастиц (НЧ) золота методом Монте-Карло (МК). Выбранная тема является актуальной, поскольку фазовые переходы: *твердое*  $\leftrightarrow$  *жидкое состояние* в случае наноразмерных систем являются малоизученными.

Для построения атомистической модели наночастицы диаметра  $D$  был использован следующий алгоритм: 1) строится гранецентрированная кубическая (ГЦК) решетка большого размера с длиной ребра элементарной ячейки 0,40782 нм и углом между ребрами  $90^\circ$ ; 2) выбираются координаты тех атомов, которые целиком принадлежат сфере диаметра  $D$ .

Такой алгоритм неизбежно приводит к появлению огранки наночастиц. Отметим, что реально наблюдаемые наночастицы золота также обладают огранкой [1]. Значение полной потенциальной энергии НЧ, содержащей  $A$  атомов металла, определяется посредством вычисления потенциала Гупта [2]:

$$U = \sum_{i=1}^A U_i, \quad U_i = \sum_{j=1, i \neq j}^A \mathcal{G} \exp\left(-P\left(\frac{r_{ij}}{D_{Au}} - 1\right)\right) - \sqrt{\sum_{j=1, i \neq j}^A \zeta^2 \exp\left(-2 \cdot Q\left(\frac{r_{ij}}{D_{Au}} - 1\right)\right)}, \quad (1)$$

где  $r_{ij} = \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2 + (z_i - z_j)^2}$  – расстояние между парой атомов с номерами  $i$  и  $j$ . Для атомов золота параметры потенциала имеют значения:  $\mathcal{G} = 0,2061$  (eV);  $P = 10,229$ ,  $\zeta = 1,79$  (eV);  $Q = 4,0360$ ;  $D_{Au} = 2,88$  (Å).

Для моделирования эволюции НЧ при изменении их температуры и диаметра была использована расчетная схема, применявшаяся нами ранее [3]. В большом каноническом ансамбле случайное смещение, выбранного случайным образом  $i$ -го атома золота из некоторого «старого» положения  $\mathbf{O}$  в «новое»  $\mathbf{N}$  определяется вероятностью перехода

$$\mathcal{P}(\mathbf{O} \rightarrow \mathbf{N}) = \min\{1, \exp(\Delta U / k_B T)\},$$

где  $\Delta U$  – разность полных энергий (1), соответствующих положениям  $\mathbf{O}$  и  $\mathbf{N}$ . Периодические граничные условия к ячейке моделирования не применялись, поскольку нас интересовало поведение только одной наночастицы, положение центра которой было фиксировано. Для каждого выбранного набора параметров расчета было выполнено как минимум 50000 МК - макрошагов расчетной схемы, отнесенных на каждый силовой центр, после того как система переходила в равновесное состояние. Переход в равновесное состояние определялся по стабилизации полной энергии системы (1).

Рассмотрим особенности поведения моделируемой системы вблизи фазового перехода *твердое тело – жидкость* в случае многочастичного потенциала сильной связи – потенциала Гупта. Для этого моделируемую систему плавно нагреваем до температуры существенно выше точки плавления и затем медленно охлаждаем с шагом  $\Delta T = 0,1kT$ . На рис. 1 представлены температурные зависимости внутренней энергии нанокластеров, состоящих из 55 и 177 атомов, полученные в циклах нагревания и охлаждения. Как видно из рис. 1, при определенной температуре происходит скачок (излом) внутренней энергии, соответствующий фазовому переходу *твердое тело → жидкость*. Для кластера, состоящего из 55 атомов, температура плавления составляет порядка  $2,1kT$ , а для кластера из 177 атомов –  $3,4kT$ , что хорошо согласуется с результатами работы [4]. Видно, что при охлаждении нанокластеров температура, при которой происходит скачок внутренней энергии, несколько ниже, чем соответствующая температура, полученная в процессе нагревания нанокластера. Этот результат также согласуется с данными из работы [5].

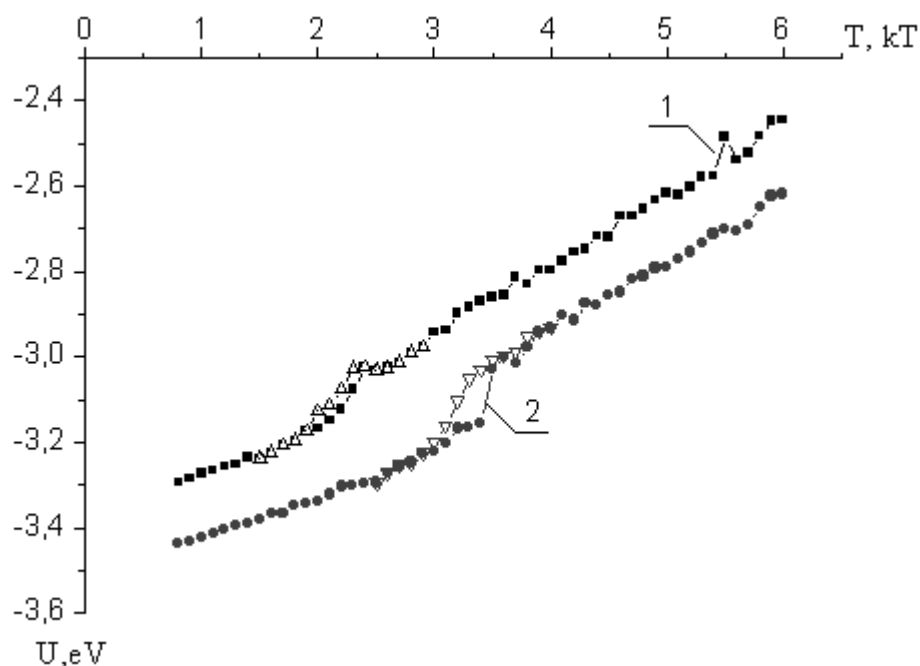


Рис. 1. Температурные зависимости внутренней энергии кластеров, состоящих из 55 атомов (черные кривые 1) и 177 атомов (серые кривые 2), в процессе нагревания (сплошные точки) и охлаждения (полые точки)

Кроме того, в рамках МК - эксперимента нами были также получены радиальные функции распределения для нанокластера золота, состоящего из 55 атомов с ГЦК структурой, при различных температурах (см. рис. 2–4). Видно, что при увеличении температуры максимумы радиальной функции становятся менее выраженными. В дальнейшем полученные результаты мо-

гут быть использованы при нахождении удельной избыточной свободной энергии нанокластера золота.

В данной работе исследования ограничивались фазовыми превращениями в свободных наночастицах, т.е. частицах, не находящихся в той или иной конденсированной среде (матрице). Очевидно, в частицах, входящих в состав наноматериалов, должны наблюдаться как аналогичные закономерности, так и специфические особенности фазовых переходов, рассмотрение которых выходит за рамки данной работы.

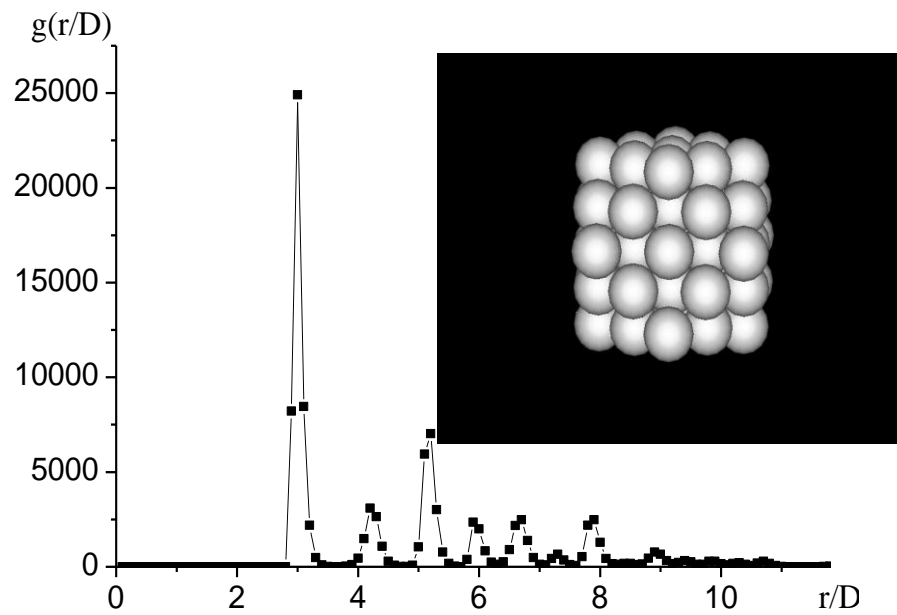


Рис. 2. Радиальная функция распределения кластера золота при температуре  $1,3kT$

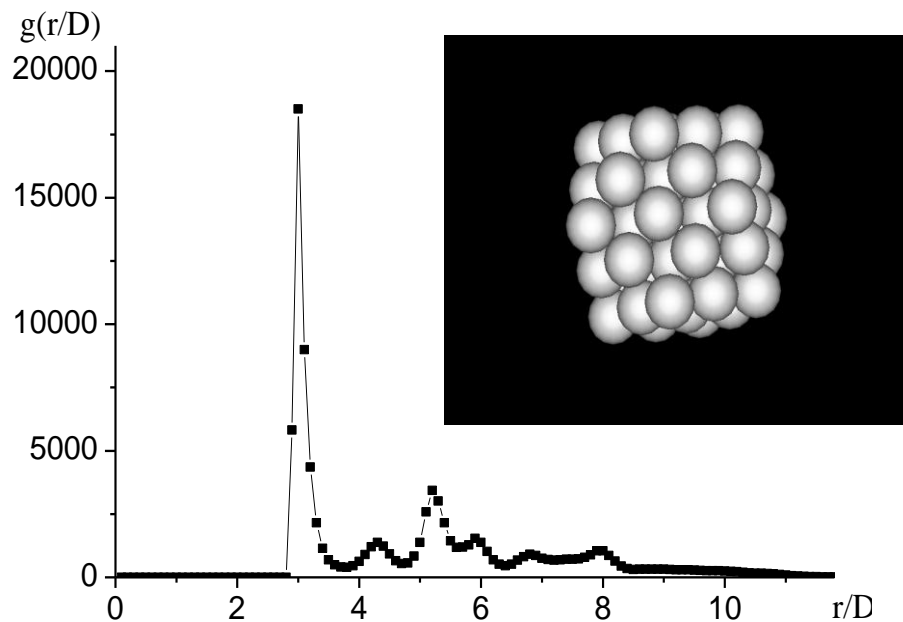


Рис. 3. Радиальная функция распределения кластера золота при температуре  $2,0kT$

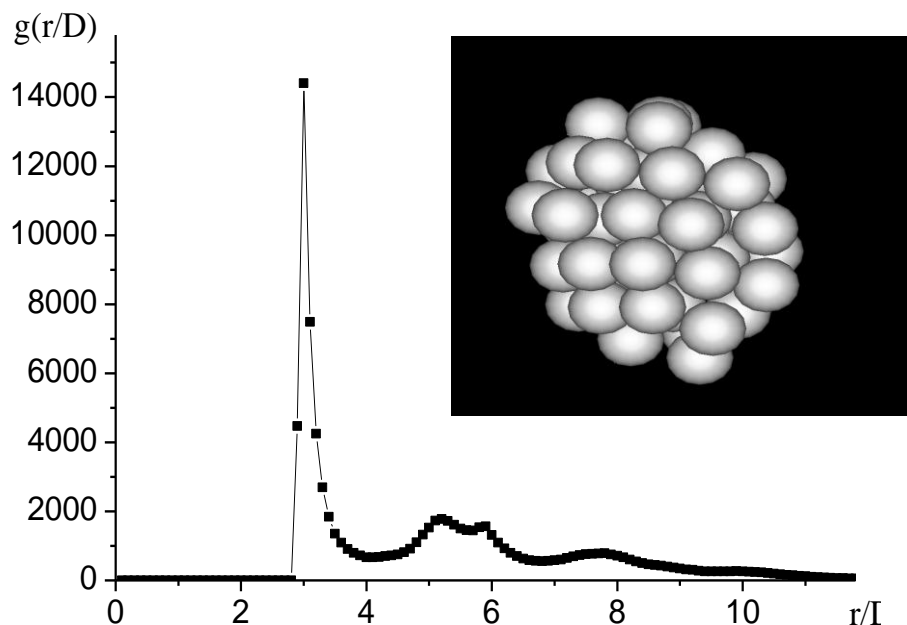


Рис. 4. Радиальная функция распределения кластера золота при температуре  $2,2kT$

Работа выполнена при поддержке РФФИ (грант № 07-03-00243-а).

#### Библиографический список

1. Wang, Y. Melting and equilibrium shape of icosahedral gold nanoparticles / Y. Wang, S. Teitel, C. Dellago // Chem. Phys. Lett. 2004. V. 394. № 4-6. P. 257-261.
2. Wilson, N.T. A theoretical study of atom ordering in copper-gold nanoalloy clusters / N.T. Wilson, R.L. Johnson // J. Mater. Chem. 2002. V. 12. P. 2913-2922.
3. Жеренкова, Л.В. Моделирование процесса металлизации фрагмента молекулы дезорибонуклеиновой кислоты наночастицами золота / Л.В. Жеренкова, П.В. Комаров, П.Г. Халатур // Коллоидный журнал. 2007. Т. 69. № 6. С. 753-765.
4. Yu, X. Kinetics of nonequilibrium shape change in gold clusters / X. Yu, P.M. Duxbury // Phys. Rev. B. 1995. V. 52. № 3. P. 2102-2106.
5. Самсонов, В.М. Молекулярно-динамическое исследование плавления и кристаллизации наночастиц / В.М. Самсонов, С.С. Харечкин, С.Л. Гафнер, Л.В. Редель, Ю.А. Гафнер // Кристаллография. 2009. (В печати).

УДК 532.632

Е.Ф. Новиков, А.Р. Новоселов, Д.Н. Чернов  
Тверской государственный университет

## ВЛИЯНИЕ ЛИНЕЙНОГО НАТЯЖЕНИЯ НА ВОЗНИКНОВЕНИЕ МИКРОТРЕЩИН

В работе [1] была проведена оценка линейной плотности избыточной свободной энергии (линейного натяжения), приходящейся на единицу длины ребра, образованного пересечением двух плоских межфазных поверхностей. Было отмечено, что одной из областей применения полученных результатов может явиться анализ условий возникновения и развития трещин при хрупком разрушении твердых тел. Целью данной работы является исследование возможного влияния линейного натяжения на возникновение микротрещин в твердых телах. П.А. Ребиндером было показано [2], что возникающая в растянутом твердом теле трещина на первом этапе должна иметь форму линзочки с очень острыми краями (рис. 1). Именно такая форма может обеспечить обратимое смыкание трещины после снятия нагрузки.

Рассмотрим твердое тело, в котором создано растягивающее напряжение  $p$ . При растяжении тело приобретает упругую энергию, объемная плотность которой

$$w = \frac{p^2}{2E},$$

где  $E$  – модуль Юнга.

Раскрытие внутри тела трещины в виде линзочки радиуса  $r$  сопровождается изменением свободной энергии  $\Delta F$ . Традиционный подход к расчету этого изменения не учитывает линейного натяжения.  $\Delta F$  складывается из свободной поверхностной энергии, связанной с образованием новой поверхности раздела фаз, и из уменьшения энергии упругой деформации, вызванного спадом напряжений в окрестности трещины. Учитывая малость угла  $\alpha$ , площадь возникшей межфазной границы можно считать примерно равной  $2\pi r^2$ . Область, в которой происходит спад упругих напряжений, будем приближенно считать шаром радиуса  $r$ . Тогда изменение свободной энергии системы будет иметь вид

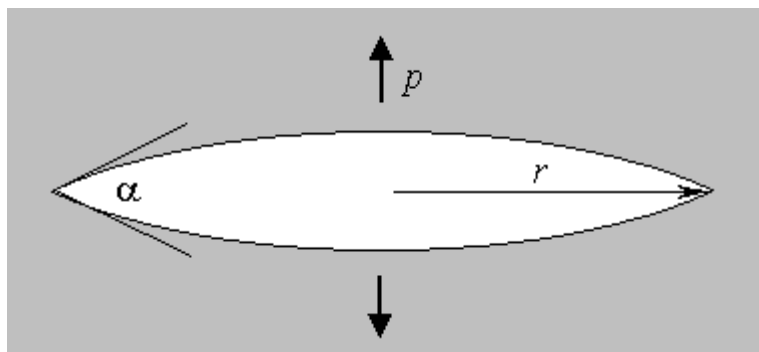


Рис. 1. Микротрещина в твердом теле

$$\Delta F \approx \sigma \cdot 2\pi r^2 - w \cdot \frac{4}{3}\pi r^3, \quad (1)$$



где  $\sigma$  – свободная энергия единицы площади образовавшейся межфазной поверхности. Из формулы (1) видно, что при увеличении размера трещины свободная энергия сначала растет, проходит через максимум и затем убывает. Максимуму свободной энергии соответствует критический размер трещины  $r_c$ , по порядку величины равный

$$r_c \approx \frac{\sigma E}{p^2}.$$

Две поверхности, возникающие при раскрытии микротрещины, расположены очень близко друг к другу (угол  $\alpha$  мал). Это обстоятельство может повлиять на величину изменения свободной энергии системы. Чтобы учесть взаимное влияние пересекающихся межфазных поверхностей, введем в рассмотрение линейную плотность к избыточной свободной энергии линии их пересечения. В работе [1] методом термодинамической теории возмущений было получено следующее выражение линейного натяжения:

$$\kappa = -\sigma \cdot a \cdot \operatorname{ctg}(\alpha/2) \cdot (1 + \cos(\alpha/2)),$$

где  $a$  – эффективный диаметр молекул;  $\alpha$  – угол между пересекающимися поверхностями. С учетом линейного натяжения изменение свободной энергии системы, которое обозначим  $\Delta F_1$ , примет вид

$$\Delta F_1 \approx \sigma \cdot 2\pi r^2 - \kappa \cdot 2\pi r - w \cdot \frac{4}{3} \pi r^3. \quad (2)$$

Используя известную из стереометрии формулу объема сферического сегмента, угол  $\alpha$  можно выразить через объем трещины  $\Delta V$  и радиус  $r$ . Объем трещины  $\Delta V$ , в свою очередь, связан с объемом  $V = (4/3)\pi r^3$  области, в которой происходит релаксация упругих напряжений. Учитывая оценочный характер проводимых расчетов, относительное изменение объема  $\Delta V/V$  можно принять равным относительному удлинению  $\varepsilon = p/E$ . На основании вышесказанного в области малых углов выражение для  $\alpha$  можно привести к виду

$$\alpha \approx \frac{16p}{3E} = \frac{16}{3} \varepsilon.$$

Размер трещины удобно характеризовать ее радиусом, отнесенным к диаметру молекулы  $x = r/a$ . Тогда формулу (2) можно переписать в виде

$$\Delta F_1 \approx 2\pi a^2 \sigma \cdot x(x - \operatorname{ctg}(\alpha/2)(1 + 2\cos(\alpha/2)) - x^2 \varepsilon^2 / 3). \quad (3)$$

Формула (3) записана с учетом, что  $a \cdot E$  и  $\sigma$  являются величинами одного порядка и при оценках их отношение принимается за единицу [2]. Для развития трещины важна не величина приращения свободной энергии  $\Delta F$ , а размер трещины, при котором  $\Delta F$  достигает максимума. Чтобы выяснить, насколько существенна роль линейного натяжения в процессах воз-

никновения трещин, сравним графики зависимости  $\Delta F(x)$  и  $\Delta F_1(x)$  по формулам (1) и (3). Для удобства сравнения преобразуем эти формулы к виду

$$\Delta F = 2\pi a^2 \sigma \cdot g(\varepsilon, x), \quad \Delta F_1 = 2\pi a^2 \sigma \cdot G(\varepsilon, x),$$

где  $g(\varepsilon, x) = x^2 - \frac{1}{3}\varepsilon^2 x^3$ ;  $G(\varepsilon, x) = x^2 - \frac{1}{3}\varepsilon^2 x^3 - x \cdot \operatorname{ctg}(\alpha/2) \cdot (1 + 2\cos(\alpha/2))$ . Функции  $g(\varepsilon, x)$  и  $G(\varepsilon, x)$  представляют приведенные к безразмерному виду свободные энергии трещин в зависимости от растягивающего напряжения  $\varepsilon$  и радиуса  $x$  (рис. 2).

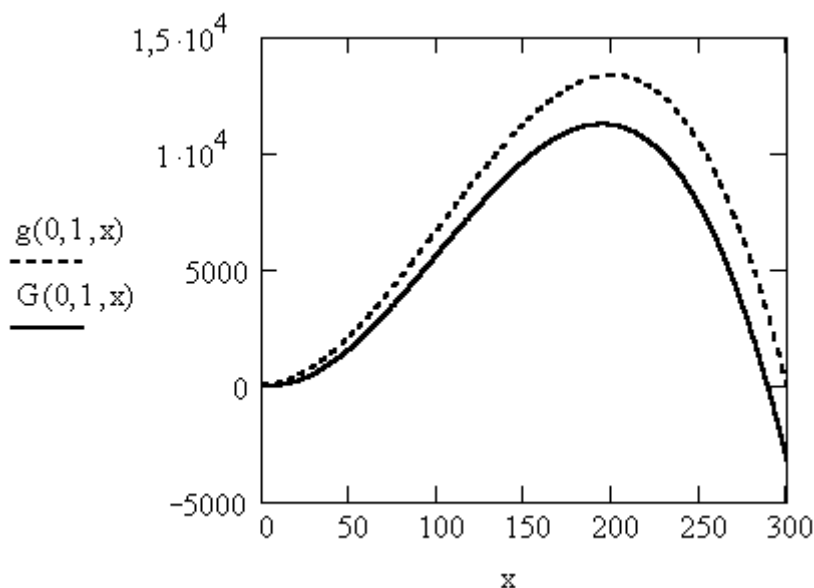


Рис. 2. Зависимость свободной энергии от размера трещины при  $\varepsilon = 0,1$ :  $G(\varepsilon, x)$  с учетом линейного натяжения;  $g(\varepsilon, x)$  без учета линейного натяжения

Из графиков видно, что учет линейного натяжения приводит к некоторому уменьшению свободной энергии трещины, однако критический размер трещины, по достижении которого она начинает самопроизвольно расти, остается практически неизменным. Такая же картина имеет место и при других значениях  $\varepsilon$ . Таким образом, можно сделать вывод, что анализ условий появления трещин с размером выше критического не требует учета свободной энергии линии пересечения межфазных поверхностей.

#### Библиографический список

1. Новиков, И.Е. Оценка линейного натяжения ребер / И.Е. Новиков, А.Р. Новоселов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: межвуз. сб. науч. тр. Тверь : ТГТУ, 2005. С. 90-92.
2. Ребиндер, П.А. Поверхностные явления в твердых телах в процессах их деформации и разрушения / П.А. Ребиндер, Е.Д. Шукин // УФН. 1972. Т. 108. Вып. 1. С. 3-42.

УДК 541.11.18

Е.Ф. Новиков, А.Р. Новоселов, П.А. Петрочков  
Тверской государственный университет

## РАСЧЕТ ПОВЕРХНОСТНОГО НАТЯЖЕНИЯ ТОПЛИВНЫХ КОМПОЗИЦИЙ

В отработанных газах содержится более 200 различных химических соединений. Из них около 150 – производные углеводородов, полученных при неполном или неравномерном сгорании топлива в двигателе. Основными направлениями по уменьшению негативного воздействия топлива на окружающую среду являются производство топлива с улучшенными экологическими показателями. Свойства топлива должны обеспечивать создание однородной топливовоздушной смеси необходимого состава при любых температурных условиях эксплуатации автотранспорта. Это требование регламентирует такие качества топлива, как испаряемость (фракционный состав и давления насыщенных паров), элементный состав, поверхностное натяжение, плотность, вязкость, скорость диффузии паров в воздух, теплота испарения и др. Производство дизельных топлив с улучшенными экологическими показателями связано, во-первых, с вовлечением в их состав продуктов переработки растительного сырья и их модификаций (так называемые биодизельные топлива), во-вторых, со снижением содержания в них сернистых, азотных соединений и полициклических ароматических углеводородов [1].

Поверхностное натяжение и вязкость жидких смесей также являются важнейшими физическими параметрами для понимания и корректного интерпретирования характера и природы взаимодействий между молекулами жидких систем. Обусловленное межмолекулярными взаимодействиями межфазное натяжение представляет собой основную термодинамическую характеристику поверхностного слоя жидкостей и является одной из важнейших физических величин определяющих физико-химические свойства жидких сред.

В качестве модели дизельного топлива была выбрана композиция из некоторых эфиров жирных кислот (рицинолеиновой 89,87%, линолевой 4,31%, олеиновой 2,73%, линоленовой 0,98%, стеариновой 0,92%, пальмитиновой 0,74%), а моделью базового бензина служил групповой состав из углеводородов (нафтеновых 52,7%, парафиновых 43,6% и ароматических 3,7%).

Исходя из термодинамической теории поверхностных явлений для жидкой многокомпонентной смеси при температуре  $T$  и давлении  $p$  системы молярная свободная энергия Гиббса может быть представлена выражением

$$g(T, p) = \sum_i x_i (g_i^0(T, p) + RT \ln x_i) + g^{ex}, \quad (1)$$

где  $x_i$  и  $g_i^0$  – взятые при температуре  $T$  и давлении  $p$  системы мольная доля и молярная свободная энергия Гиббса компонента  $i$  соответственно. Учитывая, что молярная избыточная энергия Гиббса  $g^{ex}$  жидкой фазы может быть представлена уравнением Вильсона [2], выражение (1) можно записать в виде

$$g(T, p) = \sum_i x_i (g_i^0(T, p) + RT \ln x_i) - RT \sum_i x_i \ln \left( \sum_j x_j \Lambda_{ij} \right), \quad (2)$$

где

$$\Lambda_{ij} = \frac{v_j}{v_i} \exp \left( - \frac{U_{ij} - U_{ii}}{RT} \right). \quad (3)$$

В уравнении (3) величина  $v_i$  представляет молярный объем компонента  $i$ , а разность  $U_{ij} - U_{ii}$  есть параметр, характеризующий различия в энергиях взаимодействия пар молекул  $i-j$  и  $i-i$ . Этот параметр полуфеноменологический: предполагается, что он не зависит от состава и плотности раствора, но, вообще говоря, может зависеть от температуры.

Поскольку межфазное натяжение является термодинамической характеристикой поверхности раздела двух фаз, то в соответствии с физикой поверхностей поверхностное натяжение можно определить как свободную энергию Гиббса, необходимую для увеличения единицы площади поверхности, при постоянных: температуре  $T$ , давлении  $p$  и составе, т.е.

$$\sigma = \left( \frac{\partial G^{(s)}}{\partial A} \right)_{T, p, n_i} = \left( \frac{\partial g^{(s)}}{\partial A} \right)_{T, p, \{x_i\}}, \quad (4)$$

где  $G^{(s)}$  и  $g^{(s)}$  связаны соотношением  $G^{(s)} = n^{(s)} \cdot g^{(s)}$  и являются полной и молярной свободной энергией Гиббса поверхностной фазы соответственно;  $A$  – удельная (в расчете на один моль) площадь разделяющей поверхности. Величины  $G^{(s)}$  и  $g^{(s)}$  являются функциями температуры, давления, состава и площади поверхности раздела фаз. Граница между двумя объемными фазами не может быть описана просто как плоская поверхность, не имеющая толщины. В связи с определенным диапазоном действия межмолекулярных сил более корректно рассматривать эту границу как область определенной толщины с постепенно изменяющимися значениями энергии, плотности и других термодинамических параметров. Поскольку эта область имеет поверхность и толщину, она может рассматриваться как промежуточная фаза, способная существовать в определенном агрегатном состоянии. В действительности поверхностная фаза имеет толщину в несколько молекулярных слоев (в типичных случаях толщина промежуточной фазы составляет 1-10 нм), и мало что известно заранее о составе и свойствах поверхностной фазы. Но если предположить, что концентрация молекул и свободная энергия Гиббса в поверхностной фазе изменяются пропорцио-

нально концентрации молекул и свободной энергии Гиббса в объемной жидкой фазе, то с помощью уравнения (2) можно приближенно описывать свободную энергию Гиббса в поверхностной фазе. Такое приближение может быть вполне обеспечено подгонкой энергетических параметров модели для бинарных систем. Заменяя  $g^{(s)}$  в уравнении (4) выражением для  $g(T,p)$  из уравнения (2) и выполняя простое дифференцирование  $g^{(s)}$  по площади поверхности  $A$ , можно получить уравнение для расчета поверхностного натяжения жидкой смеси [3]

$$\sigma_s = \sum_i x_i \sigma_i - RT \sum_i \frac{x_i}{\sum_j x_j \Lambda_{ij}} \sum_j x_j \left( \frac{\partial \Lambda_{ij}}{\partial A} \right)_{T,p,x_i}, \quad (5)$$

где

$$\left( \frac{\partial \Lambda_{ij}}{\partial A} \right)_{T,p,x} = - \frac{\Lambda_{ij}}{RT} \left( \frac{\partial (U_{ij} - U_{ii})}{\partial A} \right)_{T,p,x}, \quad (6)$$

а поверхностное натяжение чистого компонента  $i$  при температуре и давлении системы определяется соотношением  $\sigma_i = (\partial g_i^{0(s)} / \partial A)_{T,p}$ . Уравнение (5) является окончательным выражением, позволяющим рассчитывать поверхностное натяжение жидких смесей. В качестве подгоночных параметров уравнения используются  $U_{ij} - U_{ii}$  и  $(\partial (U_{ij} - U_{ii}) / \partial A)_{T,p,x}$ . При выводе уравнений (5) и (6) предполагается, что отношение молярных объемов любых двух компонентов жидкой смеси остается постоянным, причем его значение можно принять равным единице. Это позволяет заметно упростить выражение (3) для приведенных параметров

$$\Lambda_{ij} = \exp \left( - \frac{U_{ij} - U_{ii}}{RT} \right).$$

Эти параметры при расчетах выступают как варьируемые и определяются либо по экспериментальным данным о поверхностном натяжении, либо по экспериментальным данным о фазовом равновесии в исследуемой бинарной системе. Свойства многокомпонентного раствора описываются только на основе параметров составляющих бинарных систем, и, таким образом, уравнение (5) дает возможность прогнозировать значения коэффициентов поверхностного натяжения в многокомпонентной системе только по данным о бинарных.

Как можно видеть из уравнения (5), оно содержит два слагаемых. Первое слагаемое в правой части уравнения (5) определяет вклад в поверхностное натяжение чистого компонента, а второе слагаемое учитывает так называемое избыточное поверхностное натяжение, обусловленное перекрестным взаимодействием между разнородными молекулами  $i-j$ . Для идеальных растворов энергия взаимодействия между любыми двумя моле-

кулами одинакова, т.е.  $U_{ii}=U_{jj}=U_{ij}$ . В этом случае слагаемое, обусловленное избыточным поверхностным натяжением, в уравнении (5) исчезает, и поверхностное натяжение идеальной жидкой смеси равно усредненному по мольным долям поверхностному натяжению чистых компонентов. Физический смысл параметров модели может быть понят следующим образом: разность энергий  $U_{ij}-U_{ii}$  непосредственно связана с безразмерным параметром  $\Lambda_{ij}$ , который используется для учета эффекта локального состава посредством нормировочного множителя  $\sum_j x_j \Lambda_{ij}$ . С другой стороны, член  $(\partial(U_{ij}-U_{ii})/\partial A)_{T,p,x}$  учитывает изменение энергии с увеличением площади поверхности раздела фаз и, следовательно, дает вклад в избыточное поверхностное натяжение.

Для корреляции данных по поверхностному натяжению бинарных систем необходимы четыре подгоночных параметра, а именно  $U_{12}-U_{11}$ ,  $U_{21}-U_{11}$ ,  $(\partial(U_{12}-U_{11})/\partial A)_{T,p,x}$  и  $(\partial(U_{21}-U_{11})/\partial A)_{T,p,x}$ . Чтобы уменьшить число подгоночных параметров, можно сделать несколько упрощающих допущений. Так, например, можно предположить, что энергетические параметры  $U_{12}-U_{11}$  и  $U_{21}-U_{11}$  являются теми же энергетическими параметрами, которые обычно получают для модели Вильсона на основании корреляции экспериментальных данных по фазовым равновесиям «жидкость – пар» и «жидкость – жидкость». Для расчета поверхностного натяжения потребуется подогнать только два параметра  $(\partial(U_{12}-U_{11})/\partial A)_{T,p,x}$  и  $(\partial(U_{21}-U_{11})/\partial A)_{T,p,x}$ . Необходимые энергетические параметры для изучаемых двойных систем были оценены по экспериментальным данным, приведенным в работах [4, 5]. Кроме того, мы предположили, что энергия перекрестного взаимодействия  $U_{ij}$  может быть представлена как среднее арифметическое энергий взаимодействия чистых компонентов

$$U_{ij} = \frac{U_{ii} + U_{jj}}{2}.$$

В результате данное предположение приводит к соотношениям:

$$\begin{aligned} (U_{ij} - U_{ii}) &= -(U_{ji} - U_{jj}) \\ \left( \frac{\partial(U_{ij} - U_{ii})}{\partial A} \right)_{T,p,x} &= - \left( \frac{\partial(U_{ji} - U_{jj})}{\partial A} \right)_{T,p,x}. \end{aligned}$$

Вследствие такого рода инверсной симметрии свойств число подгоночных энергетических параметров модели для изучаемых бинарных систем также может быть уменьшено с четырех до двух параметров типа  $U_{12}-U_{11}$  и  $(\partial(U_{12}-U_{11})/\partial A)_{T,p,x}$ .

Поиск оптимальных значений этих энергетических параметров взаимодействия был проведен с помощью специально разработанной компьютерной программы, реализующей симплексный метод деформируемого многогранника Нелдера-Мида для минимизации функции многих переменных. Тогда, используя найденные параметры, поверхностное натяжение жидких бинарных смесей можно рассчитать по уравнению

$$\sigma_s = (x_1\sigma_1 + x_2\sigma_2) - \frac{x_1x_2RT}{x_2 + x_1\Lambda_{21}} \left( \frac{\partial\Lambda_{21}}{\partial A} \right) \left[ 1 - \frac{1}{\Lambda_{21}} \right]. \quad (7)$$

Пригодность данного уравнения для расчета коэффициентов поверхностного натяжения жидких смесей в области умеренных температур была тщательно проверена нами на более чем сорока бинарных системах, включая полярные и неполярные, водные и неводные растворы. Применительно к исследуемым системам уравнение (7) оказалось пригодным для расчета величин поверхностного натяжения  $\sigma$  и  $\sigma^E$ , что подтверждается результатами, представленными на рис. 1 и 2.

Представленные на рис. 1 и 2 зависимости имеют сходные по характеру изменения величины  $\sigma$  графики, а расчетные значения поверхностного и избыточного поверхностного натяжения для исследованных топливных композиций находятся в хорошем количественном согласии с экспериментальными.

На рис. 2 показаны зависимости  $\sigma^E$  смесей изомеров триметилбензола с добавками (диметилкарбонатом и диэтилкарбонатом), которые часто используются в качестве присадок в бензин и дизельное топливо для улучшения их качества. Отличительной особенностью всех приведенных на этом рисунке графиков зависимостей является их вид, свидетельствующий о том, что данные смеси обладают ярко выраженными нелинейными характеристиками, а поведение данных систем заметно отличается от идеального. Отклонение от идеального поведения обычно количественно характеризуется с помощью величины избыточного поверхностного натяжения  $\sigma^E$ , определяемого известным соотношением

$$\sigma^E = \sigma - x\sigma_1 - (1-x)\sigma_2,$$

где  $x$  – массовая доля;  $\sigma$  – поверхностное натяжение смеси; величины, снабженные нижними индексами «1» и «2», относятся соответственно к первому и второму компонентам бинарной системы.

Используя найденные по экспериментальным данным параметры взаимодействия, с помощью уравнения (7) провели расчет величин поверхностного и избыточного натяжения. На рис. 3 и 4 представлены результаты прогнозирования концентрационных зависимостей избыточного поверхностного натяжения систем «модельный бензин» + присадка и «мо-

дельное дизельное топливо» + присадка. В качестве присадок были выбраны этанол, диметоксиметан и диметилкарбонат.

Анализируя вид кривых на рис. 3 и 4, легко заметить, что присутствие одних и тех же присадок в бензине и «дизеле» вызывает различные изменения в значениях избыточного поверхностного натяжения  $\sigma^E$ .

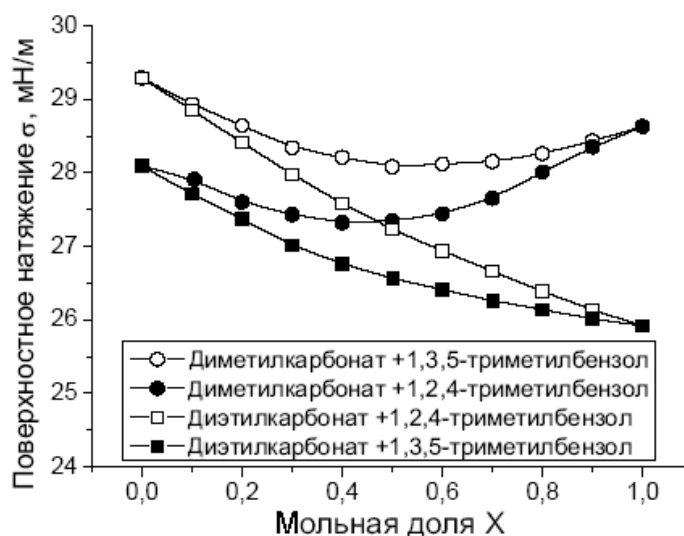


Рис. 1. Концентрационная зависимость поверхностного натяжения систем диметилкарбоната и диэтилкарбоната с изомерами триметилбензола при температуре  $T = 298$  К (экспериментальные данные заимствованы из работы [5])

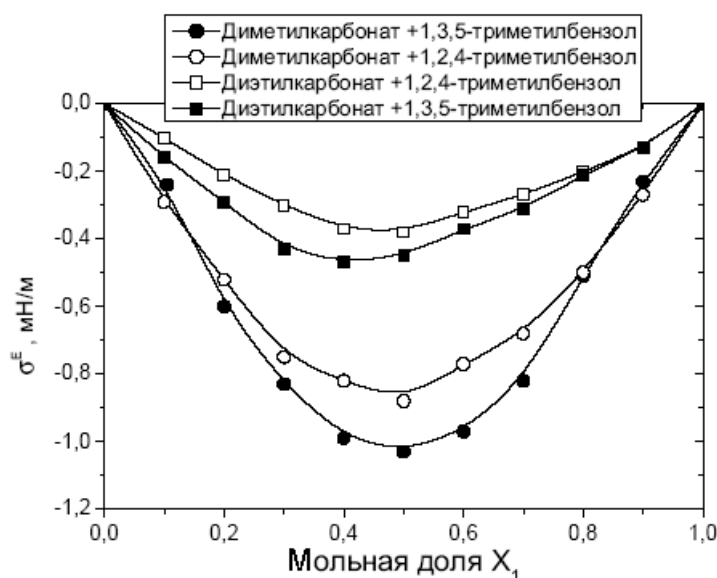


Рис. 2. Концентрационная зависимость избыточного поверхностного натяжения систем диметилкарбоната и диэтилкарбоната с изомерами триметилбензола при температуре  $T = 298$  К (экспериментальные данные заимствованы из работы [5])



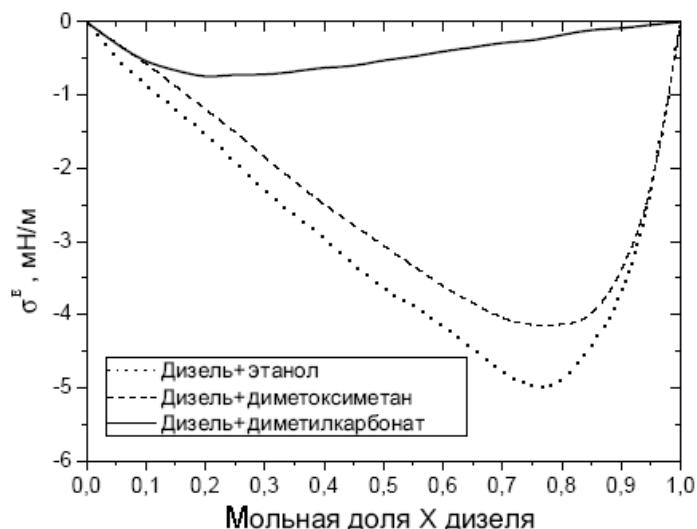


Рис. 3. Концентрационная зависимость избыточного поверхностного натяжения систем дизельного топлива с этанолом, диметилкарбонатом и диметоксиметаном при  $T = 298 \text{ K}$

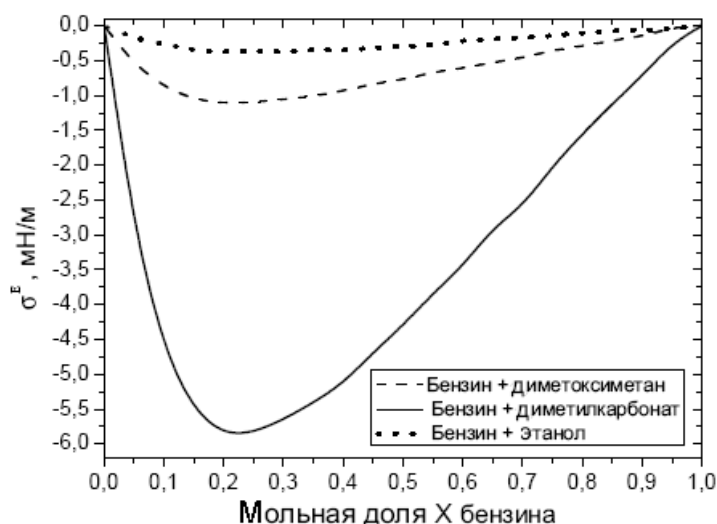


Рис. 4. Концентрационная зависимость избыточного поверхностного натяжения систем базового бензина с этанолом, диметилкарбонатом и диметоксиметаном при  $T = 298 \text{ K}$

### Библиографический список

1. Zhang, G.D. / G.D. Zhang, Z. Huang, W.G. Zhang, X.Q. Qiao, X.P. Zhou // J. Combust. Sci. Technol. 2002. № 8. P. 385-389.
2. Wilson, G.M. Vapor-liquid equilibrium. XI. A new expression for the excess free energy of mixing / G.M. Wilson // J. Am. Chem. Soc. 1964. № 86. P. 127-130.
3. Chunxi, Li. A surface tension model for liquid mixtures based on the Wilson equation / Chunxi Li, Wenchuan Wang, Zihao Wang // Fluid Phase Equilibria. 2000. № 175. P. 185-196.
4. Makoto, Fukano. Ebulliometric Determination of Vapor-Liquid Equilibria for Methanol + Ethanol + Dimethyl Carbonate / Fukano Makoto, Matsuda Hiroyuki, Kurihara Kiyofumi, Ochi Kenji. // J. Chem. Eng. Data. 2006. № 51. P. 1458-1463.
5. Jianhong, Deng. Densities and Surface Tensions of Trimethylbenzene + Dimethyl Carbonate or + Diethyl Carbonate at 298.15 K and 313.15 K / Deng Jianhong, Yang Yangyi, He Yeming, Ouyang Gangfeng, Huang Zhongqi // J. Chem. Eng. Data. 2006. № 51. P. 1464-1468.

УДК 621.891

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

### ОБ ИЗНОСЕ ВЫСОКОЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ПРИ ТОРМОЖЕНИИ

Важным элементом тормозной системы высокоскоростных железнодорожных вагонов является тормозной диск. В качестве материала венца тормозного диска, получившего наибольшее распространение в отечественном вагоностроении, применяется коррозионностойкая жаропрочная сталь мартенситного класса 20X13. В процессе торможения фрикционной металлокерамической накладкой на поверхности диска в течение короткого промежутка времени происходит выделение большого количества тепловой энергии, распространяющейся по его телу за счет теплопроводности. В результате в поверхностном слое тормозного диска возникают большие температурные напряжения, приводящие к появлению трещин и дальнейшему разрушению поверхностей трения и диска в целом [1, 2]. Поэтому задача повышения долговечности тормозного диска, в частности, исследование изменения поверхностных слоев венца (его кольцевой рабочей поверхности) после торможения, является одной из наиболее важных на пути повышения надежности и долговечности тормозной системы вагона.

#### Методика исследования и испытания

Для исследования и испытания были выбраны следующие стали: а) сталь 20X13 из поковки (после электрошлакового переплава) и улучшенная; б) сталь 12X15Г9НД; в) сталь 30X13.

Образцы (диаметром 10 мм и длиной 20 мм) подвергались лабораторным фрикционным испытаниям, имитировавшим температурные процессы, происходящие при торможении железнодорожного вагона. Модельные испытания стальных образцов проводились на лабораторном устройстве ЛУ-01,

Таблица 1. Основные характеристики устройства ЛУ-01

Параметр	Величина
Размеры образцов: диаметр диска, мм диаметр пальца, мм	50...100 ≤ 10
Скорость относительного перемещения образцов, м/с	≤ 50
Удельная нагрузка в контакте, МПа	≤ 0,45
Частоты вращения шпинделя, мин <sup>-1</sup>	1120 – 9000

характеристики которого приведены в табл. 1. При испытаниях использовалась схема контакта «торец пальчикового образца – торец диска» (рис. 1). Вращательное движение диску из фрикционного материала сообщается регулируемым приводом. Нагрузка на образцы из материала тормозного диска задается посредством рычажного устройства с помощью набора грузов.



Рис.1. Общий вид лабораторного устройства ЛУ-01

После притирки стальные образцы подвергались трению в контакте с металлокерамической тормозной накладкой при скорости скольжения 16,5 м/с при давлениях 0,624, 0,815 и 0,994 МПа. При трении регистрировали температуру поверхности образца с помощью термопары и прибора модели Hioki 3446-01 (Япония) с точностью до 0,1% при частоте сканирования 1 секунда и линейный износ микрометром с точностью до 1 мкм.

### **Результаты исследования**

Результаты испытаний образцов из сталей 20X13 (улучшенной) и 12X15Г9НД представлены на рис. 2 и 3.

Экспериментально определено (рис. 2), что при давлении 0,62 МПа с увеличением времени скольжения температура поверхностного слоя образца из стали 20X13 вначале монотонно возрастает, а со 115 секунды резко возрастает, вероятно, в результате аккумуляции фрикционного тепла, достигая 180°C.

С увеличением давления (рис. 3) температура поверхностного слоя образца из этой стали возрастает, достигая 205°C при давлении 0,99 МПа, и стремится к насыщению.

Временная зависимость температуры поверхностного слоя стали 20X13 из поковки практически мало отличается от аналогичной характеристики для стали 20X13 улучшенной.

Для стали 12X15Г9НД (рис. 4) с увеличением давления с 0,62 до 0,99 МПа и увеличением времени скольжения температура поверхностного слоя образца также возрастает, достигая при давлении 0,99 МПа практически такой же температуры (204°C).

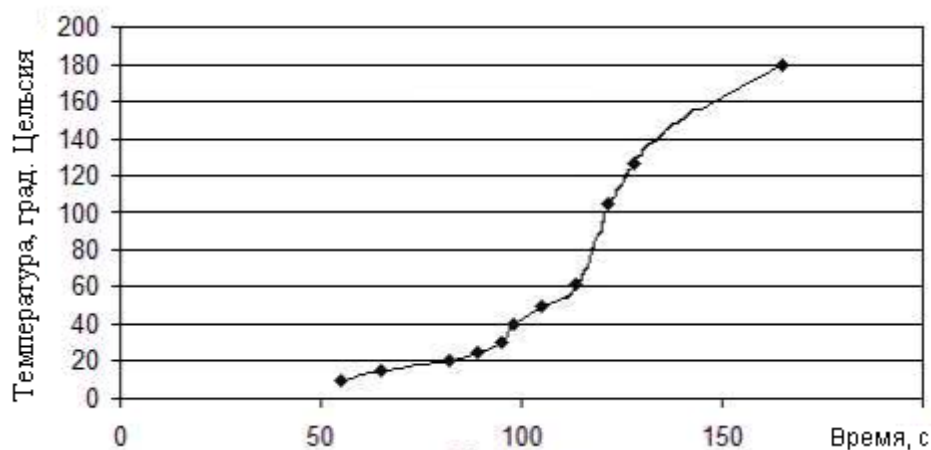


Рис. 2. Зависимость температуры в контакте для образца из стали 20X13 (улучшенной) от времени при давлении 0,62 МПа

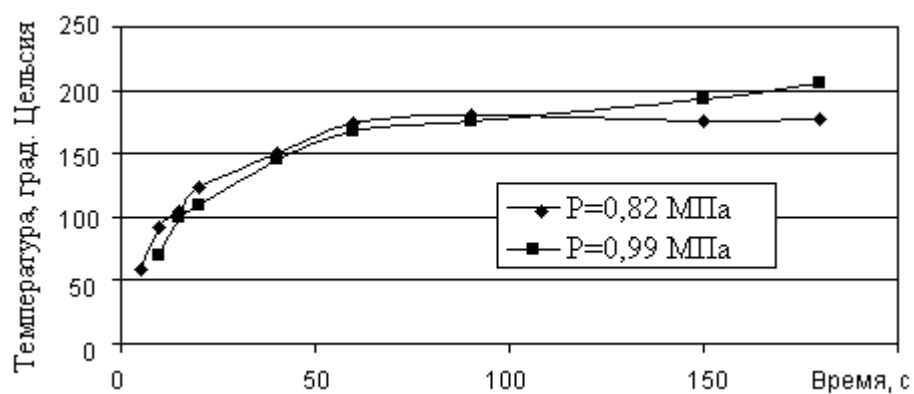


Рис. 3. Зависимость температуры в контакте для образца из стали 20X13 (улучшенной) от времени

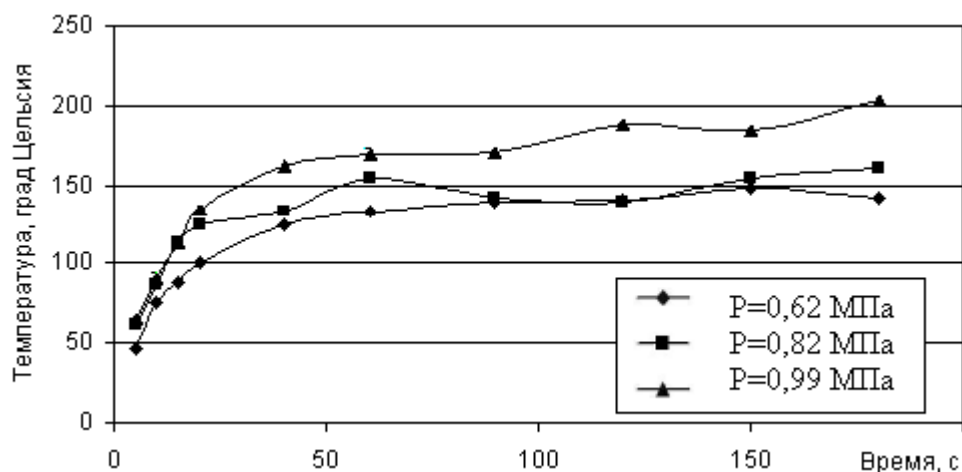


Рис. 4. Зависимость температуры в контакте для образца из стали 12X15Г9НД от времени

В диапазоне невысоких скоростей скольжения с увеличением времени скольжения температура поверхностного слоя стали 20X13 улучшенной и из поковки, а также стали 12X15Г9НД невысока и не превышает 205°C. Это

может быть объяснено одинаковыми скоростями генерации и отвода фрикционного тепла из зоны скользящего контакта, т.к. коэффициенты теплопроводности и теплоемкости сталей близки по величине. В этом случае различие в химическом составе сталей не играет определяющей роли.

Экспериментальные измерения износа этих образцов, испытанных в указанных условиях, показали, что линейный износ сталей 20X13 улучшенной и из поковки, стали 12X15Г9НД, а также стали 30X13 при давлении 0,82 МПа за время 15 мин составил соответственно 0,02; 0,025; 0,01 и 0,005 мм. При этом температура поверхностного слоя образцов достигла более 300°C. Образец из стали 12X15Г9НД имеет высокую износостойкость (более чем в 2 раза выше, нежели из стали 20X13), а наибольшую износостойкость имеет сталь 30X13.

Исследование поверхностей трения образцов показало, что в наибольшей степени повреждены образцы из стали 20X13 улучшенной и из поковки. Образец из стали 12X15Г9НД имеет менее шероховатую контактную поверхность, и ее структура, вероятно, не претерпела в результате термомеханического воздействия существенных изменений.

Возможной причиной более высокой износостойкости стали 12X15Г9НД по сравнению со сталью 20X13 является наличие в стали марганца и никеля. Вероятно наличие этих элементов, с одной стороны, способствует образованию стойких к износу соединений, а с другой, снижает трение. Поверхность трения образцов из стали 30X13 повреждена в меньшей степени, чем из сталей 20X13 и 12X15Г9НД, что, возможно связано с повышенным содержанием углерода.

### **Вывод**

В результате экспериментальных исследований выявлено, что в диапазоне невысоких скоростей скольжения (до 16,5 м/с) и высоких контактных нагрузок (0,62; 0,82 и 0,99 МПа) с увеличением времени скольжения температура поверхностного слоя стали 20X13 улучшенной и из поковки, а также стали 12X15Г9НД невысока и не превышает 205°C. Возможной причиной более высокой износостойкости стали 12X15Г9НД по сравнению со сталью 20X13 является наличие в стали марганца и никеля. Вероятно, наличие этих элементов способствует образованию стойких к износу соединений и снижает трение. Наибольшей износостойкостью обладает сталь 30X13, что, возможно, связано с повышенным содержанием углерода.

### **Библиографический список**

1. Чичинадзе, А.В. Расчет, испытание и подбор фрикционных пар / А.В. Чичинадзе, Э.Д. Браун, А.Г. Гинзбург, З.В. Игнатьева. М. : Наука. 1979. 267 с.
2. Мешков, В.В. Экспериментальное исследование поверхностного слоя тормозного диска из стали 20X13 / В.В. Мешков, В.Л. Хренов, Д.А. Зоренко и др. // Механика и физика на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. научн. тр. Тверь : ТГТУ, 2008. С. 66-70.

УДК 621.822

Ю.А. Стрельников  
Тверской государственный технический университет

## АНАЛИЗ ПРОЦЕССОВ ТРЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ВСЕСТОРОННЕГО ГИДРОСТАТИЧЕСКОГО ДАВЛЕНИЯ

Детали и узлы геофизических приборов для исследования скважин (скважинная аппаратура) работают в достаточно тяжелых условиях, определяемых высокой температурой (до 200°C), давлением (до 160 МПа и выше), агрессивной средой (солевые, щелочные или кислотные среды и наличие абразивных включений).

Всестороннее гидростатическое давление (ВГД) может существенно влиять на физико-механические свойства материалов [1, 2, 3]. Структурные эффекты, наблюдаемые в условиях всестороннего сжатия, неочевидны, т.е. не могут быть предсказаны априори и неоднозначны. Всестороннее давление является физическим параметром в практическом металловедении, позволяющим управлять структурой и свойствами кристаллических тел в такой же степени, как и температура. Его использование в сочетании с различным температурным воздействием открывает перспективы в изучении процессов трения в экстремальных условиях. Изменение свойств материалов при ВГД может оказывать влияние на характеристики процессов трения.

Для упрощения рассмотрим единичный контакт. Жесткая неровность внедряется в упругое или пластическое полупространство при действии ВГД. В расчетах будем использовать сферическую модель шероховатой поверхности. Влияние температурных и скоростных характеристик во внимание не принимаем.

В соответствии с молекулярно-механической теорией внешнего трения при контактировании твердых тел коэффициент трения складывается из двух составляющих: деформационной и молекулярной. Исходя из вида напряженно-деформированного состояния коэффициент трения для упругого контакта определяется по формуле [3]

$$f = \frac{2,6\tau_0 \cdot r^{2/3} (1-\mu^2)^{2/3}}{N^{1/3} \cdot E^{2/3}} + \beta + 0,17\alpha_r \cdot \frac{N^{1/3} \cdot (1-\mu^2)^{1/3}}{r^{2/3} \cdot E^{1/3}}, \quad (1)$$

где  $\tau_0$  – параметр, характеризующий физико-химическое состояние;  $\beta$  – коэффициент, характеризующий увеличение прочности на срез от среднего нормального напряжения;  $r$  – радиус единичной микронеровности;  $N$  – нормальная нагрузка;  $E$  – модуль упругости;  $\mu$  – коэффициент Пуассона;  $\alpha_r$  – приведенный коэффициент гистерезисных потерь.

Данная формула справедлива для внешнего трения, когда отношение величины внедрения к радиусу микронеровности не превышает значений согласно [4]:

$$\frac{h}{r} \leq \frac{1}{2} - \frac{\tau}{c \cdot \sigma_T}.$$

Упругий контакт достигается только тогда, когда одна из деталей узла трения изготовлена из материала с невысоким модулем упругости. К таким деталям относятся различные полимеры.

Рассмотрим влияние ВГД на упругие и механические характеристики материала, входящие в формулу (1), на примере термопластичного поликристаллического полимера политетрафторэтилена (фторопласт).

Примем для фторопласта согласно [3] модуль упругости  $E = 410$  МПа, коэффициент Пуассона  $\mu = 0,45$ , твердость  $HB = 31$  МПа. Задаемся характерной для узлов трения скольжения шероховатостью с соответствующими радиусами единичных микронеровностей по [5]: точение,  $R_{max} = 9,37$  мкм, радиус микронеровности  $r_1 = 0,035$  мм; точение,  $R_{max} = 35,50$  мкм, радиус микронеровности  $r_2 = 0,015$  мм.

Параметр адгезионной связи, согласно [5], для фторопласта при контактировании с шаровым индентором, изготовленным из стали ШХ15,  $\tau_0 = 3,41$  МПа;  $\beta = 0,017$ . Коэффициент гистерезисных потерь для упругого контакта  $\alpha_r \approx 1/2$  [4].

Для упругого контакта предельная нагрузка не должна превышать значения, рассчитанного согласно [5]

$$N < 5r^2 \cdot (1 - \mu^2)^2 \cdot HB^3 / E^2, \quad (2)$$

где  $HB$  – твердость материала.

При действии ВГД согласно [1, 3] модуль упругости фторопласта, коэффициент Пуассона, твердость значительно изменяются. Подставляя в формулу (2) значения при нормальном давлении, а затем измененные параметры при гидростатическом давлении, получаем предельную нормальную нагрузку на единичной неровности в зависимости от давления.

Ориентировочные результаты расчетов предельной нормальной нагрузки при упругом контакте (материал пары трения – сталь ШХ15 и фторопласт) представлены на рис. 1.

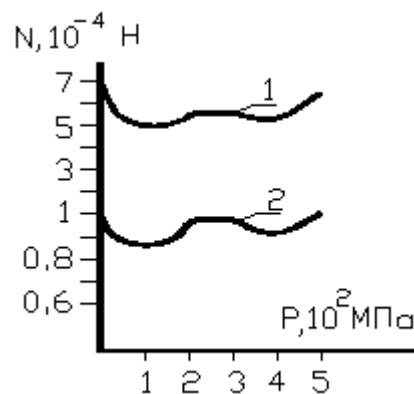


Рис. 1. Зависимость предельной нормальной нагрузки при упругом контакте от ВГД:  
1 –  $r_1 = 0,035$  мм; 2 –  $r_2 = 0,015$  мм

Анализируя данные графики, можно заметить уменьшение предельной нагрузки при давлении около 100 МПа. Это объясняется тем, что у полимеров объемные деформации при этом гидростатическом давлении могут быть около 10% и происходит стеклование аморфной части полимера при давлении около 200-250 МПа [3].

Аналогично по формуле (1) получаем величину коэффициента трения без давления и с учетом действия всестороннего сжатия. Расчеты выполнены при постоянной нормальной нагрузке, которая меньше предельной.

На рис. 2 представлена приблизительная зависимость коэффициента трения при упругом контакте от ВГД для разных радиусов микронеровностей. Материал пары трения – сталь ШХ15 и фторопласт.

Проанализируем, какая из составляющих коэффициента трения – молекулярная или адгезионная – существенно изменяется от воздействия давления при упругом контакте.

На рис. 3 показана примерная зависимость молекулярной и деформационной составляющих коэффициента трения при упругом контакте от гидростатического давления. Материал пары трения – сталь ШХ15 и фторопласт. Радиус микронеровности  $r_1 = 0,035$  мм.

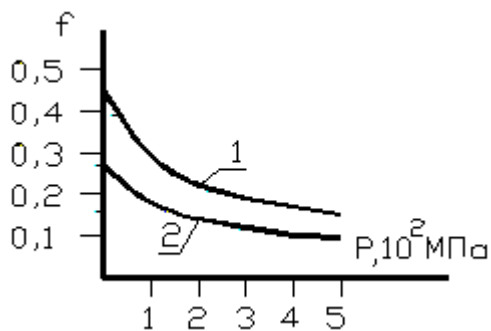


Рис. 2. Зависимость коэффициента трения при упругом контакте от ВГД ( $N = \text{const}$ ):  
1 –  $r_1 = 0,035$  мм; 2 –  $r_2 = 0,015$  мм

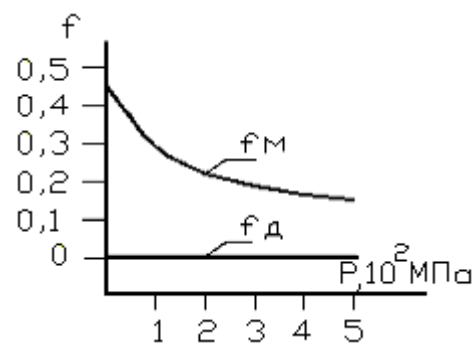


Рис. 3. Зависимость молекулярной и деформационной составляющих коэффициента трения при упругом контакте от ВГД.

Для радиуса микронеровности  $r_2 = 0,015$  мм, зависимость составляющих коэффициента трения имеет аналогичный вид. Согласно рис. 3 при увеличении давления значительно уменьшается молекулярная составляющая, а деформационная практически не изменяется.

Рассмотрим другое напряженно-деформированное состояние – пластический контакт. Коэффициент трения для пластического контакта определяется согласно [4]:

$$f = \frac{\tau_o}{HB} + \beta + \frac{0,31}{r} \cdot \left[ \frac{N}{HB} \right]^{0,5} \quad (3)$$



Пластический контакт достигается при использовании металлов только в тяжело нагруженных узлах трения и характерен для деталей с высоким модулем упругости.

Примем согласно [5] следующие фрикционные параметры для стали 45 при контактировании с шаровым индентором, изготовленным из стали ШХ15. Твердость стали 45  $HB = 2700$  МПа; адгезионные параметры  $\tau_0 = 203,9$  МПа;  $\beta = 0,044$ .

Твердость стали при воздействии ВГД увеличивается. Согласно [1] твердость возрастает на 5% при давлении 300 МПа. Интерполируя, получаем, что твердость при 1000 МПа увеличивается приблизительно на 16,7% за счет сложного напряженного состояния, т.е.  $HB_{1000} = 3150$  МПа.

Примем согласно [6] для стали 45 модуль упругости  $E = 2,06 \cdot 10^5$  МПа, коэффициент Пуассона  $\mu = 0,28$

Модуль упругости при ВГД также изменяется. По литературным данным [1], при давлении 1000 МПа изменение модуля упругости составляет 2,3%, тогда модуль упругости при давлении  $E_{1000} = 2,107 \cdot 10^5$  МПа.

Коэффициент Пуассона при давлении так же меняется. Согласно [1], при давлении 1000 МПа изменение  $\mu$  составляет 0,51%, тогда  $\mu_{1000} = 0,2814$ .

Радиусы единичных микронеровностей принимаем такие же.

Предельную нормальную нагрузку, при которой возникает пластический контакт, определяем согласно [5]:

$$N > 17r^2 \cdot (1 - \mu^2)^2 \cdot HB^3 / E^2. \quad (4)$$

В формулу (4) подставляем значения параметров без учета действия ВГД и измененные параметры под давлением.

Ориентировочные результаты расчетов критической нагрузки, при которой возникает пластический контакт, представлены на рис. 4. Материал пары трения – сталь ШХ15 и сталь 45.

Критическая нагрузка возникновения пластического контакта при всестороннем сжатии увеличилась приблизительно в 1,5 раза независимо от радиуса микронеровности.

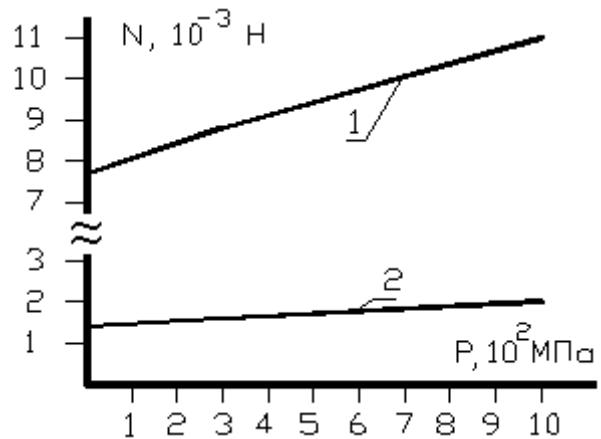


Рис. 4. Зависимость критической нагрузки при пластическом контакте от ВГД:  
1 –  $r_1 = 0,035$  мм; 2 –  $r_2 = 0,015$  мм

По полученным данным с помощью формулы (3) рассчитываем коэффициент трения для разных внешних давлений при пластическом контакте. Расчеты выполняем для различных радиусов микронеровности при постоянной нормальной нагрузке больше предельной.

На рис. 5 показана примерная зависимость коэффициента трения при пластическом контакте от всестороннего давления. Материал пары трения – сталь ШХ15 и сталь 45.

Выясним влияние давления при пластическом контакте на составляющие коэффициента трения. Используя формулу (3), определим составляющие коэффициента трения.

На рис. 6 показана примерная зависимость молекулярной и деформационной составляющих коэффициента трения при пластическом контакте от всестороннего гидростатического давления. Материал пары трения – сталь ШХ15 и сталь 45.

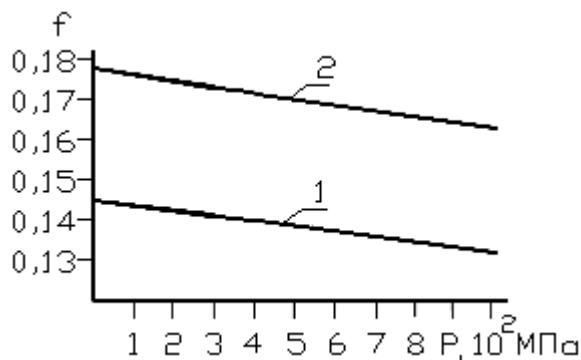


Рис. 5. Зависимость коэффициента трения при пластическом контакте от ВГД:  
1 –  $r_1 = 0,035$  мм; 2 –  $r_2 = 0,015$  мм

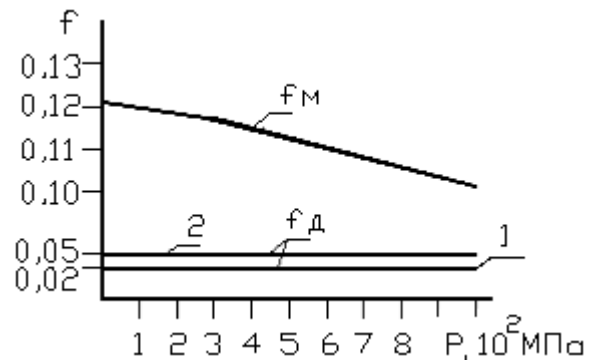


Рис. 6. Зависимость молекулярной и деформационной составляющих при пластическом контакте от ВГД:  
1 –  $r_1 = 0,035$  мм; 2 –  $r_2 = 0,015$  мм

Из рис. 6 видно, что при увеличении гидростатического давления более значительно уменьшается молекулярная составляющая коэффициента трения, а деформационная практически не изменяется. При меньшем радиусе микронеровности деформационная составляющая имеет большее значение.

Для полного представления влияния всестороннего гидростатического давления на коэффициент трения необходимо выявить зависимость изменения молекулярной составляющей от действия ВГД для различных материалов.

Из вышеизложенного следует, что всестороннее гидростатическое давление может существенно влиять на характеристики процессов трения через физико-механические свойства материалов.

## Выводы

1. Значительные колебания предельной нагрузки при упругом контакте, возможно, объясняются изменением свойств полимеров под действием гидростатического давления [3].

2. Для упругого контакта при увеличении гидростатического давления коэффициент трения значительно уменьшается для различных радиусов микронеровностей при постоянной нагрузке. Изменение коэффициента трения происходит в основном за счет уменьшения молекулярной составляющей.

3. Предельная нагрузка возникновения пластического контакта при возрастании ВГД увеличивается.

4. Для пластического контакта при постоянной нормальной нагрузке и возрастающем давлении до 1000 МПа коэффициент трения незначительно уменьшается для различных радиусов микронеровностей. Уменьшение коэффициента трения приблизительно составляет 10%. Изменение коэффициента трения происходит в основном за счет уменьшения молекулярной составляющей.

## Библиографический список

1. Механические свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии: справочник. М. : Машиностроение. 1983. 250 с.
2. Влияние высоких давлений на вещество: в 2 т. / Под ред. А.Н. Пилянкевича; [АН УССР, Ин-т пробл. материаловедения] // Киев : Наук. Думка. 1987.
3. Айнбиндерн, С.Б. Свойства полимеров в различных напряженных состояниях / С.Б. Айнбиндерн, Э.Л. Тюнина, К.И. Цируле. М. : Химия. 1981. 232 с.
4. Крагельский, И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. М. : Машиностроение. 1977. 526 с.
5. Крагельский, И.В. Узлы трения машин: справочник / И.В. Крагельский, Н.М. Михин. М. : Машиностроение. 1984. 280 с.
6. Феодосьев, В.И. Сопротивление материалов / В.И. Феодосьев. М. : Главная редакция физико-математической литературы изд-ва «Наука». 1970. 544 с.

УДК 621.216.74

В.Г. Бурдо  
Тверской государственный технический университет

### АНАЛИЗ ИЗНОСА ПЛАСТИН С МНОГОСЛОЙНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ ДЛЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

При исследовании процесса износа токарных режущих пластин в производственных условиях было выявлено, что их наиболее динамичными геометрическими характеристиками являются радиус при вершине резца  $R_1$  и радиус скругления главной режущей кромки  $R_2$  (рис. 1).

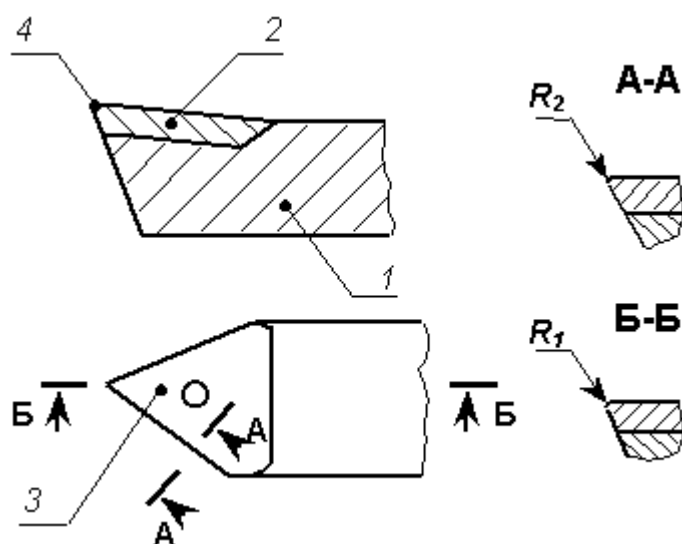


Рис. 1. Элементы токарного резца: 1 – резец; 2 – неперетачиваемая пластина; 3 – передняя грань; 4 – вершина резца

Также установлено, что изменяющимися характеристиками является шероховатость покрытия на передней грани и его толщина.

Анализ проводился на стали 40X13 твердостью HRC 28...32 ( $\sigma_B \geq 900$  МПа) и стали 12X18Н10Т в наклепанном состоянии до твердости HRC 26...30 ( $\sigma_B = 1050$  МПа). Эти стали относятся к сталям нержавеющей класса и в целом отличаются неудовлетворительной обрабатываемостью в связи с повышенным из-

носом инструмента и плохими условиями стружкообразования.

Активная динамика изменения указанных параметров объясняется скорее всего наиболее высокой силовой и температурной нагруженностью главной режущей кромки, вершины резца и передней грани в процессе резания.

Производственные наблюдения производились при наружном и внутреннем точении пластинами с различными режимами резания в их допустимом диапазоне.

На рис. 2 показаны результаты, полученные при наружном точении. Анализировалась обработка поверхностей  $\varnothing 60$  мм со скоростями резания 80 м/мин и подачей 0,2 мм/об (сталь 40X13) и 120 м/мин и 0,2 мм/об (сталь 12X18Н10Т). Глубина резания везде составляла 1,5 мм.

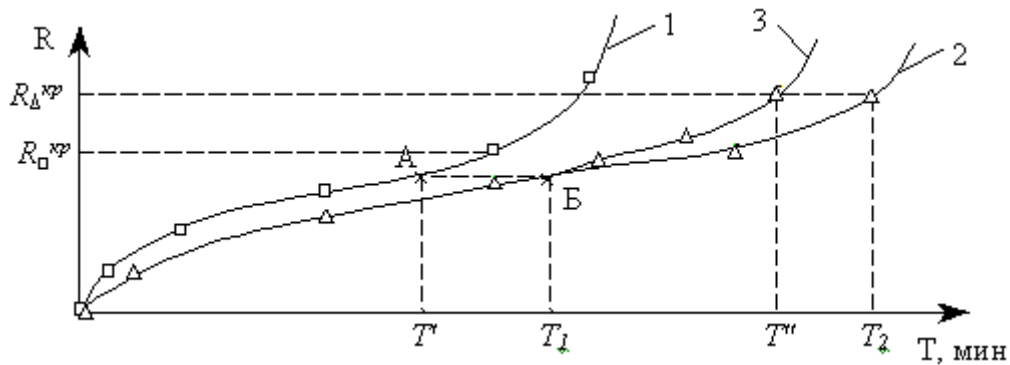


Рис. 2. Зависимость радиуса при вершине резца  $R_1$  от времени резания  $T$ :  
 $\square$  – сталь 12X18H10T;  $\Delta$  – сталь 40X13

Первоначально увеличение радиуса вызывается прежде всего приработываемостью в пределах толщины покрытия. Затем радиус увеличивается практически пропорционально до некоторой величины, после которой начинается разрушение пластины из-за ее оплавления. Повышение температуры объясняется увеличением мощности резания вследствие затупления, а следовательно, и выделяемого тепла.

Пропорциональность зависимости  $R_1 = f(T)$  в средней части, отражающей интенсивность износа, позволяет использовать ее для прогнозирования ожидаемого периода стойкости пластин.

Было установлено, что критические радиусы скругления  $R_1^{кр}$  и  $R_2^{кр}$ , после которых начинается выход инструмента, различны для указанных материалов при одинаковых начальных условиях, как и фактические периоды стойкости. При этом отношение  $R_{\Delta}^{кр}$  и  $R_{\square}^{кр}$  для сталей составляло 1,9...2; а отношение стойкостей  $T_2$  и  $T_1$  – 1,65...1,7. С учетом этого факта было сделано предположение о том, что доведенная практически до предельного износа пластина для стали 12X18H10T может быть использована и для сталей, имеющих большие значения  $R_1^{кр}$ .

Был проведен следующий производственный эксперимент. Пластиной обрабатывался материал 12X18H10T в период времени  $T' = 0,75$  от  $T_1$  (точка А на кривой 1, рис. 2). Затем той же пластиной продолжалась обработка стали 40X13, т.е. по существу условия эксперимента стали соответствовать точке Б на кривой 2.

Оказалось, что зона приработки имеет менее выраженный характер, и кривая 3 на большей части своей длины была параллельна кривой 2. Выход пластин из строя наступил приблизительно при тех же значениях  $R_1^{кр}$ , что и для новых пластин, которыми велась обработка стали 40X13. Подобная картина наблюдалась при анализе изменения радиуса закругления главной режущей кромки.

Следовательно, указанные параметры могут служить основой для прогнозной оценки ожидаемого периода стойкости инструмента.

Шероховатость поверхности на наружной грани имеет несколько другой характер изменения. Увеличение шероховатости наблюдается в период приработки инструмента, далее она практически не меняется, а затем опять начинает резко увеличиваться при непосредственном приближении к значениям периодов стойкости инструмента. Это скорее всего связано с быстрым износом покрытия и разрушением уже поверхностного слоя основного материала пластины. Поэтому визуально не наблюдаемое покрытие на передней грани пластины в области ее вершины может служить предупреждением о скором выходе пластины из строя.

В связи с изложенным интересными представляются исследования, направленные на определение критических значений  $R_1$  и  $R_2$  для различных сочетаний инструмента и марки обрабатываемого материала, что позволит прогнозировать стойкость пластин и разработать рекомендации по их дальнейшему использованию после определенных периодов эксплуатации.

УДК 621.891

И.И. Беркович, Ю.И. Морозова

Тверской государственной технической университет

## **ВЫБОР МЕТОДИК ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТРЕНИЯ ДИСПЕРСНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

Большое значение имеет выбор методики для определения характеристик трения дисперсных материалов (ДМ) с шероховатыми граничными поверхностями. Для рассмотрения выберем материалы с твердой дисперсной фазой. К ним можно отнести: грунты порошкообразные, гранулированные материалы, полимеры, измельченные минералы и различные виды твердого топлива. Сюда же можно отнести волокнистые и тканые структуры.

Рассмотрим случай, когда дисперсная среда не воспринимает нагрузки и имеет возможность свободно вытекать в окружающее пространство, а нагрузка воспринимается лишь твердой фазой. Основной отличительной особенностью ДМ по сравнению с твердыми телами является способность упрочняться под нагрузкой, в результате чего в ходе нагружения существенно растет число контактирующих частиц. При этом фактическая площадь контакта (ФПК) меняется пропорционально нагрузке, а коэффициент трения постоянен, что характерно для идеально пластического контакта,

когда ФПК равна твердости по Бринелю или утроенному пределу текучести [1]. То же самое возможно и в случае идеально упругого контакта.

В работе [2] получено соотношение для расчета ФПК порошковых материалов для упругого контакта с твердой поверхностью в виде

$$A_r = \frac{1,45 \Gamma [m(1-m) C^{1/3} m S^{(1-m)/3} j^{2/3}]}{\Gamma [(5-m)/(3-3m)] (1-m)^{5/3}} N^{(m+2)/3}, \quad (1)$$

В формуле (1)  $C$  и  $m$  – коэффициенты, характеризующие кривую уплотнения порошка (зависимость относительной плотности от уплотняющей нагрузки);  $S$  – номинальная площадь контакта (НПК);  $j$  – упругая постоянная из формулы Герца;  $\Gamma$  – символ гамма-функции. Учитывая, что из опытных данных  $0,8 \leq m \leq 1,0$ , то с достаточной для практики точностью можно считать, что в упругой области ФПК приблизительно пропорциональна номинальной нагрузке, а коэффициент трения постоянен.

Подобное можно сказать и об упругом контакте нитей и тканых структур с твердой поверхностью.

В работе [3] показано, что зависимость ФПК нитей от нагрузки выражается формулой

$$A_r = (2,26)^{2-0,5(n-1)} (lD)^{0,5n} N^{1-0,5n} / \prod_1^n E_{in}^{0,5^i}, \quad (2)$$

где  $l$  и  $D$  – длина и диаметр нити;  $E_{in}$  – приведенный модуль упругости элемента структуры нити  $i$ -го порядка сложности;  $n$  – степень сложности нити;  $\prod$  – символ произведения.

ФПК простых тканых структур определяется по формуле

$$A_r = \frac{(2,26)^{2-0,5(n-2)} (4,11c)^{0,5(n-1)} z^{3-1,0,5(n-1)}}{(kE_n)^{3-1,0,5(n-2)} \prod_1^{n-1} E_{in}^{0,5^i}} N^{1-3^{-l-0,5(n-1)}}, \quad (3)$$

Зависимость показателя степени у нагрузки от степени сложности нити

Порядок сложности нити	Показатель степени	
	Нить	Ткань
1	0,500	0,667
2	0,750	0,833
3	0,875	0,917
4	0,937	0,958
5	0,969	0,979

где  $C$  – числовой коэффициент в формуле Герца для контакта тороида с плоскостью,  $k$  – кривизна тороидального элемента нити, контактирующего с твердой поверхностью,  $z$  – число элементарных ячеек ткани на единице номинальной площади контакта.

В таблице приведены значения показателя степени у нагрузки в формулах (2), (3) в зависимости от степени сложности нити.

Как видно из таблицы, начиная с третьего порядка сложности нитей порядок степени у нагрузки становится достаточно близким к единице, и коэффициент трения можно считать не зависящим от нагрузки.

В связи с изложенным для определения коэффициента трения можно использовать методы, исключаящие испытания при различных нагрузках. Число экспериментов, необходимых для определения коэффициента трения, может быть существенно сокращено. Одновременно упрощается конструкция трибометров, поскольку система нагружения рассчитывается на создание одной фиксированной по величине нагрузки. Для испытания порошковых и волокнистых материалов в области упругого контакта целесообразно использовать наиболее простые трибометры типа «наклонная плоскость».

Для испытания материалов в виде сложных нитей и тканых структур удобно пользоваться трибометрами, в которых осуществляется скольжение гибкого элемента по цилиндрическому шкиву, и применять для расчета коэффициента трения формулу Эйлера, при выводе которой коэффициент трения считается константой.

Однако для порошков и волокнистых масс контакт может быть пластическим, особенно при осуществлении технологических процессов пресования. Коэффициент трения при этом непостоянен и падает с ростом давления (3). Поэтому проводя испытания в области пластической контактной деформации частиц необходимо использовать приборы, позволяющие получать зависимость коэффициента трения от нагрузки, в частности трибометры, в которых образец дисперсного материала прижимается с заданным усилием к плоскости поверхности и скользит по ней.

Приведенные в работе исследования позволяют определиться с подбором методик определения характеристик трения дисперсных материалов в области как упругого, так и пластического контакта.

#### **Библиографический список**

1. Крагельский, И.В. Трение и износ / И.В. Крагельский. М. : Машиностроение. 1968. 480 с.
2. Беркович, И.И. Фрикционное взаимодействие торфа с элементами оборудования торфяного производства: дис. д-ра техн. наук / И.И. Беркович. Тверь : ТГТУ, 1997. 266 с.
3. Беркович, И.И. Контактное взаимодействие дисперсных структур / И.И. Беркович, Ю.И. Морозова. Механика и физика фрикционного контакта: межвуз. сб. научн. тр. // Тверь : ТГТУ, 1998. С. 27-37.



УДК [621.891+536.755]:621.91

М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер  
Уфимский государственный авиационный технический университет**АНАЛИЗ КОНТАКТНЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ТРЕНИИ И РЕЗАНИИ**

Известно, что основные явления при трении концентрируются в тонком приповерхностном слое [1]. Научный и практический интерес представляют термодинамические аспекты состояния этого слоя и связь изнашивания с этим состоянием. В работе [2] убедительно показано, что любую трибосистему следует рассматривать как открытую неравновесную термодинамическую. В работах [2, 3] сформулирован принцип вторичной диссипативной гетерогенности, согласно которому в процессе трения происходят явления структурной приспособляемости (адаптации) контактирующих материалов, при которых все виды взаимодействия тел локализуются в тонкоплочном объекте – вторичных структурах (ВС). В соответствии с этим принципом вторичные структуры необходимы для рассеяния энергии при ее переходе из зоны трения в трущиеся тела, причем, рассеяние энергии должно происходить с наименьшей скоростью прироста энтропии. Вторичные структуры выполняют защитные функции, ограничивая распространение взаимодействия внутри трущихся тел и снижая интенсивность этого взаимодействия, поэтому их появление соответствует принципу Ле Шателье [3].

Известно, что изменение энтропии любой термодинамической системы равно [3]

$$dS = d_e S + d_i S,$$

где  $d_e S$  – изменение энтропии, обусловленное обменом веществом и энергией с внешней средой;  $d_i S$  – изменение энтропии, обусловленное «некомпенсированным преобразованием», т.е. эта энтропия произведена необратимыми процессами внутри системы.

В равновесном стационарном состоянии изменение энтропии по времени  $t$  равно нулю, т.е.

$$\frac{dS}{dt} = \frac{d_i S}{dt} + \frac{d_e S}{dt} = 0,$$

и при этом  $\frac{d_i S}{dt} > 0$ , тогда  $\frac{d_e S}{dt} < 0$ .

В термодинамике необратимых процессов важную роль играет диссипативная составляющая  $\frac{d_i S}{dt}$ , описывающая производство энтропии за счет внутренних источников в системе

$$\frac{d_i S}{dt} = \sum J_k \cdot X_k,$$

где  $X_k$  – обобщенная сила;  $J_k$  – вызванный ею обобщенный поток [3].

При разработке принципов рационального выбора и применения износостойких инструментальных материалов рассмотрим трибосистему «инструмент – обрабатываемый материал». Во вторичных структурах этой трибосистемы проходят следующие основные термодинамические потоки: поток тепла, поток вещества, поток физико-химических превращений и поток дополнительных воздействий (применение СОЖ, нестационарность режимов резания и т.п.).

Представим систему, состоящую из трущегося тела и источников энергии в зоне трения. Считаем, что источники энергии не имеют массы и поэтому не обладают энтропией.

Рассмотрим изменение производства энтропии одного из контактирующих тел – режущего инструмента – при резании металлов. Вначале предположим, что ВС трущихся поверхностей инструмента проходят только два термодинамических потока: поток тепла и поток вещества. Тогда изменение производства энтропии ВС со временем в рассматриваемой системе (без учета взаимосвязи потоков между собой) равно

$$\frac{d_i S}{dt} = \frac{dS_q}{dt} + \frac{dS_m}{dt}. \quad (1)$$

Здесь  $\frac{dS_q}{dt}$  – изменение производства энтропии теплового потока – равно:

$$\frac{dS_q}{dt} = J_q \cdot X_q, \quad (2)$$

где  $J_q$  – поток тепла;  $X_q = (\text{grad } T)/T^2$  – термодинамическая сила, вызывающая поток тепла ( $T$  – температура), по закону переноса теплоты Био-Фурье  $J_q = -\lambda \cdot \text{grad } T$  ( $\lambda$  – теплопроводность). Принимаем, что лишь некоторая часть ( $X$ ) механической энергии трения рассеивается потоком тепла, т.е.

$$J_q = f_m \cdot p_r \cdot V \cdot X \quad (X < 1),$$

где  $f_m$  – коэффициент трения;  $p_r$  – удельная нормальная нагрузка;  $V$  – скорость резания-скольжения.

Тогда после соответствующих подстановок и преобразований выражение (2) примет вид

$$\frac{dS_q}{dt} = \frac{(f_m \cdot p_r \cdot V \cdot X)^2}{\lambda \cdot T^2}.$$

Изменение энтропии потока вещества в ВС равно

$$\frac{dS_m}{dt} = J_m \cdot X_m, \quad (3)$$

где  $J_m$  – поток переноса вещества;  $X_m$  – термодинамическая сила, вызывающая поток вещества;  $X_m = (\text{grad } C)/T$  ( $C$  – концентрация вещества). По

закону переноса вещества Фика  $J_m = m_e - D \cdot \text{grad } C$  ( $D$  – коэффициент диффузии). Принимаем, что некоторая часть ( $Y$ ) общего производства энтропии при трении расходуется на формирование потока вещества, т.е.

$$J_m = f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Y \quad (Y < 1).$$

Тогда выражение (3) примет вид

$$\frac{dS_m}{dt} = f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Y \frac{m_e}{D \cdot T}. \quad (4)$$

После подстановки выражений (3), (4) в формулу (1) получим:

$$\frac{d_i S}{dt} = \frac{(f_m \cdot p_r \cdot V \cdot X)^2}{\lambda \cdot T^2} + f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Y \frac{m_e}{D \cdot T}. \quad (5)$$

Согласно теореме Пригожина И. [3], изменение производства энтропии со временем в системе в стационарном состоянии минимально и устойчиво в определенных пределах изменения параметров.

Дифференцируя выражение (5) по скорости резания  $V$  (скорости скольжения) как независимой переменной рассматриваемой трибологической системы и приравнявая результат к нулю, получим условие стационарности этой системы

$$\frac{2f_m \cdot p_r \cdot V \cdot X}{\lambda_{cp} \cdot T} - \left| Y \frac{m_e}{D_{cp}} \right| = 0. \quad (6)$$

Знак перед вторым членом принят отрицательным, так как из условия аддитивности [3] он пропорционален интенсивности изнашивания материала трущегося тела, а частицы износа удаляются из трибосистемы со своим содержанием энтропии.

Из выражения (6) можно определить поток вещества

$$m_e = \frac{2f_m \cdot p_r \cdot V \cdot X \cdot D_{cp}}{\lambda_{cp} \cdot T \cdot Y}. \quad (7)$$

В выражение (7) введены средние значения теплопроводности  $\lambda_{cp}$  и коэффициента диффузии  $D_{cp}$  во вторичных структурах в предположении независимости их от скорости резания.

Очевидно, что величина интенсивности изнашивания режущего инструмента связана с потоком вещества  $m_e$ , который обуславливается градиентом концентрации вещества. И только при износе (удалении насыщенных слоев) возможно продолжение потока вещества, так как снова появляется градиент его концентрации. Тогда линейная интенсивность изнашивания  $J_h$  и поток вещества  $m_e$  могут быть связаны соотношением:

$$J_h = \frac{k \cdot m_e}{\rho \cdot V},$$

где  $k$  – коэффициент пропорциональности;  $\rho$  – плотность вещества изношенных частиц.

Коэффициент трения на задней поверхности режущих инструментов, как показано в работе [4], в основном определяется адгезионной составляющей коэффициента трения и равен

$$f_m = \frac{\tau_{nn}}{p_{rn}}, \quad (8)$$

где  $\tau_{nn}$  – прочность адгезионных связей на срез;  $p_{rn}$  – предельное нормальное напряжение на пластическом контакте.

Именно такой контакт имеет место на задней поверхности режущих инструментов, т.е. в выражении (7)  $p_r = p_{rn}$ . Тогда выражение (8) можно представить в виде:

$$J_h = \frac{2X \cdot k}{Y} \cdot \frac{\tau_{nn} \cdot D_{cp}}{\lambda_{cp} \cdot T \cdot \rho}. \quad (9)$$

Из выражения (9) видно, что интенсивность изнашивания инструментов по задней поверхности в значительной мере определяется температурными зависимостями  $\tau_{nn}(T)$ .

Формула (9) является аналитическим выражением интенсивности изнашивания режущих инструментов, которое получено из условия устойчивости стационарного состояния с минимальным производством энтропии на фрикционном контакте «инструмент – обрабатываемый материал».

В условиях, когда влияние физико-химических превращений в ВС фрикционного контакта является несущественным, из выражения (9) следует, что

$$C = \frac{J_h \cdot T}{\tau_{nn}} = \frac{2X \cdot k}{Y} \cdot \frac{D_{cp}}{\lambda_{cp} \cdot \rho}. \quad (10)$$

Согласно (10) величина  $C$  не должна изменяться с повышением температуры  $T$ .

В таблице представлены результаты экспериментальных исследований и значения величины  $C$ , вычисленные по этим результатам, в зависимости от температуры резания, изменяющейся за счет изменения скорости резания. Из таблицы видно, что для каждого состояния трибосистемы «инструмент – обрабатываемый материал» повышение температуры  $T$  в исследованном диапазоне до некоторой величины, названной как характерная  $T_{хар}$ , практически не изменяет величину  $C$ . Эта температура в работе [4] названа оптимальной температурой резания, т.к. при этой температуре интенсивность изнашивания режущего инструмента минимальна. Что свидетельствует, во-первых, о том, что до температур  $T_{хар}$  физико-химические превращения на фрикционном контакте не могут играть определяющей

роли в формировании потока вещества и изнашивании инструмента (возможно, в связи с тем, что именно до этих температур рассматриваемые превращения практически отсутствуют); во-вторых, соответствие интенсивности изнашивания режущих инструментов (по меньшей мере до температур  $T_{\text{хар}}$ ) выражению (9) показывает, что состояние ВС на фрикционном контакте «инструмент – обрабатываемый материал» может рассматриваться как стационарное с минимальным производством энтропии, устойчивое по отношению к изменению скорости (температуры) резания; в-третьих, при температурах  $T_{\text{хар}}$  и выше, очевидно, устанавливаются новые связи между элементами системы (поток вещества и температурой), которые можно объяснить появлением новой структуры, способствующей упорядочению системы.

Такие результаты получены для существенно различных условий резания металлов: точение и фрезерование; твердосплавные и быстрорежущие инструментальные материалы; жаропрочные сплавы и конструкционные стали как обрабатываемые материалы.

Точение сплава ХН70ВМТЮБ резцом ВК6М:  
 скорость резания  $V = 15 - 65$  м/мин,  
 глубина  $t = 0,5$  мм, подача  $S = 0,08$  мм/об

Температура резания $T$ , К	$\tau_{nn}$ , МПа	$J_h \cdot 10^7$	$C \cdot 10^7$
873	620	1,1	1,55
923	540	0,9	1,54
973	500	0,8	1,55
1073	380	2	5,6
1173	220	4	21,3

В работе [4] показано, что если механическая энергия трения является единственным источником изменения производства энтропии, термодинамическая система не теряет устойчивости. Для возможности прохождения самоорганизации необходимо более одного независимого источника диссипации энергии. Ими могут быть несамопроизвольные химические реакции, инициируемые трением [4]. Следовательно, при температурах резания  $T_{\text{хар}}$  и выше на фрикционном контакте появляются новые источники диссипации энергии – несамопроизвольные химические реакции, инициируемые трением, с избыточным производством энтропии, часть которого может стать отрицательной величиной (в зависимости от вида происходящих химических реакций).

Тогда изменение производства энтропии ВС со временем в трибосистеме с учетом физико-химических превращений равно

$$\frac{d_i S}{dt} = \frac{dS_q}{dt} + \frac{dS_m}{dt} + \frac{dS_\phi}{dt}. \quad (11)$$

Здесь изменение со временем энтропии потока физико-химических превращений в ВС согласно [3] равно

$$\frac{dS_\phi}{dt} = J_x \cdot X_x, \quad (12)$$

где  $J_x$  – скорость химических реакций;  $X_x$  – термодинамическая сила, вызывающая химические реакции;  $X_x = A/T$  ( $A$  – химическое сродство). Согласно исследованиям [4], вблизи термодинамического равновесия скорость химической реакции и химическое сродство связаны соотношением:

$$V_x = L_{11} \cdot R \cdot T \cdot \left( \exp \frac{A}{R \cdot T} - 1 \right),$$

где  $L_{11}$  – коэффициент сопряженных взаимодействий,  $R$  – газовая постоянная.

Разложив  $\left( \exp \frac{A}{R \cdot T} \right)$  в ряд и отбросив члены второй и далее степеней малости, получим

$$V_x \approx L_{11} \cdot A.$$

Примем, что некоторая часть ( $Z$ ) механической энергии трения расходуется на физико-химические превращения в ВС, т.е.

$$J_x = f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Z \quad (Z = 1 - X - Y).$$

Тогда выражение (12) примет вид

$$\frac{dS_\phi}{dt} = f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Z \frac{V_x}{L_{11} \cdot T}. \quad (13)$$

После подстановки выражений (5) и (13) в (11) получим

$$\frac{d_i S}{dt} = \frac{(f_m \cdot p_r \cdot V \cdot X)^2}{\lambda \cdot T^2} - \left| f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Y \frac{m_e}{D \cdot T} \right| \pm \left| f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Z \frac{V_x}{L_{11} \cdot T} \right|.$$

Если во вторичных структурах трибосистемы «инструмент – обрабатываемый материал» проходят в общем случае термодинамические потоки тепла, вещества, физико-химических превращений и дополнительных воздействий, то изменение производства ВС со временем будет равно

$$\frac{d_i S}{dt} = \frac{(f_m \cdot p_r \cdot V \cdot X)^2}{\lambda \cdot T^2} - \left| f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Y \frac{m_e}{D \cdot T} \right| \pm \left| f_m \cdot p_r \cdot V \cdot Z \frac{V_x}{L_{11} \cdot T} \right| + J_\epsilon \cdot X_\epsilon,$$

где  $J_\epsilon$  – поток дополнительных воздействий;  $X_\epsilon$  – термодинамическая сила, вызывающая поток дополнительных воздействий. Конкретизация величин  $J_\epsilon$  и  $X_\epsilon$  зависит от вида применяемых дополнительных воздействий. Это составляющая производства энтропии в общем случае не зависит от характеристик трения на фрикционном контакте.

Поэтому для прогнозируемой адаптации поверхностей трения и снижения интенсивности изнашивания необходимо применять инструментальные материалы и износостойкие покрытия, содержащие химические элементы и соединения, способные в определенных условиях вступать в

химическое взаимодействие с обрабатываемым материалом и окружающей средой, создавать неравновесные вторичные структуры с отрицательным производством энтропии. Дополнительные воздействия на зону резания (применение СОЖ, нестационарность элементов режима резания и т.п.) должны способствовать этому.

Таким образом, представленные экспериментальные результаты подтвердили прохождение самоорганизации при температурах резания  $T_{хар}$  и выше и образование на фрикционном контакте «инструмент – обрабатываемый материал» неравновесных диссипативных структур.

### Библиографический список

1. Бершадский, Л.И. Структурная термодинамика трибосистем / Л.И. Бершадский. Киев : Знание, 1990. 253 с.
2. 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.
3. Пригожин, И. Современная термодинамика / И. Пригожин, Д. Кондипуди. М. : Мир, 2002. 461 с.
4. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания металлов / А.Д. Макаров. М. : Машиностроение, 1976. 278 с.

УДК 621. 91/:56

М.Ш. Мигранов

Уфимский государственный авиационный технический университет

## ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТА С МОДИФИЦИРОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Одним из способов улучшения режущих свойств инструментов является разработка нового вида многослойных покрытий, которые сочетали бы в себе повышенную износостойкость и антифрикционные свойства. Такие покрытия появились сравнительно недавно [1]. Причина интереса к таким покрытиям объяснима. Известно [1, 2], что высокая износостойкость инструментов с твердым покрытием определяется тем, что они функционируют в качестве экрана для контактирующих поверхностей инструмента, тем самым защищая их от внешнего воздействия при резании. В основном это происходит во время стационарной стадии износа (нормальном износе). Однако, неизбежный износ покрытия приводит в дальнейшем к воздействию на базовый материал инструмента, фрикционные свойства которого значительно хуже свойств покрытия. В результате износ инструмента быстро вступает в свою катастрофическую фазу. Продление стадии нормального

трения, однако, вполне осуществимо. Это достигается в многослойных покрытиях нанесением дополнительного нижнего слоя на поверхность основы инструмента. Этот слой должен сочетать в себе свойства и способности создавать защитные вторичные структуры в межфазовом слое покрытия и подложки. Одним из способов создания таких слоев является ионная модификация (легирование или смешивание) поверхности инструмента [3].

Целью данной работы является исследование влияния антифрикционного состава подложки на трибологические свойства режущего инструмента с такого рода покрытиями и определить наилучшую основу для разработки многослойных покрытий, обеспечивающих для каждого слоя покрытия выполнение функции износостойкости на соответствующей стадии износа.

В работе исследовались многослойные триплексные покрытия. Покрытие было нанесено с помощью трех устройств. Используемая в качестве основы быстрорежущая сталь была предварительно азотирована в тлеющем разряде. Затем поверхность инструмента была модифицирована добавлением ионов до нанесения твердого покрытия. Наконец, модифицированный слой (Ti, Cr)N был покрыт с помощью ФОП-метода.

Ионное азотирование подложки из быстрорежущей стали производилось в специальном устройстве для ионного азотирования в сочетании с нагреванием. Твердое покрытие наносилось плазмой с дуговым разрядом катода (CAPDP). Поверхностный слой очищался до имплантации специальной небольшой по времени обработкой в тлеющем разряде для улучшения адгезии ФОП-покрытия с подложкой. До нанесения ФОП-покрытия каждый из образцов был имплантирован ионами одного из шестнадцати различных элементов с помощью высокоэнергетического ионного имплантатора с энергией приблизительно в 60 кэВ.

Для ионной модификации на поверхности использовались шестнадцать химических элементов, заранее выбранных для этой работы. Эти элементы можно сгруппировать следующим образом (см. таблицу [3]):

1. элементы (газы) с высокой способностью к окислению, создающие устойчивые динамические защитные поверхностные пленки при трении, например O, N, J и Cl;

2. неметаллы (B, C, Si), способные создавать соединения с высокими техническими свойствами при взаимодействии с основными материалами и окружающими элементами;

3. металлы, включая металлы с низкой точкой плавления (в частности In, Mg, Sn, Ga), используемые как смазки или антифрикционные материалы; родственные металлы с гексагональной решеткой и антифрикционными свойствами;

металлы (Al, Cr), способные образовывать окисеподобные пленки, устойчивые при резании, с хорошими антифрикционными свойствами и низким коэффициентом теплопроводности;



металлы с низким коэффициентом трения при контактировании с обрабатываемыми материалами (сталью, никелевыми и титановыми сплавами), например Ag и Cu.

Выбирая металлические материалы, мы принимали во внимание известные исследования по трибологической совместимости контактирующих элементов. Для ионной имплантации были выбраны химические элементы с наименьшей совместимостью в трибопарах с железом, никелем и титаном, т.е. с металлами, входящими в состав обрабатываемых материалов: низколегированных, теплостойких и некоррозийных сталей, а также титановых и никелевых сплавов, широко используемых в деталях машин. Более того, азотированная поверхность инструмента подвергалась ионному смешиванию с четырьмя типами антифрикционных сплавов, часто используемых для улучшения условий трения скольжения: сплава на основе цинка Zn + Al (9%) + Cu (2%); сплава на основе Cu + Pb (12%) + Sn (8%); сплава на основе свинца Pb + Sn (1%) + Cu (3%) и сплава на основе алюминия Al + Sn (20%) + Cu (1%) + Si (0,5%).

Износ четырехгранных быстросменных пластин из быстрорежущей стали с многослойными покрытиями исследовался при точении стали 40X со скоростью резания 270 м/мин, глубина резания – 0,5 мм, подача – 0,11 мм/об. Резание проводилось как с охлаждающей жидкостью, так и без нее. Влияние ионной модификации поверхности на износостойкость резцов было оценено путем сравнения периодов стойкости инструментов с предложенными многослойными покрытиями инструментов с поверхностными технологическим покрытиями без дополнительной ионной модификации. Коэффициент износостойкости инструмента был определен как отношение времени, необходимого для резания до соответствующего техническим условиям значения износа инструмента с многослойным покрытием, к времени, необходимому для резания инструментом с поверхностным технологическим покрытием (Ti,Cr)N + ионное азотирование.

Коэффициенты трения были определены с помощью адгезиомера особой конструкции [4]. На этом адгезиомере вращающийся индентор с исследуемыми покрытиями был помещен между двумя полированными образцами, изготовленными из обрабатываемого материала (сталь 40X). Чтобы смоделировать условия трения, аналогичные процессу резания, образцы и индентор нагревались электроконтактным способом в диапазоне температур от 150 до 550°C. Сжимающая образцы сила равнялась 2400 Н, это создавало пластическую деформацию в зоне контакта. Для оценки антифрикционных свойств слоя мы использовали адгезионный компонент коэффициента трения. Этот компонент важен для оценки и прогнозирования интенсивности износа при трении металлов. Он определялся как отношение сопротивления сдвигу  $\tau_{ms}$ , вызываемому адгезионным взаимодействием

ем между материалами инструмента и обрабатываемой деталью к нормальному напряжению  $P_m$ , возникающему на пластическом контакте при температурах испытания ( $\tau_{mv}/P_m$ ).

Износостойкость резцов с модифицированным поверхностным слоем  
(ионная имплантация)

Группа	Материал	Состав элементов	Коэффициент адгезии к подложке с модификацией	Коэффициент износостойкости при резании	
				без СОЖ	с СОЖ
Поверхность, модифицированная ионной имплантацией					
1	Элементы с высокой степенью окисления	O	0,25	0,9	1,25
		N	0,41	2,0	1,83
		I	0,7 – 0,8	3,2	0,7
		Cl	-	1,8	-
2	Неметаллы	B	0,6	1,2	0,65
		C	0,6	1,7	0,83
		Si	-	0,7	0,6
3	Металлы				
а	Легкоплавкие	In	0,6	2,4	2,1
		Mg	0,25	3,0	0,08
		Sn	0,6	0,8	0,7
		Ga	-	2,0	-
б	С гексагональной решеткой	Co	0,5	1,8	0,13
в	Образующие устойчивые оксиды	Al	0,4	0,15	1,3
		Cr	0,6	0,2	1,2
г	С низким коэффициентом трения	Cu	0,55	1,0	2,5
		Ag	0,4	3,1	2,7
Поверхности, модифицированные антифрикционными сплавами (ионная имплантация)					
4	Zn – Al – Cu 9 – 1,5 ГОСТ 21437-75	Zn + Al(9%) + Cu(2%)	0,44	1,98	-
	Бронза 8 -12	Cu + Pb(11%) + Sn(9%)	0,4	0,95	-
	Баббит БК – 2 ГОСТ 1320-74	Pb + Sn(1,5%)	0,35	0,6	-
	Al – Sn – Cu АО20 – 1 ГОСТ 14113-69	Al + Sn(20%) + Cu(1%) + Si(0,5%)	0,3	0,4	-

Имплантирование химических элементов позволяет получать лучшие результаты. Такие элементы, как индий, серебро и азот, повышают износостойкость инструмента в 2–3 раза (см. табл.) при различных условиях резания (с охлаждающей жидкостью и без нее). Полученные результаты можно рассматривать как нормальные. Индий и серебро, наименее взаимодействующие с железом, можно использовать как смазывающие вещества при обработке металлов. Они способствуют образованию измельченной стружки на резце с таким покрытием. Ионная модификация поверхности резца с другими исследуемыми элементами дает неустойчивый или негативный эффект, т.е. снижение износостойкости инструмента и невозможность обеспечения высокой адгезии между твердым покрытием и основанием.

С нашей точки зрения, наиболее предпочтительным, что касается комплекса свойств, является покрытие с имплантированным слоем индия, что дает возможность повысить износостойкость инструмента максимально, независимо, используется ли он с охлаждающей жидкостью или без нее (см. таблицу). В то же самое время адгезия между покрытием и основным слоем, модифицированным индием, также достаточно высока. Это подтверждает надежность покрытия в целом.

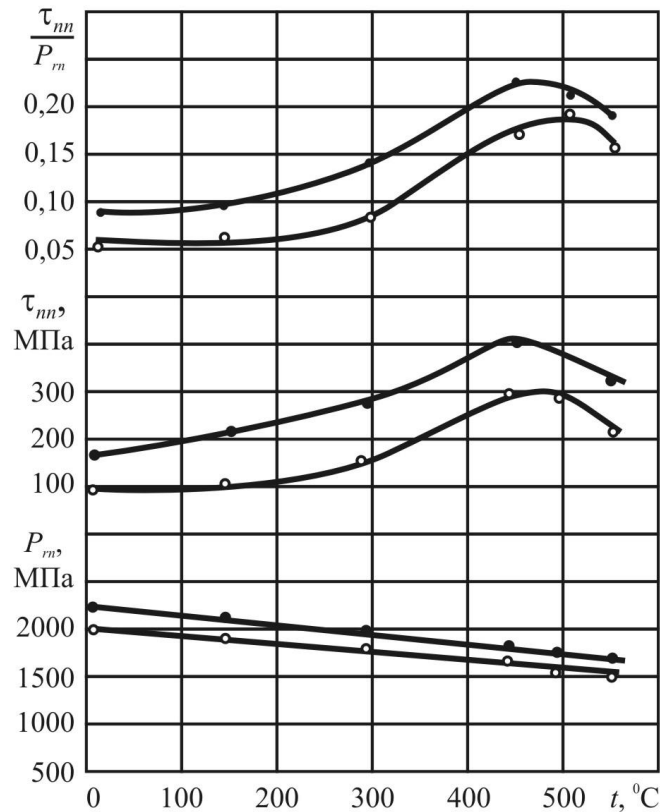
Исследование зависимости коэффициента трения от температуры для образцов с модифицированной поверхностью показали, что индий (In) улучшает фрикционные свойства быстрорежущей стали (см. рис.). Действуя как смазочное вещество, In снижает сопротивление сдвигу  $\tau_m$  адгезионных связей, возникших в трибопарах.

Этого, однако, недостаточно для объяснения износостойкости резцов с поверхностью, модифицированной индием, в 2 и более раза. Как показал спектрометрический анализ массы зоны износа, влияние индия более сложное. Кроме индия в массе металла в зоне износа обнаружено присутствие оксида индия, возникшего в результате разложения как индия, так и нитрида индия при нагревании во время трения.

Следовательно, оптимизируя технологию имплантации и смешивания ионов в дополнительном слое, можно увеличить позитивное влияние ионной модификации на износ инструмента. Исследования показали целесообразность сочетания ионной имплантации и ФОП – обработки в пределах технологического цикла одного многоцелевого устройства для нанесения покрытий.

Положительное влияние ионной имплантации In на износостойкость инструмента можно объяснить сложными процессами. Действуя как жидкая фаза при температурах резания, индий способствует уменьшению коэффициента трения. Кроме того, когда резец нагревается при трении, образующиеся на поверхности износа кислородосодержащие фазы индия за-

щищают инструмент, препятствуя переходу от нормального к катастрофическому износу. Это позволяет увеличить стадию нормального износа и значительно повысить износостойкость инструмента.



Влияние температуры при испытании на фрикционные свойства режущих инструментов из быстрорежущей стали с модифицированной поверхностью:  
 ● – ионное азотирование P6M5; ○ – ионное азотирование P6M5 + имплантация In

#### Библиографический список

1. Верещака, А.С. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака, И.П. Третьяков. М. : Машиностроение, 1986. 192 с.
2. Лоладзе, Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. М. : Машиностроение, 1982. 320 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.
4. Шустер, Л.Ш. Адгезионное взаимодействие твердых металлических тел / Л.Ш. Шустер. Уфа : Гилем, 1999. 199 с.

УДК 621.9.06

А.П. Архаров  
Тверской государственной технической университет

### **АВТОМАТИЗАЦИЯ ВТОРИЧНОЙ ОРИЕНТАЦИИ СТУПЕНЧАТЫХ СТЕРЖНЕЙ**

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

Для ориентации ступенчатых стержней известен способ, реализованный в селекторном устройстве [1]. Однако этот способ 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 способа для ориентации подобных деталей. Кроме того, необходимость закрепления неправильно ориентированной детали перед транспортированием, а затем открепления ее перед передачей в отводящий лоток снижает надежность и усложняет способ ориентации.

Для ориентации ступенчатых стержней применяется также способ, включающий подачу детали в паз наклонного кольца, транспортирование ее путем вращения кольца, передачу правильно ориентированной детали и ее переориентацию в требуемое положение вращением кольца до совмещения его паза с отводящим лотком, освобождение от фиксации и передачу в отводящий лоток, причем перед подачей детали в паз наклонного кольца уменьшают размер поперечного сечения выходной части паза для обеспечения захода в нее правильно ориентированной детали, а перед подачей детали в отводящий лоток размер поперечного сечения выходной части паза увеличивают до размеров его входной части [2].

Однако операции, связанные с фиксацией, и освобождение от фиксации неправильно ориентированной детали с уменьшением и увеличением размеров поперечного сечения выходной части паза усложняют способ. Отмеченных недостатков лишен разработанный способ автоматической ориентации ступенчатых стержней [3] (см. рис.).

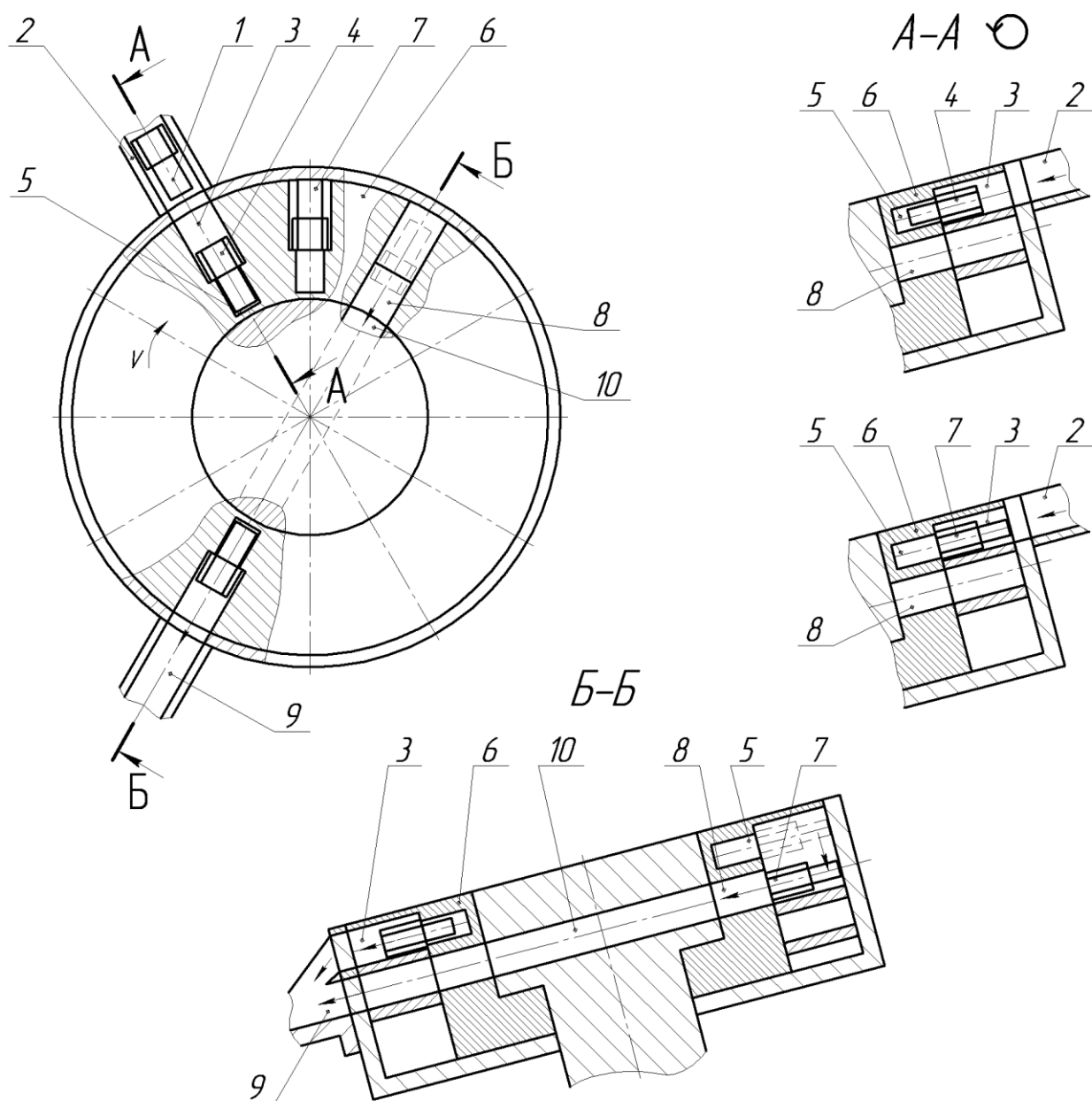


Схема осуществления способа автоматической ориентации ступенчатых стержней

Способ включает следующие операции: подачу детали 1 из подводящего лотка 2 в паз 3 с вводом малой ступени неправильно ориентированной детали 4 в гнездо 5 наклонного кольца 6, транспортирование детали путем вращения со скоростью  $V$  кольца 6, опускание правильно ориентированной детали 7 по глубине паза 3 до совмещения с окном 8 кольца 6, передачу правильно ориентированной детали 7 в отводящий лоток 9 по сквозному наклонному каналу 10, переориентацию неправильно ориентированной детали 4 в требуемое положение путем вращения кольца 6 до со-

вмещения его паза 3 с отводящим лотком 9 и удаления ее в упомянутый лоток.

Способ реализуется следующим образом. По подводящему лотку 2 в паз 3 наклонного кольца 6 подают деталь 1, которая в упомянутом пазу может занимать одно из двух возможных положений. При одном положении деталь своей малой по диаметру ступенью заходит в гнездо 5 (это положение принято, как положение неправильно ориентированной детали 4), а при другом положении деталь обращена к гнезду 5 своей большей по диаметру ступенью и не может зайти в него, поскольку размеры поперечного сечения упомянутого гнезда меньше размеров поперечного сечения большей по диаметру ступени (это положение принято как положение правильно ориентированной детали 7). При транспортировании кольцом 6 неправильно ориентированную деталь 4, задержанную в пазу 3 гнездом 5, переориентируют в требуемое положение путем вращения этого кольца и при совмещении паза 3 с отводящим лотком 9 удаляют в этот лоток.

Транспортируемую кольцом 6 правильно ориентированную деталь 7, не задержанную гнездом 5, опускают по глубине паза 3 до совмещения с окном 8, а затем через это окно по сквозному наклонному каналу 10 передают в отводящий лоток 9. Поэтому в отводящий лоток 9 попадают детали в правильно ориентированном положении.

Таким образом, за счет исключения операций, обеспечивающих фиксацию и освобождение от фиксации неправильно ориентированной детали, а также операций по изменению размеров поперечного сечения выходной части паза, по перемещению правильно ориентированной детали по глубине паза и других условий удержания в кольце неправильно ориентированной детали, обеспечивается, по сравнению с известными, упрощение способа ориентации.

Способ может быть использован 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 № 2171736. Способ ориентации ступенчатых стержней / А.П. Архаров, А.В. Цыгвинцев; заявл. 20.10.2000; опубл. 10.08.2001. Бюл. № 22.
3. Патент № 2271916. Способ ориентации ступенчатых стержней / А.П. Архаров, Н.С. Архарова; заявл. 12.07.2004; опубл. 20.03.2006. Бюл. № 8.

УДК 681.3

Е.В. Полетаева  
Тверской государственный технический университет

## **К ПРОБЛЕМЕ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНОГО РЕШЕНИЯ В ПРОСТРАНСТВЕ РЕШЕНИЙ ЗАДАЧ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ**

Технологическое проектирование можно рассматривать как процесс, состоящий из отдельных этапов, таких как определение маршрута обработки детали, выбор станочного оборудования, оснастки, режимов обработки и т.д. При этом на каждом этапе решается задача выбора рационального решения в некотором пространстве допустимых решений. На каждом этапе используется определённая модель или совокупность моделей, специально предназначенных для нахождения рационального решения задач этого этапа, причём их последовательность соответствует движению от общего к частному, т.е. на каждом этапе происходит всё большая детализация и конкретизация решения, найденного на предыдущем этапе. Таким образом, область допустимых решений каждого последующего этапа определяется решением, найденным на предыдущем этапе проектирования.

Такая методика расчётов характерна как для автоматизированного, так и для неавтоматизированного проектирования. Проблема заключается в том, что решение, принятое на предыдущем этапе, ограничивает пространство решений следующего этапа проектирования, которое в сложных системах рационально для данного этапа, но не обязательно будет рациональным в целом для системы. Декларируемый же часто возврат к расчётам на предыдущем уровне, если по каким-то критериям полученное решение не удовлетворяет проектировщика или проработка большого числа вариантов решений часто является на практике трудно выполнимым.

Для неавтоматизированного проектирования такое решение проблемы приемлемо, т.к. время технологического проектирования ограничено, анализ сложных систем требует недопустимо больших затрат времени, и технолог часто пользуется аналогами уже готовых ранее решений, удовлетворительно зарекомендовавших себя на практике.

С развитием автоматизированных интегрированных производственных систем появляется возможность создания моделей, описывающих сложные (большие) системы, каковыми и являются рассматриваемые производственные системы. Основой интеграции сложной интегрированной системы является база знаний. Её структура определяет систему обработки этих знаний для решения задач проектирования.



Сегодня существуют разные модели баз знаний и основанные на них системы обработки этих знаний. Их сложность и объём зависит от характера задач, для решения которых они предназначены. Однако существуют некоторые основные моменты, которые не может обойти ни один разработчик базы знаний в конкретной предметной области, а именно – её элементная и структурная составляющая. Если основными элементами базы знаний являются некие сущности, их атрибуты, свойства, характеристики, определяющие поведение в условиях некоторой внешней среды, и между этими сущностями устанавливаются отношения, существенные с точки зрения пользователя, решающего конкретную производственную задачу, то в зависимости от того, что именно является неизвестным, все проблемы разделяют на три класса [1]. Первый класс – это проблемы анализа, когда сущности заданы и исследуется вопрос о том, какие характеристики они имеют в условиях заданной внешней среды. Второй класс – это проблемы синтеза, в которых задаются требуемые характеристики и необходимо определить сущности, обеспечивающие в условиях заданной среды получение этих характеристик. Третий класс – проблемы оценки внешней среды. В проблемах этого класса заданы сущности и их характеристики, и надо получить такую среду, в условиях которой сущности проявляют заданные характеристики.

Задачи технологического проектирования могут быть отнесены к задачам второго класса, когда в условиях заданной внешней среды (существующей производственной системы) на основании требуемых характеристик (характеристик изделия) необходимо определить сущности (станочное оборудование, оснастку и др.), которые в условиях рассматриваемой производственной системы обеспечивают получение изделия с заданными характеристиками.

Для решения проблем синтеза, к которым относятся подобные задачи, известен алгоритм, содержащий такие действия, как создание исследовательской модели, анализ этой модели как решение проблемы анализа и определение её функций, сравнение полученных результатов с заданными требованиями и прекращение процесса решения (если результаты и требования совпадают) или же возврат (если совпадение не получено). Этот процесс носит недетерминированный, итерационный характер и является более сложным, чем процесс решения проблемы анализа, в том смысле, что включает в свой состав саму проблему анализа. Особенностью процесса синтеза является необходимость проведения поиска для достижения поставленной цели. Модель проблемы синтеза корректируется по результатам вычислений на стадии анализа. Для задач синтеза характерна цикличность. Работа ведётся в интерактивном режиме. Заметим, что такой алго-

ритм пригоден как для автоматизированного проектирования, так и для неавтоматизированного.

Использование возможностей современной вычислительной техники, её аппаратного и программного обеспечения позволяет предложить другой алгоритм решения задач технологического проектирования. На первом этапе генерируются все возможные варианты технологических решений, т.е. синтезируется пространство решений рассматриваемой задачи. На втором этапе в соответствии с выбранным критерием определяется рациональное решение. При этом и на первом, и на втором этапе не исключается интерактивный режим проектирования.

При автоматизированном проектировании такой алгоритм предпочтительнее. Кроме того, его осуществление проблематично в условиях неавтоматизированного проектирования из-за высокой его трудоёмкости. Однако реализация такого алгоритма возможна лишь при обязательном соблюдении некоторых условий, которые учтены при разработке структуры базы знаний, рассмотренных в работе [2]. Главным из этих условий является то, что база знаний, на основании которой осуществляется синтез пространства решений задачи технологического проектирования, должна содержать в себе не отдельно сущности и среду, связанные между собой, а структурированную производственную систему в соответствии с существующими теориями в рассматриваемой предметной области. Другими словами, элементы производственной системы должны быть увязаны между собой в единую информационную систему, а исходные данные, такие как изделие со всеми его свойствами, лишь фиксируют элементы производственной системы, связанные с другими элементами, которые являются искомыми. Выявив все возможные связи, можно сформировать пространство решений задач технологического проектирования. При этом объём этого пространства будет зависеть от объёма наполнения базы знаний и количества учтённых в модели связей между элементами системы.

Такой подход к решению рассматриваемой проблемы позволяет на одном этапе проектирования, соединив анализ и синтез, сгенерировать такую область допустимых решений, которая гарантированно содержит рациональное решение, соответствующее современному состоянию научных знаний в рассматриваемой предметной области.

#### **Библиографический список**

1. Осуга, С. Обработка знаний / С. Осуга. М. : Мир. 1989. 293 с.
2. Полетаева, Е.В. Закономерности терминологической системы предметной области машиностроения на основе концептуальной терминологии / Е.В. Полетаева // Вестник Тверского государственного технического университета: научный журнал. Тверь : ТГТУ, 2007. Вып. 10. С. 102-106.

УДК 621.91.002(075.8)

В.В. Смирнов  
Тверской государственный технический университет

### **СОЗДАНИЕ ГЕОМЕТРИИ ДЕТАЛИ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ СПОСОБА ЕЕ ИЗГОТОВЛЕНИЯ В СРЕДЕ EdgeCAM**

Конфигурация детали и форма исходной заготовки могут быть созданы как с помощью средств EdgeCAM, так и с помощью инструментов трехмерного моделирования, доступных пользователям других САПР.

Использование возможностей трехмерного твердотельного параметрического моделирования для формирования ЧПУ-кода является эффективным способом повышения производительности труда и сокращения сроков проектирования технологии изготовления как отдельных деталей, так и изделия в целом. Технология работы с трехмерной моделью позволяет вести все работы параллельно, создавая технологический процесс изготовления детали одновременно с ее проектированием, а это, в свою очередь, позволяет на ранних этапах проектирования определиться с технологией изготовления изделия. Поэтому интеграция, присущая EdgeCAM и Mechanical Desktop, является очень эффективной для выполнения данного вида работ. Твердотельные модели, получаемые с помощью Mechanical Desktop, содержат значительное количество данных, необходимых для создания технологического процесса обработки детали на станках с ЧПУ.

Информация о материалах, сведения о внутренних и внешних элементах детали и т.д. извлекается EdgeCAM непосредственно из модели изделия, полученной с помощью Mechanical Desktop. Истинная целостность данных о геометрии детали очень важна на этапе моделирования процесса механической обработки и достигается тем, что геометрия детали не фильтруется через транслятор при обращении пользователя к инструментам модуля EdgeCAM и возврату в Mechanical Desktop. Благодаря этому технолог может избежать многих ошибок, поскольку даже самый хороший транслятор несовершенен. Кроме того, путь инструмента связывается с деталью так, что единый файл детали используется для всего проекта – и для проектирования, и для производства. Наличие ассоциативных связей между элементами в Mechanical Desktop позволяет установить связь пути инструмента и детали и автоматически обновлять путь при изменении пользователем геометрии детали без повторного моделирования. Такая интеграция EdgeCAM и Mechanical Desktop позволяет на их основе строить высокопроизводительные системы сквозного проектирования от эскиза изделия до технологии его изготовления с использованием станков с числовым программным управлением и обрабатывающих центров.

Кроме возможности создания модели детали средствами Mechanical Desktop среда EdgeCAM имеет собственные инструментальные средства для выполнения данной работы. В этом случае геометрическая форма изделия создается и редактируется с помощью меню «Геометрия» или соответствующей панели иконок в меню EdgeCAM. Используя собственное меню

программы, пользователь может создавать и редактировать как твердотельные модели, проволочные модели деталей, так и сложные поверхности (типа профиля авиационных лопаток), выполненные в виде тонких оболочек. Собственный интерфейс EdgeCAM позволит пользователю получить модели изделий любой сложности и в то же время является быстрым и удобным средством создания геометрии для решения технологических задач.

После завершения процесса создания трехмерной модели изделия и формы исходной заготовки пользователю необходимо оценить и выбрать способ изготовления данного изделия. Способы механической обработки изделия, такие как сверление, развертывание, цекование, нарезание резьбы, выборка карманов, могут быть сгруппированы и после указания базовой операции и ввода соответствующих параметров приведены в действие. При этом автоматически программируется большое количество переходов. В процессе работы с EdgeCAM пользователь совершает примерно в 20 раз меньше нажатий клавиатуры и кнопок мыши, чем при использовании других аналогичных программ. Если пользователь выберет инструмент перед тем, как обратиться к модулю обработки, то будет иметь дело с информацией, относящейся к определенному станку. В другом случае, если пользователь имеет уже выбранный режущий инструмент, то и представленные возможности относятся к определенному типу режущего инструмента.

Эти автоматические средства удобны, когда пользователь вынужден распределять работу между разными типами станков. Если выбранный станок не подходит для типа выбранной геометрии, то программа EdgeCAM будет информировать пользователя об этом. В качестве альтернативы пользователь может выбрать подходящий режущий инструмент из имеющейся библиотеки инструментов. Библиотека охватывает инструменты, приспособления и предварительно загруженные комплекты инструментов, а также такие вещи, как материалы, шаблоны и вкладыши. При выборе из библиотеки инструмента пользователь всегда может посмотреть характеристики конкретного инструмента и рассмотреть его возможности перед использованием. Кроме того, пользователь имеет возможность ввести собственный инструмент в библиотеку инструментов программы путем задания параметров, которые описывают инструмент, используя встроенную подпрограмму для ввода нового инструмента.

Главная панель инструментов в модуле обработки представляет различные варианты обработки, такие как зигзаг, спираль и пр. Когда пользователь выбирает что-либо из предлагаемого списка, программа через диалоговое окно запрашивает пользователя о шаге подачи инструмента или о высоте гребешка в соответствии с выбранным инструментом. Скорости подачи и резания могут быть указаны или выбраны пользователем в зависимости от материала компонента. Сформировав исходные требования и описав технологию получения изделия, пользователь может перейти к этапу проверки полученной технологии в процессе компьютерного моделирования процесса изготовления изделия.

УДК 621.94

Э.В. Ключко  
Тверской государственной технической университет

## ПОГРЕШНОСТИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ НАРЕЗАНИИ НАРУЖНЫХ МНОГОГРАННИКОВ РЕЗЦОВЫМИ ГОЛОВКАМИ

Ранее [1] были рассмотрены общие вопросы применимости резцовых головок для нарезания многогранников на токарных станках. В частности было отмечено, что для формообразования многогранника одних и тех же размеров применимы разные схемы внешнего и охватывающего нарезания. Поэтому всё многообразие таких схем целесообразно свести к одной простой схеме внешнего встречного касания, т.к. последняя по сравнению с остальными обладает существенными конструктивными и эксплуатационными преимуществами. Анализ показал, что наиболее приемлемой областью параметров этой схемы являются  $u \geq 2$ ,  $\lambda > 1$  и  $1 < z \leq N/2$  ( $u$ ,  $\lambda$ ,  $N$  и  $z$  – соответственно передаточное отношение вращения инструмента и многогранника, трохойдный показатель, число граней многогранника и число резцов для его нарезания,  $u = N/z$ ).

Траекториями резцов, нарезающих грани, являются удлинённые гипотроихиды (при  $u > 2$ ) и эллипсы (при  $u = 2$ ). В первом случае грани формируются вогнутыми, во втором – выпуклыми [1, рис. 3а, б]. На рис. 1 приведена схема образования погрешности  $\Delta_\phi$  при нарезании грани  $M_1'M_2$  с вогнутостью.

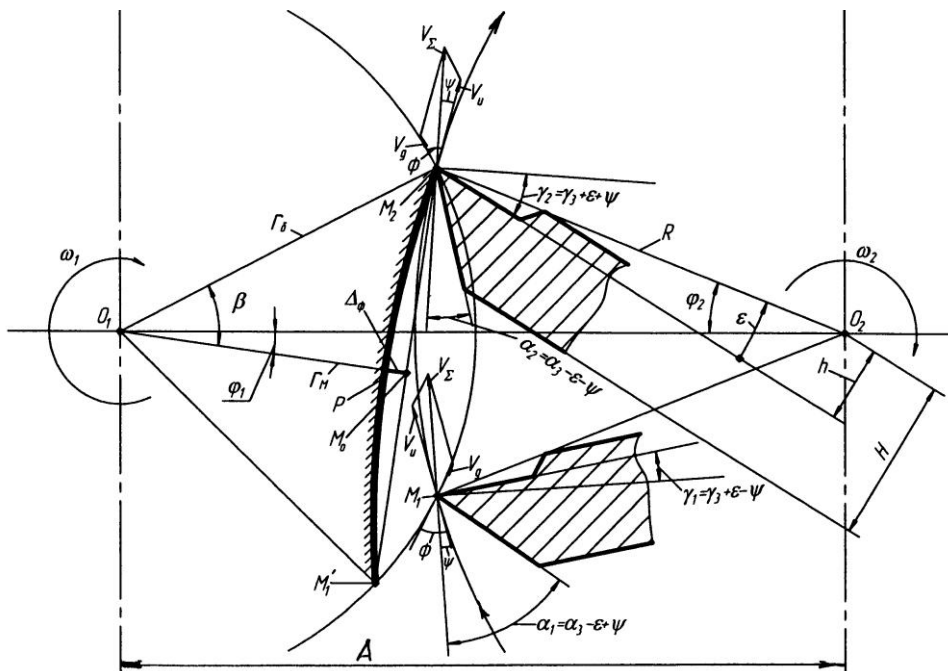


Рис. 1. Схема формирования профиля грани по схеме внешнего касания с вращением изделия  $\omega_1$  и инструмента  $\omega_2$

Резец, установленный в головке на радиусе  $R$ , внедряется в заготовку с радиусом  $r_0$  в т.  $M_1$ , среднее положение резца соответствует т.  $P$ , когда она находится на линии центров  $O_1O_2$  ( $A = O_1O_2$  – межосевое расстояние); в т.  $M_2$  формирование грани заканчивается. Половине  $\varphi_2$  угла контакта резца с заготовкой соответствует поворот последней на угол  $\varphi_1 = \varphi_2 / u$ , т.к. при равномерных вращениях  $u = \omega_2 / \omega_1 = \varphi_2 / \varphi_1$ . В треугольнике  $O_1M_2O_2$  по теореме синусов имеем ( $\beta^\circ = 180/N$ )

$$r_0 / \sin \varphi_2 = R / \sin(\beta - \varphi_2 / u) = A / \sin(\beta + \varphi_2(1 - u^{-1})).$$

Отсюда, учитывая, что  $u$ ,  $R$ , и  $r_0$  предполагаются известными, а  $\Delta_\phi = PM_0 = A - R - r_0 \cdot \cos \beta$ , получим эту погрешность в виде

$$\Delta_\phi = r_0 \cdot [(\cos(\beta + \varphi_2(0,5 - u^{-1}))) / \cos(\varphi_2 / 2) - \cos \beta]. \quad (1)$$

Угол  $\varphi_2$  в (1) определяется численно из уравнения:

$$R \cdot \sin \varphi_2 - r_0 \cdot \sin(\beta - \varphi_2 \cdot u^{-1}) = 0. \quad (2)$$

Знак «+» при  $\Delta_\phi$  в (1) означает выпуклость, «-» – вогнутость. Если погрешность задана в виде допуска  $[\Delta_\phi]$ , то радиус установки резцов должен соответствовать неравенству:

$$R \geq (r_0 \cdot \sin(\beta - \varphi_2 \cdot u^{-1})) / \sin \varphi_2. \quad (3)$$

Величину  $\varphi_2$  (меньшую из двух возможных значений) в уравнении (3) определяют численно из уравнения ( $\Delta_\phi$  берётся с учётом знака)

$$(\cos \beta + [\Delta_\phi] / r_0) \cdot \cos(\varphi_2 / 2) - \cos(\beta + \varphi_2(0,5 - u^{-1})) = 0. \quad (4)$$

Если  $u = 2$ , то формулы (1-4) упрощаются:

$$\Delta_\phi = r_0 \cdot ((1 / \cos(\varphi_2 / 2)) - 1) \cdot \cos \beta, \quad (1a)$$

$$R \geq (r_0 \cdot \sin(\beta - \varphi_2 / 2)) / \sin \varphi_2, \quad (3a)$$

$$\varphi_2 = 2 \arccos(\cos \beta / (\cos \beta + [\Delta_\phi] / r_0)). \quad (4a)$$

На рис. 2 приведены графики зависимости  $\Delta_\phi$  и  $R$ , построенные в координатах  $\xi = \Delta_\phi / r_0$  и  $\delta = R / r_0$ , для  $u > 2$  (рис. 2а) и  $u = 2$  (рис. 2б).

Анализ графиков на рис. 2а показывает экстремальную зависимость  $\Delta_\phi$  от  $R$ . Одному и тому же значению  $\Delta_\phi$  соответствуют два разных  $R$  при постоянных  $r_0$  и  $u$ . Меньшие значения  $R$  (слева от экстремальной точки  $\xi_{\max}$ ) нецелесообразны, т.к. соответствуют  $\lambda < 1$  и не позволяют разместить резцы в головке; с увеличением  $R$  (справа от точки  $\xi_{\max}$ ) погрешность  $\Delta_\phi$  уменьшается. С увеличением  $u$  при неизменном  $N$  величина  $\Delta_\phi$  растёт, а с увеличением  $N$  при постоянном  $u$  (при одновременном увеличении  $N$  и  $z$ ) – уменьшается.

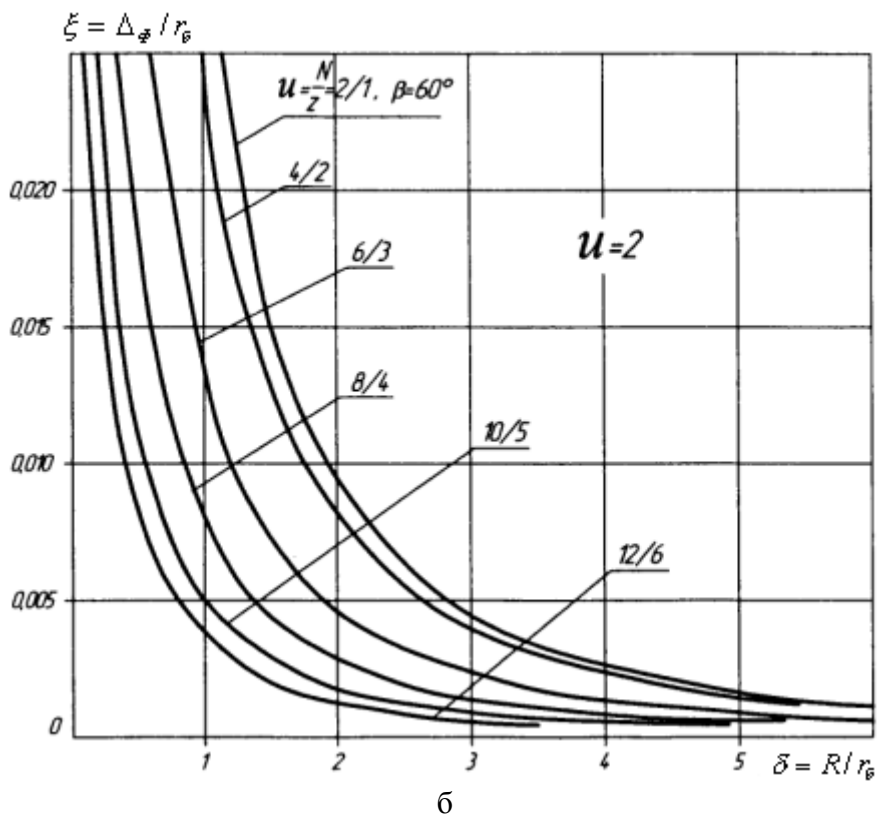
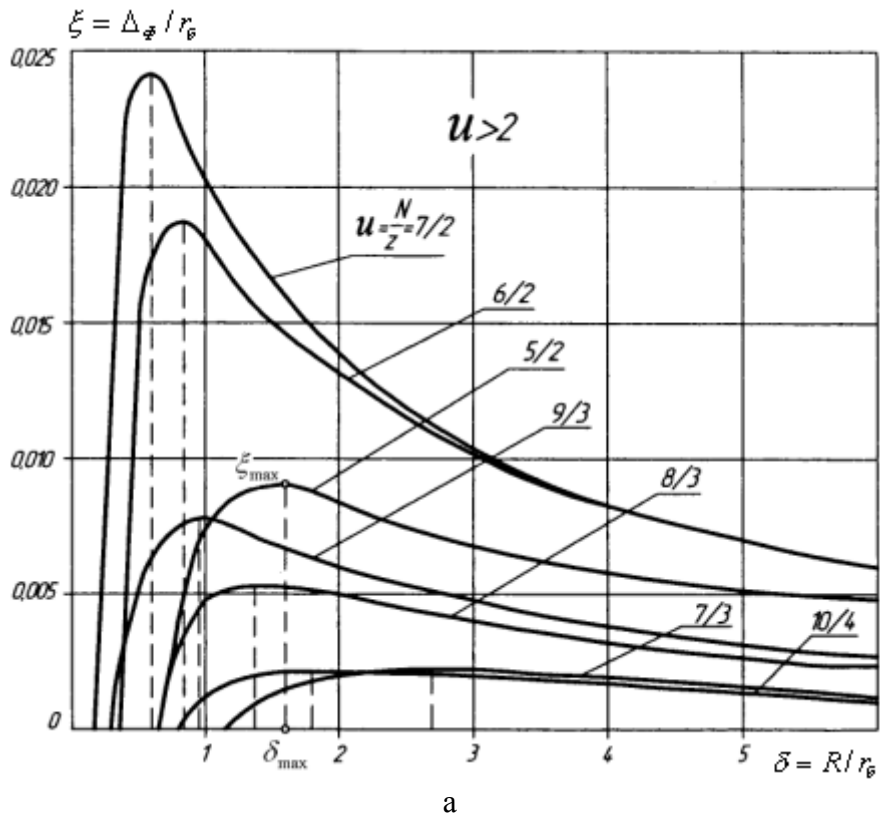


Рис. 2. График относительной погрешности  $\xi$  формообразования в зависимости от параметра  $\delta = R / r_{\phi}$  при различных передаточных отношениях:  
а – при  $u > 2$ ; б – при  $u = 2$

Для эллиптических траекторий (рис. 2б) при увеличении  $R$  погрешность  $\Delta_\phi$  всегда снижается, причём тем больше, чем больше  $N$ . Сопоставление обоих графиков показывает, что погрешность  $\Delta_\phi$  будет значительно меньше при нарезании граней, когда  $u = 2$ . Например, для  $N = 6$  при  $\delta = 3$  вариант с  $u = 6/3$  имеет относительную погрешность  $\xi$ , в 5 раз меньшую, чем вариант с  $u = 6/2$ .

Особенностью рассматриваемого способа нарезания является переменность и прерывистость сечения среза, сопровождаемая трансформацией [2] углов резания (рис. 1). Действительный задний угол  $\alpha_1$  в начале резания (т.  $M_1$ ) превышает угол  $\alpha_3$  в заточке на величину угла трансформации  $\psi$  (с учётом угла  $\varepsilon$  установки резца в головке), а передний угол  $\gamma_1$ , наоборот, уменьшается на эту же величину. На выходе резца из изделия (т.  $M_2$ ) картина меняется на обратную. В средней точке  $P$  трансформация  $\psi$  углов равна нулю:  $\alpha_0 = \alpha_3 - \varepsilon$ ,  $\gamma_0 = \gamma_3 + \varepsilon$ . Основной причиной трансформации углов является изменение по величине и направлению скоростей вращения изделия  $V_o$  и инструмента  $V_u$ . На рис. 1 показаны положения векторов  $V_u$  и  $V_o$  в точках  $M_1$  и  $M_2$ . Наибольшая величина угла трансформации  $\psi$  (угол между векторами  $V_u$  и результирующим вектором  $V_\Sigma$  в точках  $M_1$  и  $M_2$ ) равна

$$\psi = \arctg(\sin \Phi / (\cos \Phi + u \cdot R / r_o)). \quad (5)$$

Здесь  $\Phi$  – угол между векторами  $V_u$  и  $V_o$ ;  $\Phi = \beta + \varphi_2(1 - u^{-1})$ . На рис. 3 приведены графики изменения  $\psi$  в зависимости от  $u$  и  $\delta = R/r_o$ , которые показывают уменьшение трансформации с увеличением  $R$  и  $N$ .

В пределах реальных значений  $\delta = 3 \dots 5$  величина  $\psi$  не превышает  $6^\circ$ . Следует отметить, что трансформация углов действует в полной мере только при нарезании граней с поперечной подачей на последней стадии резания, близкой к дуге контакта  $M_1'M_2$  (рис. 1). При нарезании с продольной подачей трансформация существенна только на участке режущей кромки, близкой к её вершине, и может быть скомпенсирована, например, применением переходной конической поверхности 1 при вершине резца 2 (радиус режущей кромки на ней  $r = 1 \dots 2$  мм), так как это делается при точении кулачков 3 (рис. 4).



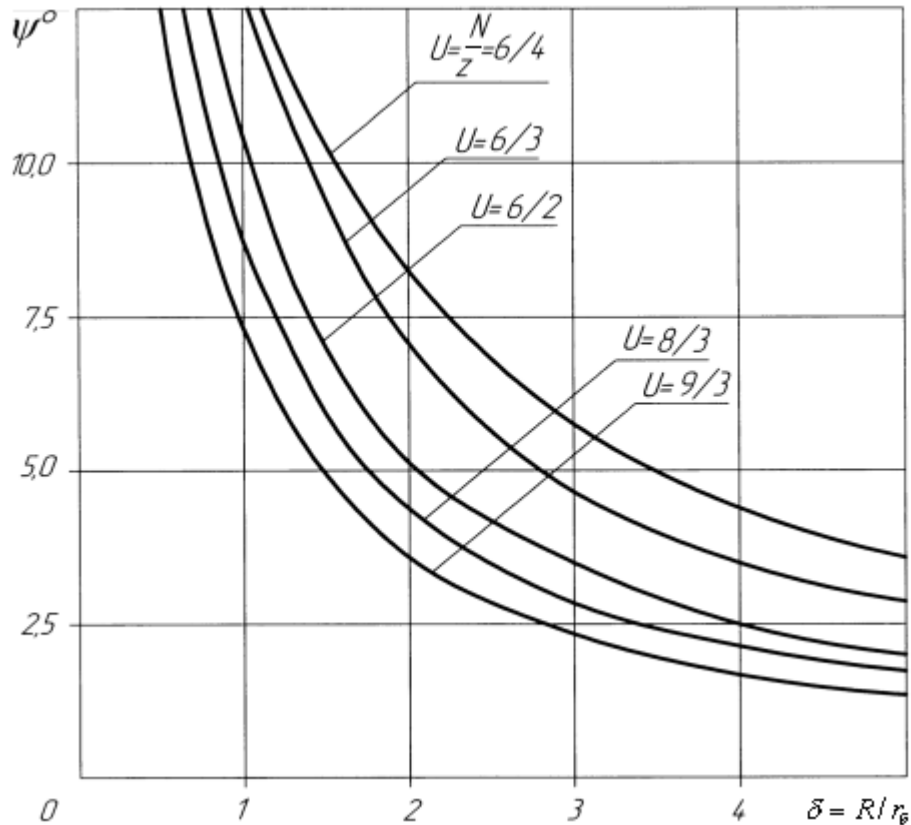


Рис. 3. Зависимость угла  $\psi$  от параметров  $R$ ,  $r_0$  и  $u$

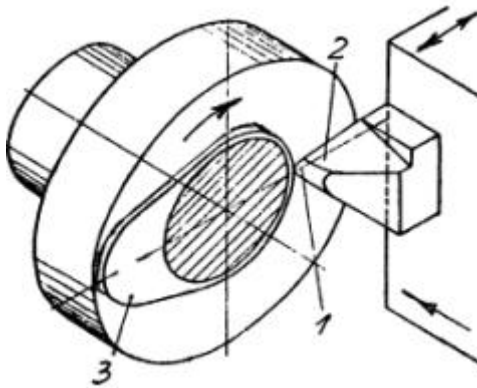


Рис. 4. Форма резца при точении кулачковых распределительных валиков

**Пример.** Заданы  $r_0 = 15$  мм,  $\Delta_\phi = 0,1$  мм,  $N = 6$  ( $\beta = 30^\circ$ ). Так как  $N$  чётное, выбираем  $u = 2 = 6/3$ ,  $z = 3$ . По формулам (4а), (3а) получим  $\phi_2 = 14,2^\circ$ ,  $R \geq 24$  мм. По конструктивным соображениям принимаем  $R = 60$  мм и по (2), (1а) уточняем угол контакта и погрешность:  $\phi_2 = 6,5^\circ$ ,  $\Delta_\phi = 0,021$  мм; трансформация углов по (5) –  $\psi = 4,17^\circ$ . Если при  $R = 60$  мм принять  $u = 3 = 6/2$ , то по (2), (1) и (5) было бы  $\phi_2 = 6,7^\circ$ ,  $\Delta_\phi = -0,126$  мм,  $\psi = 2,8^\circ$ .

#### Библиографический список

1. Ключко, Э.В. Формообразование многогранников на металлорежущих станках / Э.В. Ключко // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твёрдых тел и деталей технологического и энергетического оборудования: межвуз. сб. научн. тр. Тверь : ТГТУ, 2008. С. 117-123.
2. Панкин, А.В. Обработка металлов резанием / А.В. Панкин. М. : Машгиз, 1961. 520 с.

УДК 621.9.02:658.512:681.3

В.М. Балашов, С.В. Сорокин  
Тверской государственный технический университет

## **РАБОТА ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА РАСЧЕТА МЕХАНИЧЕСКОГО ЦЕХА**

В [1] были изложены принципы разработки математической модели механического цеха, приведена структура программного комплекса и внешнего модуля математической модели.

В данной работе содержится описание работы программного комплекса.

### **Описание программы управления базой данных станочного оборудования**

Поскольку программа написана для работы в среде Windows, она представляет собой совокупность окон, предназначенных для определенных целей. В данной программе три окна: общего просмотра данных, редактирования и окно – экранная форма для более наглядного и детального получения информации о выбранных моделях станка.

Просмотр содержимого базы данных позволяет ознакомиться с основными параметрами металлорежущих станков (модель, наименование, габариты, масса и т.п.).

Редактирование дает возможность удалить какую-либо информацию (например, в случае выбывания из станочного парка отдельных моделей станков) или добавить данные о приобретенном оборудовании.

Если требуются более подробные сведения по конкретной модели станка (его общий вид или какая-либо дополнительная информация), можно воспользоваться режимом «*Экранная форма*».

### **Описание программы реализации математической модели расчета механического цеха**

Данная программа так же представляет систему взаимосвязанных окон, каждое из которых предназначено для выполнения определенных функций.

В качестве исходных данных для расчетов в программе используется справочная информация: во-первых, справочник технологических процессов, в котором приводятся данные об операциях, необходимых для изготовления деталей и сведения об оборудовании, на котором эти операции могут выполняться; во-вторых, номенклатура изготавливаемых деталей и

их объемы выпуска; в-третьих, справочник имеющегося оборудования, где хранятся сведения об имеющемся на производстве станочном парке. Этот справочник является связующим звеном данной программы с предыдущей.

Одна из основных частей программы – вкладка «*Список деталей*» – представляет также своего рода справочник, в котором представлены в зависимости друг от друга вид обрабатываемой детали и оборудование, необходимое для её выпуска.

Эта зависимость, как было сказано выше, реализована через технологические процессы. В программе также имеет место набор ограничений, которые в соответствии с задачей представляют собой такие величины, как наименьшее количество выпускаемых деталей, период выпуска, фонд времени и т.п.

И заключительная часть программы – расчетный блок, где и производится обсчет всех параметров задачи и выдача результата. Этот блок основан на математическом аппарате, описанном в [1].

При запуске программы появляется основное окно, содержащее вкладку «*Настройка*», позволяющую работать со справочниками видов операций, станков, обрабатываемых деталей. Эта часть программы подготавливает исходные данные для расчета.

Далее, используя вкладку «*Список обрабатываемых деталей*», в окне экрана можно видеть тип детали, наименование операций и оборудования, необходимых для её изготовления.

С целью расширения возможностей программы в окнах имеется возможность добавлять, изменять и удалять данные.

Подготовив все необходимые данные для расчета в окне «*Список обрабатываемых деталей*» переходят к вкладке «*Расчет*». Прежде чем приступить к процедуре расчета, необходимо ввести требуемые ограничения, изложенные в [1].

После того как они введены, приступают к расчету нажатием кнопки «*Расчет*», имеющейся в окне. При этом в нижней части окна появятся выходные данные расчета.

#### Библиографический список

1. Балашов, В.М. Принципы разработки математической модели механического цеха / В.М. Балашов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей технологического и энергетического оборудования. Тверь : ТГТУ, 2008. С. 123-126.

УДК 621.941

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

## **СИСТЕМНЫЕ ПРЕДПОСЫЛКИ СОЗДАНИЯ КОМПЛЕКСНЫХ СИСТЕМ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ И УПРАВЛЕНИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННЫМИ ПОДРАЗДЕЛЕНИЯМИ**

Различные типы систем автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП) (такие как современные T-Flex, Компас-Автопроект, EdgeCAM и другие) и управления работой технологических подразделений до 90-х годов успешно разрабатывались и применялись на машиностроительных предприятиях среднесерийного, крупносерийного и массового типа производства, на которых производилось до 80...90 % от общего объема производства.

Производство, с учетом малой номенклатуры выпускаемых изделий и большой программой выпуска изделий одного наименования, строилось по поточному или переменнo-поточному принципу (когда на одном рабочем месте выполнялось не более 2-3 различных операций), путем организации специализированных предметно-замкнутых участков с прямоточным движением деталей по операциям.

Такие технологические закономерности создавали предпосылки для несложной схемы технологической подготовки и разработки систем управления, суть которых сводилась к диспетчированию прохождения деталей по операциям в соответствии с тактом выпуска.

Со второй половины 90-х годов ситуация начала радикально меняться, и в настоящее время до 60...65% объема продукции выпускается предприятиями единичного и мелкосерийного типа производства, для которого характерно закрепление за одним местом до 40 и более различных операций в течение месяца. Это вызывает необходимость коренной перестройки систем технологической подготовки производства и управления производственными подразделениями.

Очевидно, выходные данные одной системы САПР ТП должны служить входной информацией для системы управления производственными подразделениями (СУПП), определяющей последовательность прохождения деталей по операциям в соответствии с маршрутом обработки и обеспечивающей выполнение заданий в директивные сроки, т.е. разрабатывающий календарный план (КП) выпуска изделий. Календарный план предусматривает наличие данных по станкoемкости операций, для чего САПР ТП должны обеспечивать проектирование подробной операционной технологии, что несвойственно для условий единичного и мелкосерийного производства. Поэтому, учитывая большую номенклатуру изделий, они должны быть универсальны, и обладать высокой степенью формализации для уменьшения трудоемкости технологических разработок.

Таким образом, налицо информационное единство САПР ТП и СУПП, позволяющее их рассматривать как подсистемы единого системного процесса.

Рассмотрим такую системную характеристику, как единство целей. Налицо подчиненности целей каждой из подсистем общим целям производственной системы – выпуску продукции в максимально короткие сроки. Очевидно, что при разработке САПР ТП эти целевые установки в неявном или явном виде должны присутствовать на различных уровнях технологического проектирования.

Также прослеживаются и системные принципы единства и разобщенности. Принцип разобщенности состоит в том, что каждая из подсистем решает свою конкретную задачу, однако результаты их проектной деятельности позволяют решить управленческую задачу лишь в их совокупности.

Известно, что структура и иерархия проектируемых систем должна соответствовать моделируемым техническим объектам. Если рассмотреть технологический процесс, то он имеет две основные информационные составляющие, описывающие его в пространстве и времени. Первая составляющая описывается выходом САПР ТП, вторая – СУПП. Это соответствует системному принципу преемственности.

Рассмотрим технологический процесс (ТП) с точки зрения кибернетического подхода. В этом смысле ТП является управляемой системой. Рассмотрим возможные виды управляющих воздействий с целью сокращения суммарного цикла изготовления деталей. Первый и наиболее очевидный из них основан на варьировании очередности прохождения совокупности деталей по операциям в соответствии с маршрутами обработки. Однако в этом случае не учитываются возможности перераспределения (перезакрепления) деталей по типам оборудования, обладающих приблизительно равными технологическими возможностями, т.к. маршрут обработки уже задан.

Однако, если связать обратной связью фактическую загрузку оборудования с САПР ТП, то появляется второй контур управления, позволяющий проектировать маршрутную технологию в соответствии с фактическим состоянием производственных подразделений.

Ни одна из подсистем не обладает обоими способами воздействия на производственные подразделения одновременно, однако в своем системном единстве такие возможности появляются, т.е. возникают новые системные свойства – комплексное управление.

Были проанализированы связи САПР ТП и СУПП между собой, с производственными подразделениями, другими структурными единицами организации в процессе разработки технологических процессов и управления. Оказалось, что наибольшее число связей осуществляется между указанными подсистемами, что также создает предпосылки для объединения их в единую систему. Такой подход представляется достаточно новым и многообещающим с точки зрения управления технологическими процессами на предприятиях единичного и мелкосерийного производства.

УДК 621.793

С.В. Мединцев, М.С. Разумов, И.А. Яковлев  
Тверской государственный технический университет

## **РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ВЫГЛАЖИВАНИЯ АЛМАЗНЫМ ИНДЕНТЕРОМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КОМПЬЮТЕРНОЙ ПРОГРАММЫ SDI v1.1**

Современное изготовление деталей приборов и машин характеризуется высокими требованиями к их точности и надежности при сильном ужесточении условий эксплуатации. Все это требует не только создания новых конструкций и применяемых материалов, но и внедрения новых технологических процессов, например чистовой обработки пластическим деформированием поверхности заготовок с использованием инструмента, рабочей частью которого является природный или синтетический алмаз.

Сущность процесса алмазного выглаживания заключается в том, что во время обработки алмазным инструментом происходит сжатие – упруго-пластическая деформация металла. После прохождения инструмента упругая деформация восстанавливается. Находящиеся между гребнями микронеровностей впадины в процессе выглаживания заполняются металлом гребней, текущим в результате воздействия инструмента вниз и в сторону.

Алмазный инструмент с определенным усилием приводится в соприкосновение с обрабатываемой поверхностью и, перемещаясь относительно нее, сглаживает имеющиеся неровности. При этом чистота поверхности улучшается на 2-4 класса, микротвердость повышается на 20-40% [2, 3, 4].

Метод выглаживания характеризуется достаточно высокой производительностью, универсальностью и возможностью обработки различных поверхностей, простотой технологической наладки и оснастки.

В результате применения этого метода повышается износостойкость поверхности за счет отсутствия шаржирования ее металлическими абразивными частицами. Улучшаются эксплуатационные характеристики за счет отсутствия растягивающих напряжений в поверхностном слое металла и его упрочнения, сохранения волокон металла и отсутствия микровпадин заостренной формы. Важным также является отсутствие высокого нагрева поверхностного слоя. На протекание процесса выглаживания и его результаты влияют следующие технологические факторы: жесткость и виброустойчивость оборудования, конструкция приспособления для крепления алмазных выглаживателей, состояние исходной поверхности (шероховатость, микротвердость и равномерность ее по обрабатываемой поверхности), геометрия алмазного инструмента (радиус округления вершины, форма наконечника и т.п.), режимы обработки величины приложенных сил (продольная подача и скорость выглаживания), вид применяемой смазочно-охлаждающей жидко-

сти и вид обработки (наружное, внутреннее и торцовое выглаживания). Существующие на рынке системы автоматизированного проектирования, способные производить необходимые расчеты, являются малодоступными для широкого круга пользователей. В связи с этим возникла необходимость в создании программы для расчетов режимов выглаживания и прогнозирования параметров получаемых поверхностей. С этой целью была создана компьютерная программа SDI v1.1 (рис. 1-3).

Программа SDI v1.1 дает возможность определить продольную подачу, скорость выглаживания, скорость подачи, а также подобрать алмазный инструмент. Работа с компьютерной программой SDI v1.1 не требует специальной подготовки пользователя.

База программы имеет две составляющие: эмпирическую и расчетную. Эмпирическая составляющая (см. рис. 1) позволяет подбирать из базы данных параметры выглаживания, полученных опытным путем [1]. Эти параметры для материалов являются наиболее часто встречающимися в производстве.

Эмпирическая составляющая работает по алгоритму:

1. Ввод исходных данных:

- материал (твёрдость поверхности), HRC;
- исходный класс чистоты обрабатываемой поверхности.

2. Подбор стандартных параметров базе данных [1]:

- скорость подачи  $S$ ;
- радиус рабочей части алмазного инструмента  $R_{алм.}$ ;
- продольная подача  $P_u$ ;
- скорость выглаживания  $V$ ;
- класс чистоты обработанной поверхности.

3. Вывод результатов подбора на экран.

4. Предусмотрены следующие возможности: запуск перерасчёта с новыми параметрами без выхода из самой программы; ввод данных в виде таблицы в документ Microsoft Word и последующая печать; возврат в главное меню.

Недостатком данного метода определения параметров является получение диапазона режимов в широких пределах, что затрудняет выбор конкретного режима обработки. Для исключения этого недостатка в программе предусмотрена расчетная составляющая (см. рис. 2), которая позволяет рассчитать режимы по конкретным задаваемым параметрам. Программа дает возможность учитывать область применения операции выглаживания (для уменьшения шероховатости поверхности / для уменьшения шероховатости и упрочнения поверхности / для упрочнения поверхности).

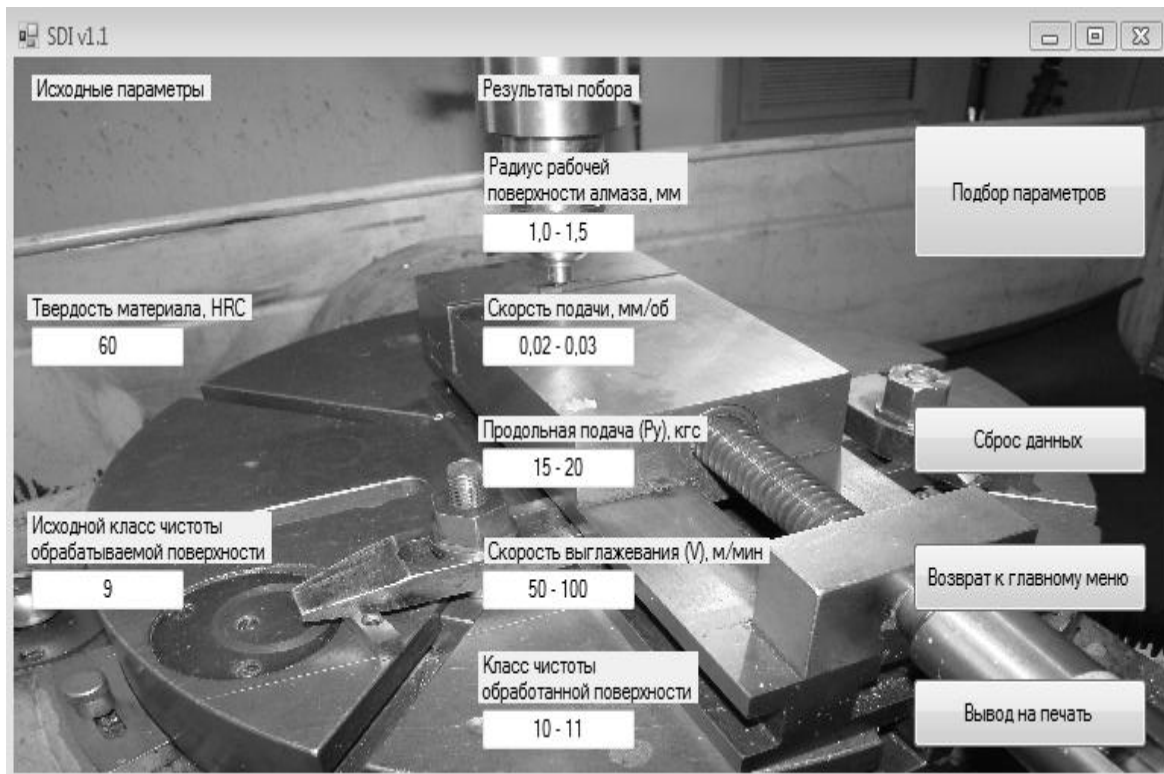


Рис. 1. Окно эмпирической составляющей программы SDI v1.1

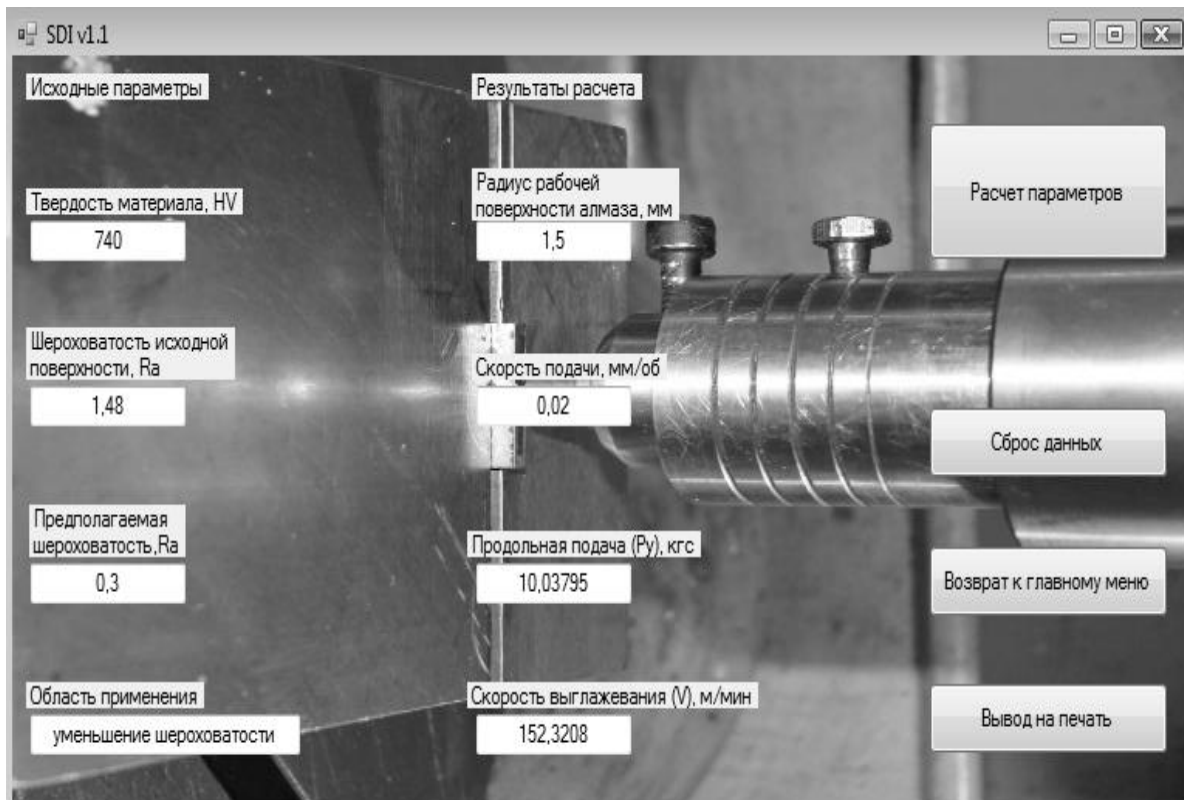


Рис. 2. Окно расчетной составляющей программы SDI v1.1.



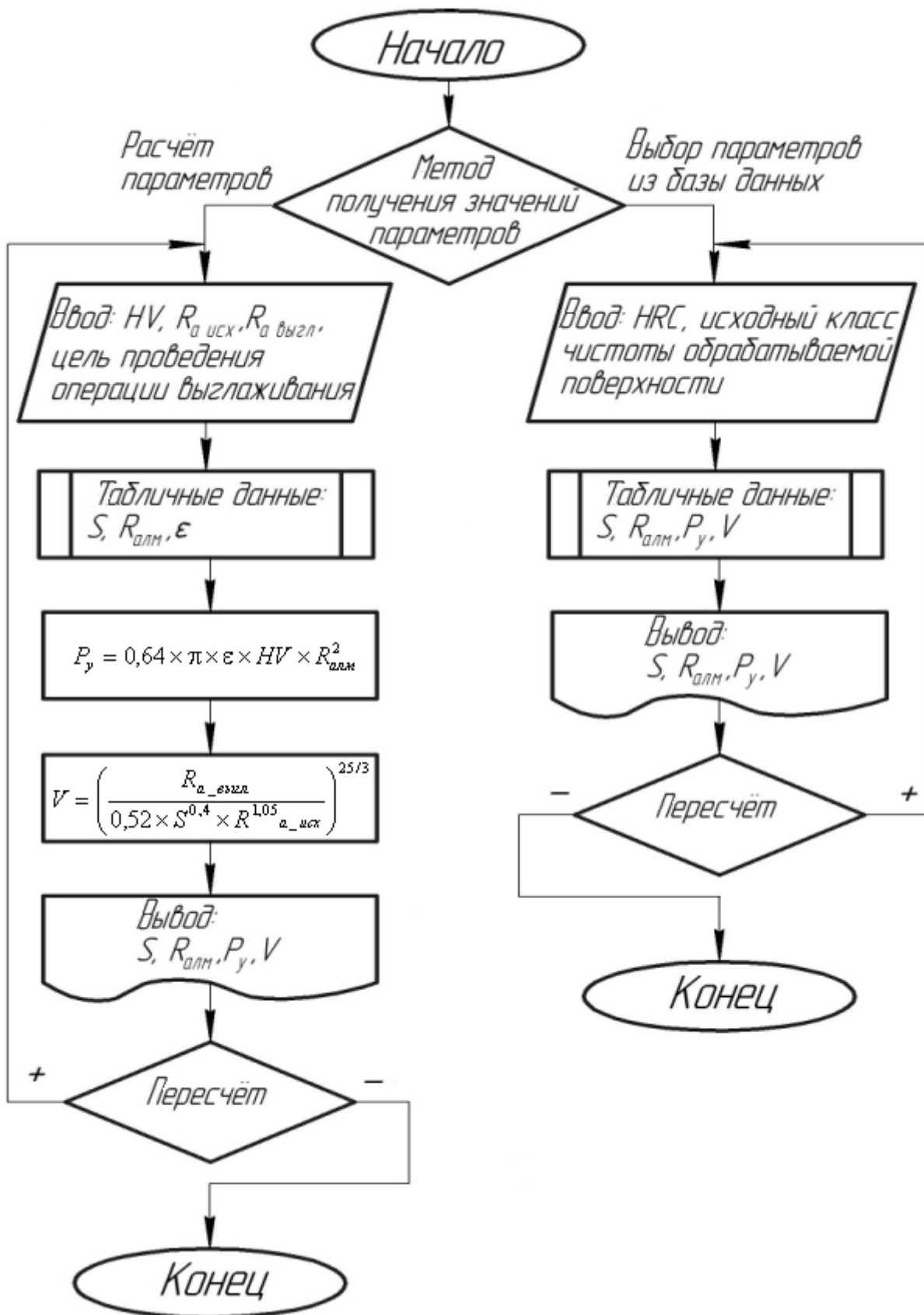


Рис. 3. Алгоритм компьютерной программы

Расчетная составляющая компьютерной программы SDI v1.1 работает по алгоритму (рис. 3):

1. Ввод исходных данных:

- материал (твёрдость поверхности), HV;
- чистота исходной поверхности (исходная шероховатость поверхности),  $R_{a \text{ исх.}}$ ;
- требуемая после выглаживания шероховатость поверхности,  $R_{a \text{ выгл.}}$ ;
- цель проведения операции выглаживания (сглаживание / сглаживание и упрочнение / упрочнение).

2. Подбор стандартных параметров по таблицам:

- а. Исходя из твёрдости и чистоты исходной поверхности:
- скорость подачи  $S$  [1];
  - радиус рабочей части алмазного инструмента  $R_{\text{алм.}}$  [1].
- б. Исходя из цели проведения операции выглаживания
- относительное внедрение алмаза в обрабатываемую поверхность  $\varepsilon$  [1].

3. Расчёт силы выглаживания по формуле (1) [1]:

$$P_y = 0,64 \times \pi \times \varepsilon \times HV \times R_{\text{алм.}}^2. \quad (1)$$

4. Расчёт скорости выглаживания

$$V = \left( \frac{R_{a \text{ выгл.}}}{0,52 \times S^{0,4} \times R_{a \text{ исх.}}^{1,05}} \right)^{25/3} \quad (2)$$

получено из формулы  $R_{a \text{ выгл.}} = 0,52 \times S^{0,4} \times V^{0,12} \times R_{a \text{ исх.}}^{1,05}$  [1].

5. Вывод результатов расчёта на экран.

6. Предусмотрены возможности: запуск перерасчёта с новыми параметрами без выхода из самой программы; ввод данных в виде таблицы в документ Microsoft Word и последующая печать; возврат в главное меню.

### Библиографический список

1. Зеликсон, Г.А. Чистовая обработка деталей приборов и машин алмазным выглаживанием / Г.А. Зеликсон, М.Е. Каминский, А.Я. Головань, В.А. Хрульков, В.Г. Улегин. М. : НИИМАШ, 1971. 45 с.
2. Одинцов, Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием / Л.Г. Одинцов. М. : Машиностроение, 1987. 328 с.
3. Одинцов, Л.Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием / Л.Г. Одинцов. М. : Машиностроение, 1981. 160 с.
4. Башков, Г.П. Выглаживание восстановленных деталей / Г.П. Башков. М. : Машиностроение, 1979. 80 с.

УДК 621.313.36

Ф. Веселка  
VUT, г. Брно, Чехия,  
В.Н. Забоин

Санкт-Петербургский государственный политехнический университет

## СПОСОБЫ УМЕНЬШЕНИЯ ИСКРЕНИЯ И ИЗНОСА ЩЕТОК В КОЛЛЕКТОРНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИНАХ

Характерной особенностью эксплуатации коллекторных электрических машинах является возможность появления искрения под щетками в результате размыкания короткозамкнутых секций обмотки якоря в процессе их коммутации. Возникновение и интенсивность искрения зависят от величины небалансной э.д.с.  $\Delta e$  в коммутируемых секциях, обусловленной принципиальной невозможностью компенсации реактивной э.д.с.  $e_r$  коммутирующей э.д.с.  $e_k$ , создаваемой магнитным полем добавочных или главных (при сдвиге щеток) полюсов. На интенсивность искрения оказывает влияние и уменьшение периода коммутации из-за динамических возмущений в механической системе скользящего контакта, вызванных неровностями на рабочих поверхностях коллектора.

Искрение коллекторных машин ограничивает область их применения главным образом из-за уровня электромагнитных помех, превышающего требования международных стандартов по электромагнитной совместимости. Для удовлетворения требованиям этих стандартов, в частности стандарта МЭК CISPR 14.1 (Comité International Spécial des Perturbations Radioélectriques), электромашиностроительные предприятия большинства стран вынуждены применять пассивные помехоподавляющие фильтры, шунтирующие якорную обмотку, улучшать качество изготовления подшипниковых щитов и балансировки роторов для снижения вибрации элементов системы скользящего контакта, использовать щетки известных мировых производителей. Не являясь в полной мере достаточными, перечисленные меры неизбежно увеличивают стоимость производства и расходы на эксплуатацию коллекторных машин, снижая тем самым их конкурентоспособность. Поэтому поиск новых эффективных способов уменьшения искрения имеет несомненную практическую значимость. Изложению результатов такого поиска на факультете «Электротехника и коммутационные технологии» (ФЭКТ) в Техническом университете VUT г. Брно и посвящена эта статья.

Поиск способов уменьшения искрения проводился в двух направлениях. Первое из них, по сути классическое, связано с разработкой новых способов улучшения динамики скользящего контакта с учетом накоплен-

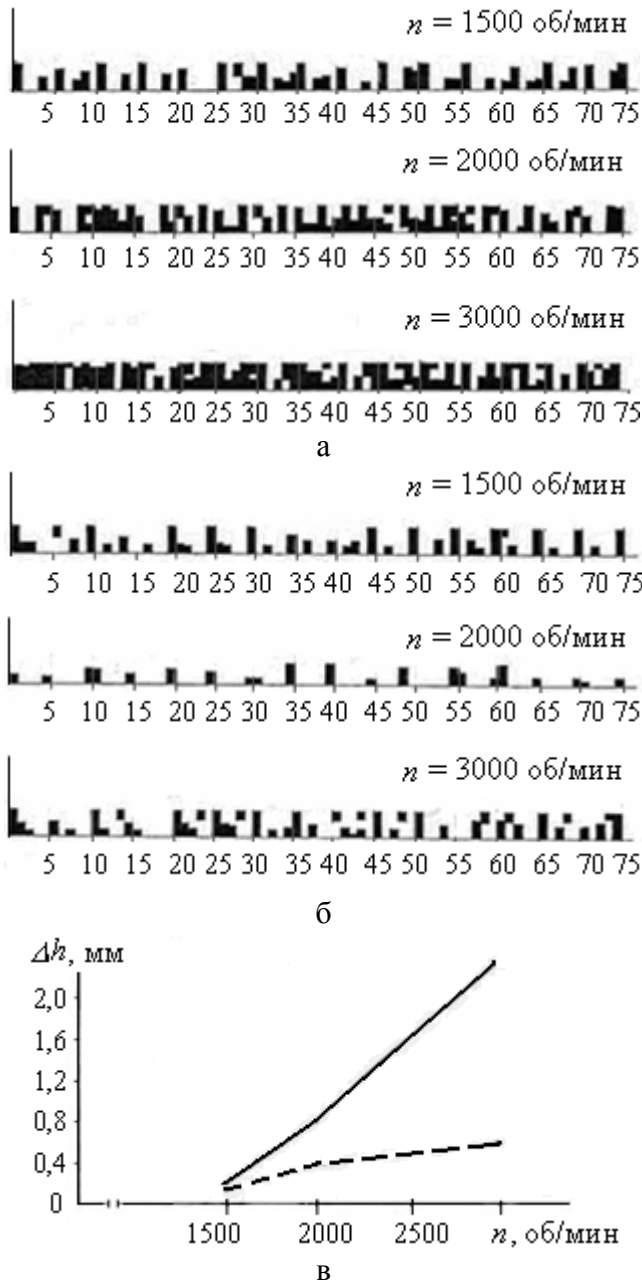


Рис. 1. Влияние тефлоновых накладок на интенсивность искрения и скорость износа щеток EK 80 в двигателе постоянного тока TMN 2 AB: а – степень подгара коллекторных пластин без тефлоновой накладки; б – при ее наличии; в – соответствующие зависимости линейного износа щеток

ного практического опыта формирования поверхностей скольжения, уменьшения вибраций коллектора и подшипниковых узлов, усилий нажатия на щетки и выбора их массы.

Была разработана [1] новая конструкция электрической щетки, предусматривающая установку на ее сбегающей грани с помощью специального клея тефлоновой пластинки. Как показали экспериментальные исследования в VUT г. Брно, а также результаты эксплуатации различных коллекторных электрических машин и систем тока-съемки турбо- и гидрогенераторов, применение тефлона позволяет существенно снизить (более чем в 2 раза) скорость износа не только щеток новой конструкции, но и традиционных щеток, работающих на той же дорожке скольжения. В частности, в качестве иллюстративного примера на рис. 1 приведены зависимости средних значений линейного износа  $\Delta h$  всех 4 щеток марки EK 80 за 200 часов эксплуатации в машине постоянного тока TMN 2 AB (1,5 кВт, 220 В, 8,6 А, 1400 об/мин) до и после установки тефлоновых накладок. Кроме этого, на том же рисунке показаны области подгара (зачерненные прямоугольные области) каждой из коллекторных пластин по ее ширине, обусловленные искрением под щетками.

Анализ данных, представленных на рис. 1, позволяет утверждать, что применение тефлоновых накладок не только уменьшает скорость износа

щеток, но и способствует снижению интенсивности искрения под ними. По всей вероятности это связано с тем, что тефлоновая накладка улучшает динамику механической системы токосъема за счет снижения коэффициентов трения щетки о внутреннюю поверхность щеткодержателя и переноса тефлона на рабочую поверхность коллектора.

Второе направление поиска способов эффективного подавления искрения (электромагнитных помех) было связано с разработкой пассивных фильтров за счет параллельно-последовательного включения активных и реактивных элементов в электрическую цепь каждой из имеющихся в машине щеток. Создание дополнительных, в первую очередь емкостных связей между элементами конструкции токосъема, возможно в результате нанесения изоляционных и электропроводящих пленочных покрытий на поверхности щеток и щеткодержателей. На кафедре силовой электротехники и электроники ФЭКТ VUT была разработана технология и изготовлена технологическая оснастка для практической реализации указанной возможности при различных видах модификации конструкции элементов точного контакта [1].

Наиболее простая модификация щетки состояла в нанесении на ее боковые поверхности тонкого слоя ( $0,1 \div 0,8$  мм) изоляционного материала с высокой степенью адгезии. В качестве такого материала использовался лак горячей сушки. Модификация более высокого 2-го уровня предусматривала нанесение сначала слоя лака горячей сушки, затем слоя анодированного алюминия и на него уже – следующего слоя лака горячей сушки (рис. 2).

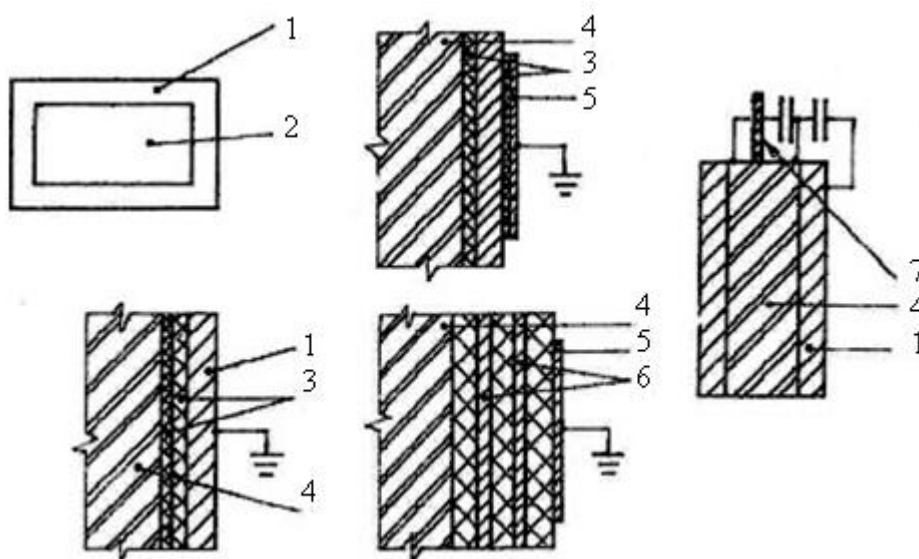


Рис. 2. Модификации различного уровня щеток электрических машин:  
 1 – щеткодержатель; 2 – шахта щеткодержателя; 3 – слои изоляционного материала;  
 4 – щетка; 5 – проводящий слой на внутренней поверхности щеткодержателя;  
 6 – слой анодированного алюминия; 7 – токоподводящий жгут

Модификация конструкции щеткодержателя состояла в нанесении на внутреннюю поверхность щеткодержателя изоляционного лака горячей сушки и (или) намотке на корпус щеткодержателя тонкопленочного рулонного конденсатора.

Полная модернизация узла токосъема предусматривала изоляцию боковых поверхностей щетки и включение активно-реактивных элементов (R, C и L) между щеткой и щеткодержателем (рис. 3). Эффективность предложенных новых конструктивных решений проверялась на однофазном коллекторном двигателе переменного тока (220 В, 1000 Вт, 4,8 А, 1900 об/мин) в лаборатории ФЭКТ VUT и в филиале г. Брно Аттестационной испытательной лаборатории Пражской инспекции радиосвязи.

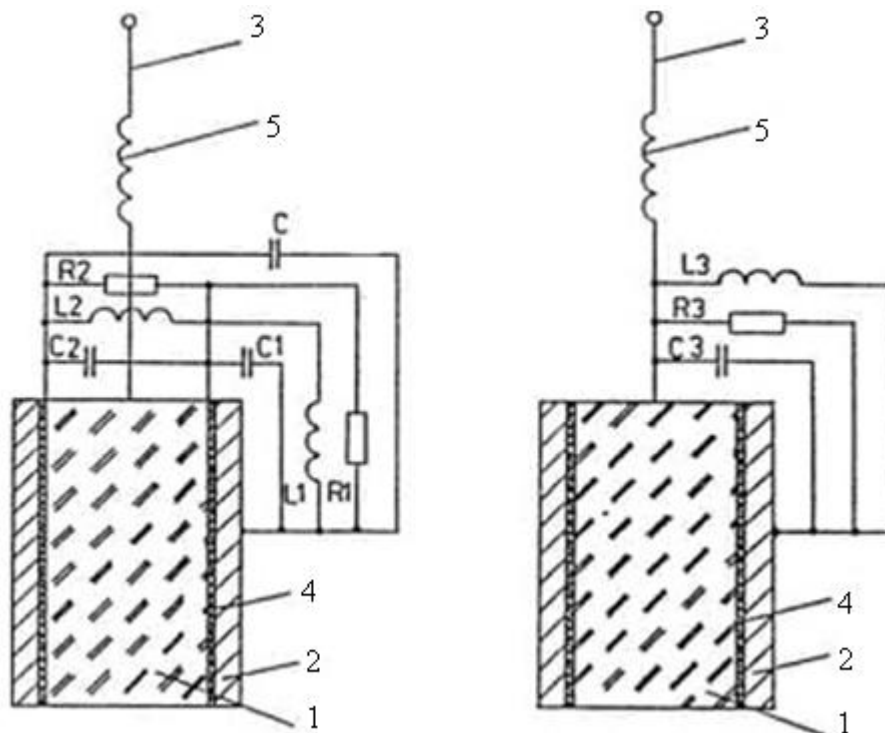


Рис. 3. Схема включения активно-реактивных элементов (R, C и L) между щеткой и щеткодержателем: 1 – корпус щетки; 2 – щеткодержатель; 3 – вывод щетки; 4 – слой изоляционного материала; 5 – дополнительная индуктивность

На рис. 4 и рис. 5 показано влияние модификации 2-го уровня щетки EG 696 на величину создаваемых двигателем радиопомех и скорость износа его щеток. Как видно из рис. 4, создание дополнительных емкостных связей позволяет практически на порядок (20 db) уменьшить амплитуду составляющих высокочастотного спектра электромагнитных помех в диапазоне от 10 до 300 МГц. Для достижения такого же результата в диапазоне от 0,15 до 1-2 МГц необходимо, как было экспериментально доказано, применять полную модернизацию узла токосъема в соответствии с рис. 3.

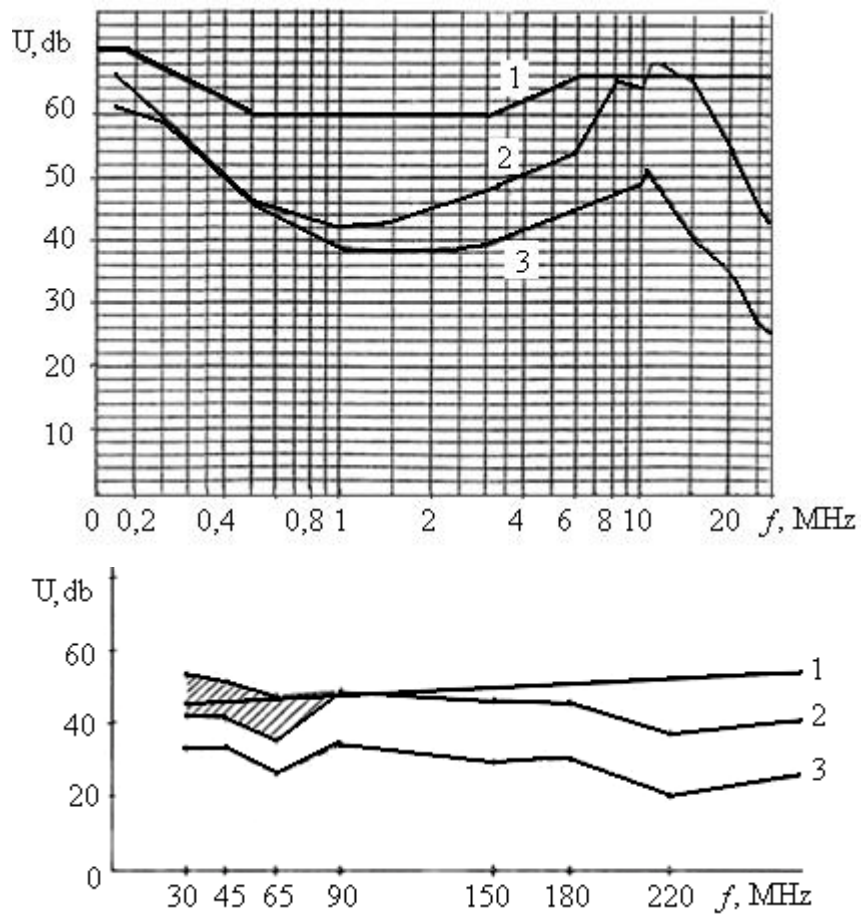


Рис. 4. Спектр электромагнитных помех в однофазном коллекторном двигателе:  
 1 – требования стандарта МЭК CISPR 14.1; 2 – при использовании щеток EG 696;  
 3 – при их модификации 2-го уровня

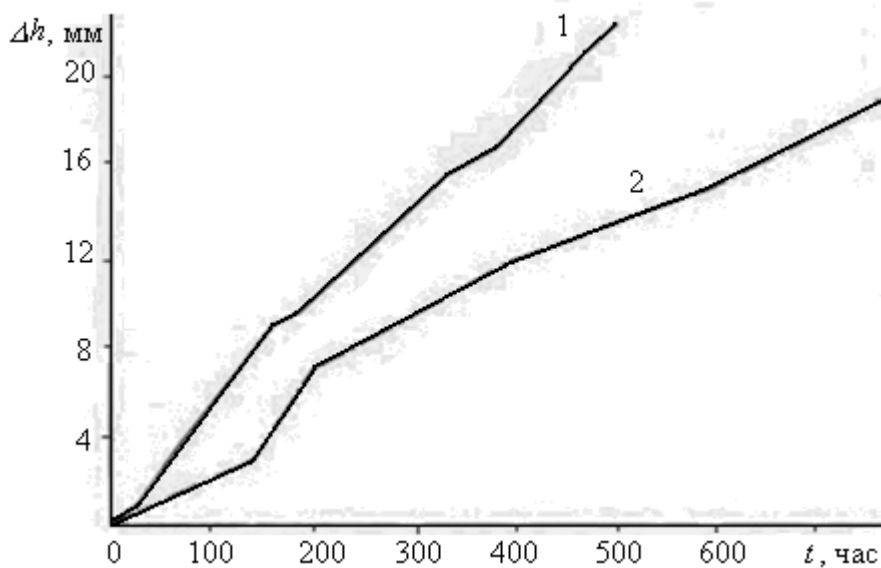


Рис. 5. Линейный износ щеток EG 696 в однофазном коллекторном двигателе:  
 1 – до их модификации 2-го уровня; 2 – после их модификации 2-го уровня

Важно специально подчеркнуть, что в результате простой модификации 2-го уровня щетки EG 696 скорость ее износа, как показали 800 часов ресурсных испытаний однофазного коллекторного двигателя, уменьшилась (см. рис. 5) в среднем на 40-50% (почти в 2 раза). Такой эффект вызван уменьшением искрения под щеткой и, как следствие, снижением электроэрозионной составляющей механического износа щетки.

### **Выводы**

1. Применение тефлоновых накладок позволяет уменьшить интенсивности искрения и скорость износа электрических щеток за счет снижения их коэффициентов трения о внутреннюю поверхность щеткодержателя и переноса тефлона на рабочую поверхность коллектора или контактных колец.

2. Модификации элементов щеточного контакта за счет образования между ними дополнительных емкостных связей приводит к снижению скорости износа щеток и уровня электромагнитных помех в электрических машинах различного назначения.

### **Библиографический список**

1. Chmelík, K. Kluzný kontakt v elektrických strojích / K. Chmelík, F. Veselka. Ostrava : KEY Publishing s.r.o.. 2007. 256 с.

УДК 621.793

И.Н. Нестерова, А.Ф. Гусев  
Тверской государственный технический университет

### **ИОННО-ПЛАЗМЕННОЕ ПОКРЫТИЕ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОНТАКТОВ**

Применение алюминия и его сплавов в качестве материала для силовых электрических контакт-деталей ограничивается существенным механическим и электроэрозионным изнашиванием контактирующих поверхностей. Увеличение надежности работы алюминиевых контакт-деталей возможно путем нанесения электропроводящего покрытия с повышенной твердостью и электроэрозионной устойчивостью.

Нанесение ионно-плазменных покрытий методом конденсации с ионной бомбардировкой путем распыления различных материалов на разных режимах позволяет получать слоистые материалы с большим многообразием свойств. Была поставлена задача получения электропроводящего уп-



роченного покрытия для поверхностей алюминиевых электрических контактов со сниженной способностью материала поверхности к выгоранию под воздействием повышенной температуры в зонах микродуг.

Для этого нами предложено наносить на поверхность покрытие из двойного сплава медь-хром с содержанием 0,4-1,0% хрома, дополнительно легированного иттрием в количестве 0,2-0,6%, методом ионно-плазменного напыления по режиму, обеспечивающему многократное скачкообразное изменение напряжения от 90-120 В до 1000-1200 В и обратно [1].

Напыление при невысоком напряжении позволяет получить слой распыляемого материала толщиной в доли микрометра. Изменение напряжения «на порядок» позволяет после стадии осаждения покрытия провести его ионную бомбардировку. При этом происходит механо-термическое воздействие на напыленный слой с увеличением твердости деформируемого материала – легированной хромистой бронзы. Цикл «осаждение покрытия – упрочнение покрытия» повторяют многократно до получения покрытия толщиной, достигающей нескольких микрометров.

Механический износ рабочих поверхностей контакт-деталей при эксплуатации их с упрочненным покрытием снижается. Уменьшение же электроэрозионного изнашивания происходит за счет повышения жаростойкости хромистой бронзы путем легирования иттрием. При этом, как отмечалось ранее, для объемных материалов [2, 3] существенного снижения электропроводности легированного материала не происходит.

#### Библиографический список

1. Заявка № 2007148722 от 24.12.2007. Способ получения покрытия для электрических контактов.
2. Замоторин, М.И. Влияние мишметалла на жаропрочность хромистой бронзы / М.И. Замоторин, О.С. Мнушкин // Труды Ленинградского политехнического института. Л. : ЛПИ, 1970. № 305. С. 135-140.
3. Беленко, И.А. Влияние микролегирования меди иттрием на эффекты закалочного и деформационного упрочнения: автореф. дис. ... канд. физ.-мат. наук / И.А. Беленко. Белгород, 1999. 20 с.

УДК 621.315; 621.762

В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, Д.А. Левыкин  
Тверской государственный технический университет

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ НА МЕДНОЙ ОСНОВЕ

Медь остается одним из самых распространенных электроконтактных материалов ввиду её недефицитности и относительно невысокой стоимости. Поэтому задача повышения эксплуатационных свойств электроконтактных материалов на медной основе является актуальной.

Многообразие и сложность физических и химических процессов в электрических контактах отражаются в противоречивых, порой антагонистических требованиях к электроконтактным материалам. В настоящее время общепризнано, что сочетание требуемых электроконтактных свойств можно получить только в композиционных материалах, получаемых методами порошковой металлургии. Для повышения электроконтактных свойств (таких как электроэрозионная и механическая износостойкость, механическая прочность) в композиционные материалы на медной основе вводят тугоплавкие компоненты в виде чистых металлов (*W*, *Mo*, *Cr*) или их химических соединений (карбиды, бориды, силициды), а также графит. В последние годы разработаны электроконтактные материалы на основе меди с добавлением углерода в виде мелкодисперсных алмазов [1].

В данной статье представлены результаты исследования механических и электрических характеристик образцов электроконтактных материалов на медной основе в зависимости от массового содержания тугоплавких компонентов: углерода *C* в виде мелкодисперсного алмазного порошка; молибдена *Mo*; вольфрама *W*; хрома *Cr*; карбида вольфрама  $W_2C$  (сплав *ВК6М*); карбида хрома  $Cr_3C_2$ . Образцы получены прессованием смеси порошков под давлением  $6,5 \text{ т/см}^2$  при комнатной температуре в цилиндрической пресс-форме. Дальнейшее спекание образцов проводилось в вакууме в течение 1 часа при различных температурах: 850, 900, 950 и 1000°C.

Для сравнительной оценки электроэрозионной износостойкости электроконтактных материалов использовалась установка [2]. Целью сравнительных испытаний являлось построение рядов относительной электроэрозионной износостойкости и относительной электропроводности материалов. За эталон в наших испытаниях принята техническая медь марки М1 с удельным электросопротивлением  $\rho = 1,76 \cdot 10^{-8} \text{ Ом}\cdot\text{м}$ , что составляет 102% относительно IACS (International Annealed Copper Standard).

Было изготовлено две партии образцов. Образцы первой партии содержат 2 масс.% алмазного порошка и дополнительно 2 масс.% порошка другого материала. Спекание проводилось при температуре 1000°C. Состав материала, физико-механические и электроконтактные характери-

ки исследованных материалов представлены в таблице 1, где  $d$  – плотность материала;  $\Pi$  – относительная пористость; НВ – твердость;  $\rho$  – удельное электросопротивление,  $\sigma/\sigma_{\text{Cu}}$  – электрическая проводимость по отношению к проводимости монолитного медного материала;  $I/I_{\text{Cu}}$  – электроэрозионный износ по отношению к износу монолитного медного материала. В скобках указано массовое содержание добавок в %.

Таблица 1. Состав и характеристики исследованных образцов

Материал	$d$ , г/см <sup>3</sup>	$\Pi$	НВ, МПа	$\rho$ , 10 <sup>-8</sup> Ом м	$\sigma/\sigma_{\text{Cu}}$	$I/I_{\text{Cu}}$
Cu C(2)	8,60	0,12	566	2,2 ± 0,3	0,79	0,5
Cu C(2)Mo(2)	8,62	0,14		2,3 ± 0,1	0,77	0,6
Cu C(2)W(2)	8,70	0,16		2,2 ± 0,2	0,78	0,5
Cu C(2)Cr(2)	8,56	0,12		2,3 ± 0,1	0,77	0,6
Cu C(2)BK6M(2)	8,67	0,13		3,0 ± 0,2	0,60	0,5
Монолитная медь	8,90	0	716	1,8 ± 0,2	1,00	1,0

Вторая партия образцов изготовлена в целях исследования влияния массового содержания добавок и температуры спекания образцов. Состав и физико-механические характеристики исследованных материалов представлены в таблице 2. В скобках также указано массовое содержание добавок в %.

Таблица 2. Состав и характеристики исследованных образцов

№	Материал	Температура спекания, °С							
		1000	950	900	850	1000	950	900	850
		Пористость				НВ, МПа			
1	Cu C(2)	0,17				497			
2	Cu C(5)	0,13	0,10	0,12	0,12	650	716	650	620
3	Cu C(10)	0,14	0,15	0,15	0,15	716	716	716	716
4	Cu C(2)Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub> (2)		0,16	0,15	0,15		566	650	716
5	Cu Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub> (2)	0,12	0,14	0,13	0,12	424	379	424	566
6	Cu Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub> (5)	0,13	0,15	0,10	0,11	458	566	519	716
7	Cu Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub> (10)	0,09	0,10	0,15	0,12	566	650	620	650
8	Cu C(2)W <sub>2</sub> C(2)		0,12	0,13	0,11		620	620	716
9	Cu W <sub>2</sub> C(2)	0,18	0,12	0,17	0,16	566	620	566	716
10	Cu W <sub>2</sub> C(5)	0,07	0,12	0,17	0,14	716	620	650	716
11	Cu W <sub>2</sub> C(10)	0,11	0,17	0,16	0,15	794	716	650	716

### Обсуждение результатов экспериментов

Одним из основных параметров электроконтактного материала является его удельное сопротивление, от которого зависят как омическое сопротивление контакт-детали в целом, так и собственно контактное (переходное) сопротивление. В литературе имеется ряд полуэмпирических зависимостей, позволяющих оценивать проводимость (удельное сопротивление)

ние) композиционных материалов. На рис. 1 приведено сравнение экспериментальных значений двух исследованных нами композиционных материалов на медной основе с теоретическими значениями, рассчитанными на основании предложенной авторами данной работы модели композиционного электроконтактного материала [3]. Данная модель позволяет рассчитывать удельное сопротивление порошкового двухкомпонентного материала по значениям удельного сопротивления и плотности компонентов в зависимости от их массовой доли с учетом пористости конечного материала. На рис. 1. теоретические значения удельного сопротивления рассчитаны для максимального и минимального экспериментальных значений пористости исследуемого материала (см. табл. 2). Как видно из рис. 1, теоретические значения удельного сопротивления удовлетворительно совпадают с экспериментальными с учетом погрешности.

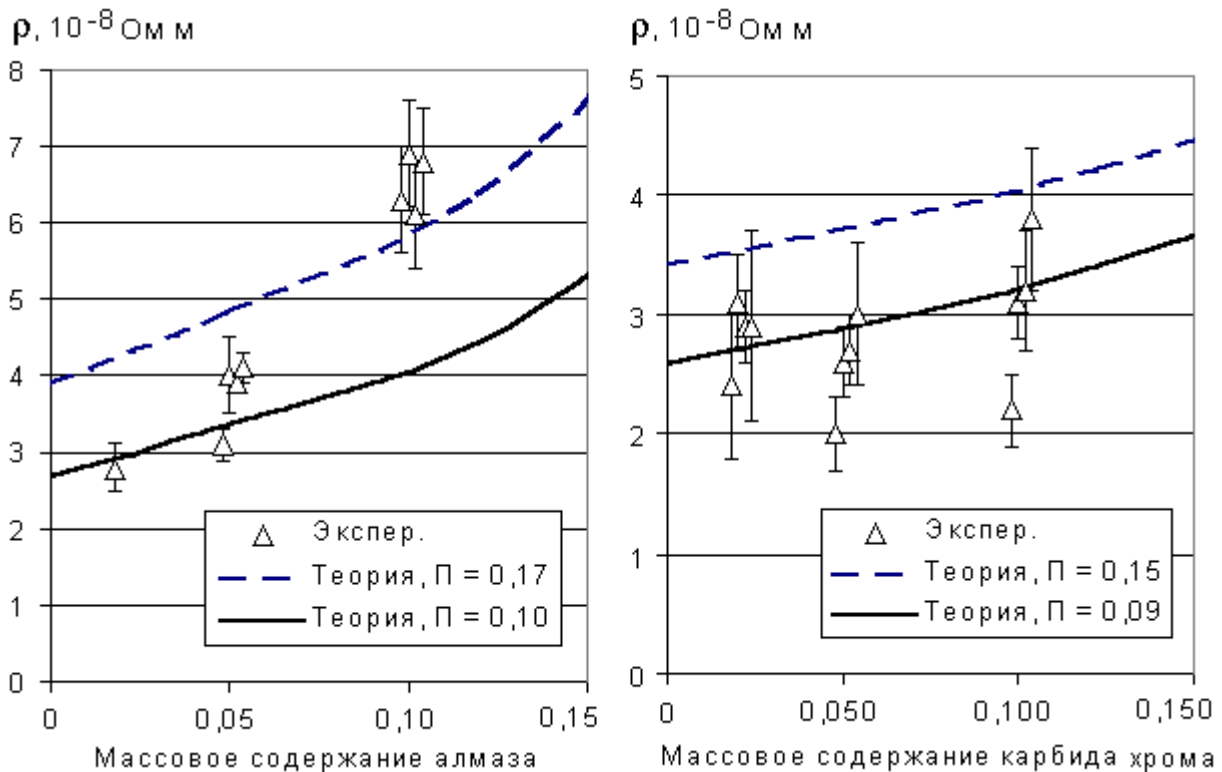


Рис. 1. Сравнение экспериментальных и теоретических значений удельного сопротивления композиционных электроконтактных материалов

Интенсивность изнашивания электроконтактного материала теоретически достаточно надежно рассчитать пока не представляется возможным. Экспериментальные результаты сравнительных испытаний исследованных материалов на электроэрозионную износостойкость приведены на рис. 2. По результатам испытаний можно сделать следующие выводы.

1. Какой-либо значимой корреляции износостойкости с температурой спекания композиционного материала не обнаружено.

2. Экспериментальные результаты подтверждают, что введение мелкодисперсных алмазов в электроконтактный материал на медной основе действительно существенно снижает интенсивность изнашивания по сравнению с медью. Наибольшей относительной износостойкостью обладает материал, содержащий 10 масс.% углерода в виде алмазов. Неплохой результат показал материал, содержащий по 2 масс.% алмазов и карбида хрома. К сожалению, электрическая проводимость этих материалов невысокая – 30÷50% от проводимости меди (рис. 3). По совокупности проводимости и износостойкости следует обратить внимание на материал с добавкой 5 масс.% карбида хрома (рис. 2, 3).

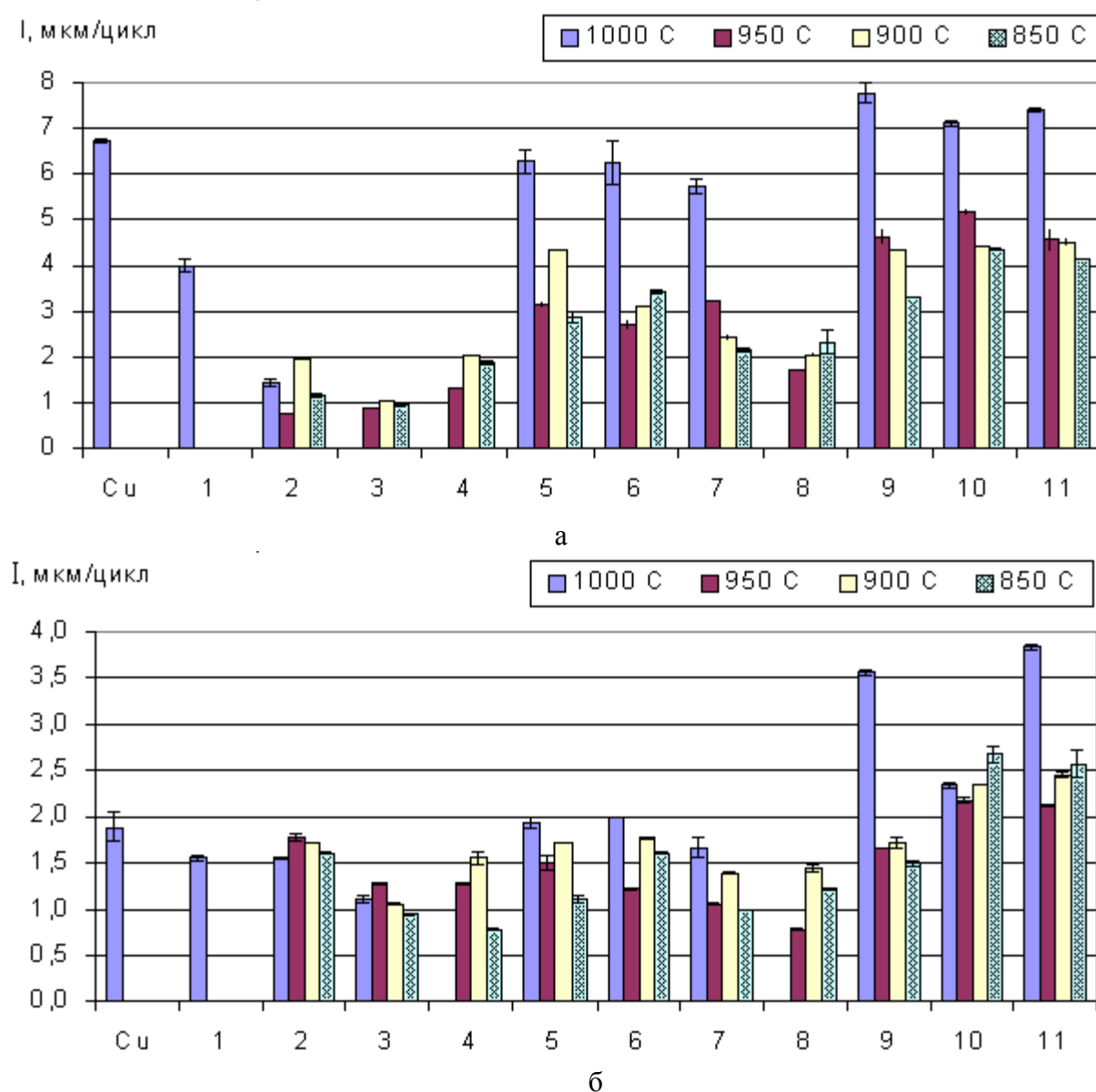


Рис. 2. Удельный износ образцов в зависимости от содержания добавок и температуры спекания: а – образец-анод; б – образец-катод. Номера образцов соответствуют табл. 2

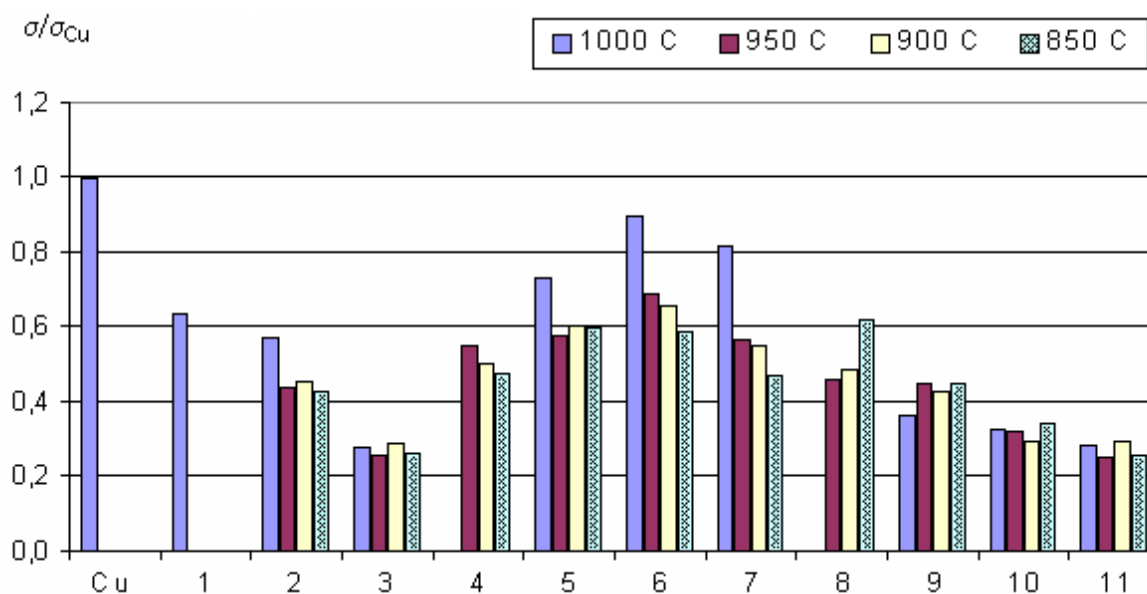


Рис.3. Удельная проводимость исследованных электроконтактных материалов относительно меди. Номера образцов соответствуют табл. 2

Обсуждая результаты испытаний исследованных материалов, необходимо отдельно остановиться на возможной графитизации алмазов при спекании порошковой заготовки. В работе [1] на основании анализа большого количества экспериментальных работ делается вывод о том, что опасность графитизации алмазов при спекании в вакууме или инертной атмосфере становится значительной при температурах выше 1370...1670 К. Исследованные нами образцы спекались при меньших температурах. Оптическая микроскопия исследованных нами образцов с содержанием алмазов 10 масс.% качественно позволяет сделать вывод о наличии в материале именно алмазных зерен. Однако окончательный вывод можно будет сделать только по результатам количественного микроанализа.

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

#### Библиографический список

1. Иванов, В.В. Физико-химические основы технологии и материаловедение порошковых электроконтактных композитов / В.В. Иванов. Красноярск : ИПЦ КГТУ, 2002. 234 с.
2. Измайлов, В.В. Исследование эрозионной износостойкости электроконтактных материалов в режиме импульсного разряда / В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, Д.А. Левыкин // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел и деталей машин: межвуз. сб. научн. тр. Тверь : ТГТУ, 2005. С. 112-116.
3. Измайлов, В.В. Порошковые материалы для электрических контактов / В.В. Измайлов, И.С. Гершман, М.В. Новоселова, Е.О.Харитонов // Материаловедение, 2007. № 8. С. 22-28.

УДК 621.891

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

### **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ КЕРАМИЧЕСКИХ АЛМАЗОСОДЕРЖАЩИХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ОГРАНКИ АЛМАЗОВ В БРИЛЛИАНТЫ**

Композиционные алмазосодержащие материалы нашли широкое применение при изготовлении шлифовальных кругов и режущего инструмента, предназначенного для обработки высокотвердых поверхностей [1, 2, 3]. Работоспособность таких материалов определяется совокупностью физико-механических свойств матрицы (связки) и алмазов.

Механические свойства промышленных алмазов можно считать постоянными для всех типов алмазосодержащего инструмента. Материал связки вносит наиболее существенный вклад в работоспособность инструмента в целом: он должен, с одной стороны, обеспечивать механическую и химическую прочность удержания зерен, а с другой, обладать высокой твердостью и износостойкостью [2, 3]. Трение связки по ответной поверхности – один из источников образования тепла, оказывающего значительное влияние на стойкость алмазов при работе узла трения. Кроме того, связка должна содержать определенное число пор для размещения в них продуктов износа, не вступать в химическое взаимодействие с материалом контробразца и смазочно-охлаждающей жидкостью [1]. При эксплуатации алмазосодержащих шлифовальных кругов используются два основных типа связующего материала: беспористые металлические и органические матрицы; хрупкие керамические матрицы [1, 3, 4].

Для шлифования керамики в настоящее время используются преимущественно металлические связки. Алмазный инструмент на металлических связках прочно удерживает алмазные зёрна, температура в зоне резания более высокая, чем при работе кругами на органических связках. Он более подвержен засаливанию, требует постоянной принудительной анодной правки, обильного и непрерывного охлаждения. Круги на органической связке из-за низкой твердости и, следовательно, низкой износостойкости применяют преимущественно для чистового шлифования [1]. Промышленные круги на керамических связках (состав: легкоплавкое стекло, огнеупорная глина, алюминий, наполнителем служит порошок карбида бора) при соответствующих режимах работают в области самозатачивания, но обладают низкой износостойкостью [1, 4]. Создание шлифовальных алмазосодержащих кругов с керамической матрицей, механические свойства которой максимально приближены к свойствам алмаза, является наиболее перспективным направлением.

В работе [5] представлена технология получения композиционного материала с керамической матрицей, состоящей из различных оксидов алюминия и дисперсных включений алмаза. На этой основе создан кера-

мический алмазосодержащий материал (КАМ) для абразивной обработки твердых и сверхтвердых материалов.

Сравнительные испытания работоспособности шлифовальных кругов из КАМа и алмазного инструмента 1А1 на металлической связке, используемого в серийном производстве изделий, проводились на Смоленском производственном объединении «Кристалл». Испытания проводились на обдирочном станке СОА-3 с приставкой ДВЯ. Для испытаний было выбрано 2 алмазных круга диаметром 52 мм, шириной 5,5-7,5 мм, зернистостью алмазного порошка 60/40 и с концентрацией 30 и 40 объемных единиц. Для смазывания и охлаждения применялась вода техническая.

Алмазные заготовки предварительно обтачивались резцом до коэффициента обточки 0,08-0,10, после чего производилась обточка алмазным кругом до заданного диаметра. Перед началом обработки кругом и по окончании обработки производился замер диаметра круга алмазной заготовки и фиксировалось время обработки. Алмазные круги вырабатывались на величину керамического слоя до появления металлического блеска на алмазосодержащем слое. Результаты испытаний приведены в таблице.

Результаты сравнительного испытания КАМов для огранки алмазов в бриллианты

Тип круга	Зернистость алмаза, мкм	Концентрация алмаза, %	Диаметр п/ф до начала обработки, мм	Диаметр п/ф после начала обработки, мм	Уменьшение диаметра п/ф, мм	Время обработки кругом, мин	Уменьшение диаметра круга, мм	Износ круга, мм/мин	Линейная скорость круга, м/мин	Овальность п/ф после обработки кругом, мм
КАМ-1	60/40	30	4,47	4,36	0,11	6,66		0,017		0,02
			4,33	4,27	0,06	9,54		0,007		0,02
			5,55	4,25	1,30	15,92		0,082		0,03
					1,47	32,12	0,25	0,046	279,2	
КАМ-2	60/40	40	4,17	4,14	0,03	10,46		0,003		0,01
			3,95	3,73	0,22	7,16		0,031		0,04
			4,22	3,89	0,33	9,28		0,036		0,03
			4,08	3,72	0,36	14,71		0,025		0,03
			4,40	4,16	0,24	7,06		0,034		
			4,04	3,87	0,17	9,68		0,018		0,03
			4,65	4,58	0,07	7,45		0,010		
					1,42	65,80	0,6	0,22	275,2	
1А1	80/63	25	5,20	5,10	0,10	5,76		0,018		0,03
			4,60	4,55	0,05	5,16		0,010		0,03
			4,90	4,80	0,10	4,00		0,025		0,03
					0,25	14,92		0,017	432,5	



По результатам испытаний можно сделать следующие выводы.

1. Износ алмаза (уменьшение диаметра алмазной заготовки в единицу времени) при обточке кругами на керамической связке выше, по сравнению с обработкой кругом на металлической связке, в 1,3-2,7 раза.

2. Высокая износостойкость шлифовального круга из КАМа с керамической связкой на основе оксида алюминия обусловлена ее повышенным сопротивлением к абразивному воздействию со стороны обрабатываемой алмазной заготовки и незакрепленных частиц износа за счет минимальной разницы между величинами твердости зерен алмаза и связки по сравнению с другими материалами матриц. Высокая адгезия дисперсной фазы к матрице не позволяет частицам алмаза удаляться под действием сил трения и поэтому они сохраняются на своем месте до полного износа. Высокий модуль упругости материала связки положительно сказывается на уменьшении режущей поверхности за счет упругого внедрения зерен в связку.

3. Соизмеримая величина скорости изнашивания керамической матрицы и дисперсной фазы способствует тому, что поверхность КАМа не выглаживается и сохраняет режущие свойства на постоянном высоком уровне без дополнительной операции правки. Полученный способ изготовления алмазного инструмента на керамической связке позволяет проводить обточку алмазных заготовок без применения электролита, т.е. без непрерывной анодной правки. Это существенно улучшает экологию на предприятии, снижает затраты на электроэнергию, дает возможность упростить в дальнейшем конструкцию обточных станков.

4. Качество пояска после обработки экспериментальными кругами алмазного изделия хорошее. При огранке полуфабрикатов доводка рундиста не производилась.

5. Учитывая, что из-за несоответствия размеров испытываемых кругов (диаметр 52 мм) и контрольных кругов на металлической связке (диаметр 80 мм) невозможно определить оптимальные режимы обработки, зернистость и концентрацию алмазного порошка в круге, частоту регенерирования упрочненного керамического алмазоносного слоя. Дальнейшие исследования необходимо продолжить.

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

#### Библиографический список

1. Ваксер, Д.В. Алмазная обработка технической керамики / Д.В. Ваксер, В.А. Иванов, Н.В. Никитков, В.В. Рабинович. Л. : Машиностроение. 1976. 160 с.
2. Верещагин, В.А. Композиционные алмазосодержащие материалы и покрытия / В.А. Верещагин, В.В. Журавлев. Мн. : Навука і тэхніка. 1991. 208 с.
3. Мишнаевский, Л.Л. Износ шлифовальных кругов / Л.Л. Мишнаевский. Киев : Наук. Думка. 1982. 192 с.
4. Попов, С.А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С.А. Попов, Н.П. Малевский, Л.М. Терещенко. М. : Машиностроение. 1977. 263 с.
5. Новиков, В.В. Создание и комплексное исследование алмазосодержащих керамических трибоматериалов для узлов трения различного назначения: автореф. дис... канд. техн. наук / В.В. Новиков. Тверь. 1998. 22 с.

УДК 621.791

М.С. Разумов, И.А. Яковлев, С.В. Мединцев, Н.С. Зубков  
Тверской государственный технический университет

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ГАЗОЛАЗЕРНОЙ РЕЗКИ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ МИКРОТВЕРДОСТИ В ЗОНЕ ЛАЗЕРНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ**

Опыт эксплуатации инструментов для холодной обработки давлением показывает, что одной из основных причин выхода инструмента из строя является изнашивание матрицы и пуансона [1, 2]. К числу перспективных способов повышения стойкости рабочих частей разделительного штампа следует отнести лазерную закалку [3-5], которая позволяет выполнять локальную обработку режущих кромок инструмента и легко поддается автоматизации.

Классический способ упрочнения режущих кромок матриц осуществляется с использованием линейной схемы упрочнения, когда зоны воздействия лазерных импульсов, следующих последовательно друг за другом, располагаются с определенным перекрытием в один ряд вдоль рабочей кромки. Недостатком такого рода процесса является наличие зон отпуска в областях перекрытия, а также необходимость применения поглощающих покрытий, так как упрочнение без чернения обрабатываемых поверхностей характеризуется большим (до 50%) разбросом глубины упрочненных слоев.

Существует способ, позволяющий упрочнять боковые поверхности на высоту, равную суммарной величине всех переточек при работе штампа при минимальных затратах и себестоимости независимо от конфигурации и размеров боковой поверхности при высокой технологичности процесса и качестве упрочненного слоя [2].

Способ заключается в том, что в процессе снятия припусков наплавленного металла лучом лазера в приповерхностных слоях по всей области реза формируется зона упрочнения.

В настоящей работе оценена возможность равномерного упрочнения металла по всей высоте газолазерного реза.

Для проведения исследований пластину из быстрорежущей стали марки Р6М5 на плоскошлифовальном станке шлифовали в размер 3,5×30×150 мм. Полученный образец разрезали на полосы шириной 10 мм на лазерном комплексе VySprint 3015 фирмы Bystronic. Резку выполняли с продувкой азотом.

Для изготовления микрошлифов образцы разрезали на элементы длиной 3,5×4×10 мм. Для исключения термического воздействия была применена электроэрозионная резка. Для исследования структуры образца использовали оптический металлографический микроскоп МИМ-8, сопряженный с персональным компьютером. Для обработки и анализа изображений микроструктур использовали специальное программное обеспече-

ние с встроенными функциями количественного анализа изображений. Исследование распределения микротвёрдости производили на торцевых сечениях образцов газолазерного реза при помощи прибора ПМТ-3 согласно ГОСТ 2999-75. Отпечатки выполняли с шагом 50 мкм от края образца на глубину 500 мкм. Дорожки накладывались по всей ширине реза с периодичностью в 200 мкм.

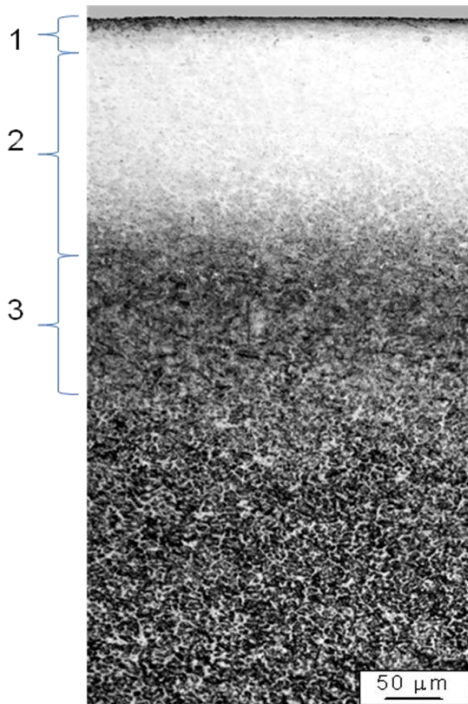


Рис. 1. Микроструктура ЗЛВ в быстрорежущей стали

При воздействии лазерного излучения в металле возникла зона лазерного воздействия (ЗЛВ), состоящая из трех принципиально различных по природе фазовых превращений слоев [3] (рис. 1).

Первый слой – зона оплавления, которая образуется вследствие быстрого нагрева выше температуры плавления поверхностного слоя металла. При этом происходит полное растворение карбидов, выравнивание химического состава расплава и последующее быстрое охлаждение путем отвода тепла в основной объем металла. Закалка быстрорежущей стали происходит с образованием мартенсита и повышенного количества аустенита и имеет пониженную микротвёрдость. При переходе от зоны оплавления к зоне закалки из твердой фазы имеет место достаточно широкий слой, нагретый в интервале температур ликвидус-солидус, в котором между аустинитными зёрнами находятся оплавленные микрообъемы. Общая протяженность этого слоя составила  $\approx 50$  мкм.

Второй слой – зона закалки из твердой фазы – образуется при закалке из твердого состояния. Нижняя граница его определяется нагревом до температуры точки  $A_{c1}$ , т.е. в этом слое имеет место как полная, так и неполная закалка. Структура стали – мартенсит, карбиды и аустенит остаточный.

Третий слой – переходная зона – образуется при нагреве металла ниже точки  $A_{c1}$ . При лазерной обработке предварительно закаленной и отпущенной стали в этом слое имеет место понижение микротвёрдости, связанное с образованием структур отпуска – троостита или сорбита.

На основании результатов измерений микротвёрдости, полученных при исследовании ЗЛВ, были построены графические изображения (рис. 2). Проанализировав распределение микротвёрдости по всей высоте лазерного реза в ЗЛВ, можно сделать следующий вывод: разброс глубины слоев не превышает 20%, а микротвёрдость по всей высоте реза не претерпевает значительных изменений (рис. 2, б, в).

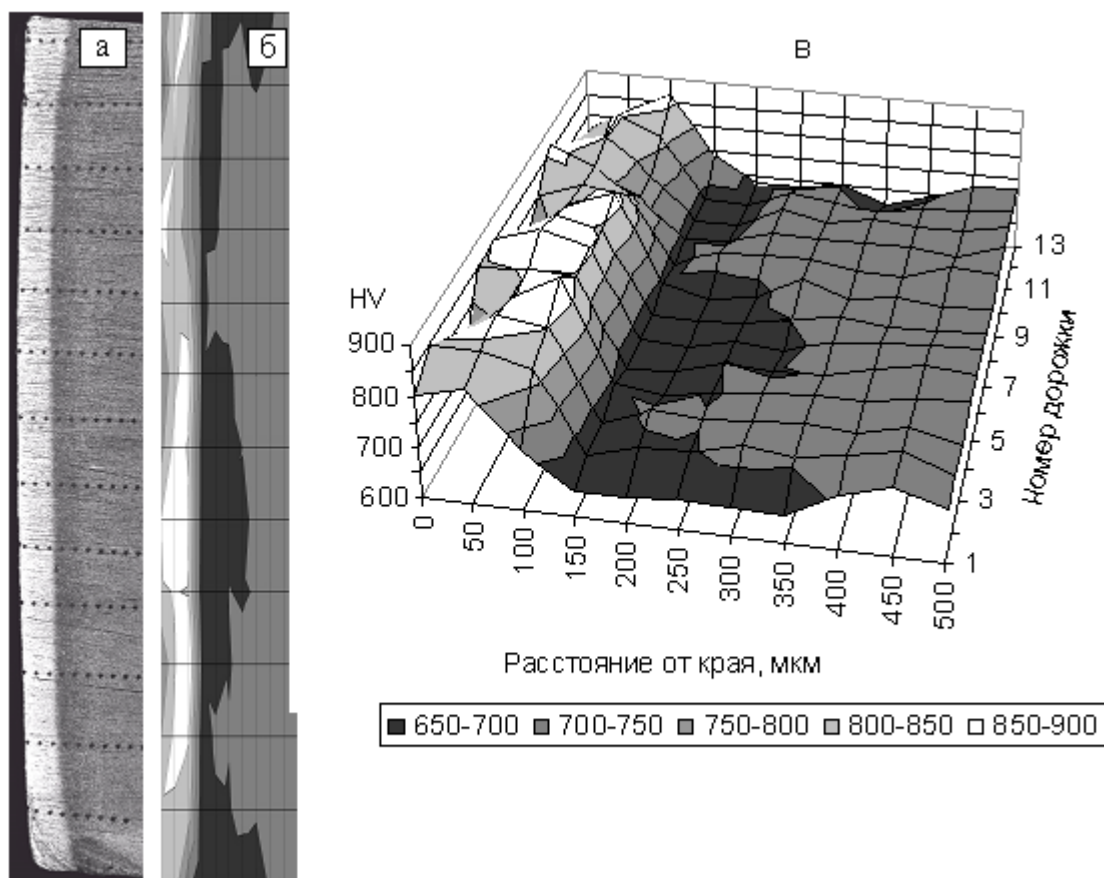


Рис. 2. Исследование микротвердости в ЗЛВ:  
 а – торцевое сечение режущей кромки полученной ГЛР с отпечатками индентера;  
 б, в – распределение микротвердости по высоте лазерного реза в ЗЛВ

Исследование показало, что в процессе ГЛР в поверхностной зоне обрабатываемого металла произошло равномерное упрочнение по всей высоте реза без применения поглощающих покрытий. Этот способ позволил исключить появление зон перекрытия с пониженной микротвердостью.

Таким образом, газолазерная резка может успешно применяться не только как разделительная операция, но и как операция упрочнения рабочих кромок разделительных штампов

#### Библиографический список

1. Скворцов, Г.Д. Основы конструирования штампов для холодной листовой штамповки / Г.Д. Скворцов. М. : Машиностроение, 1974.
2. Зубков, Н.С. Поверхностная лазерная закалка разделительных штампов / Н.С. Зубков, Л.Е. Афанасьева, В.П. Водопьянова, М.Н. Елицкий // Тез. докл. науч.-техн. конф. Материалы и упрочняющие технологии. Курск : Изд-во Курского ун-та, 2008. С. 200-205.
3. Григорьянц, А.Г. Технологические процессы лазерной обработки / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов, А.И. Мисюров. М. : МГТУ, 2006. 664 с.
4. Астапчик, С.А. Лазерные технологии в машиностроении и металлообработке / С.А. Астапчик, В.С. Голубев, А.Г. Маклаков. Минск : Белорус. наука, 2008. 251 с.
5. Тергулов, Н.Г. Качество обрабатываемой поверхности при лазерной обработке и его контроль / Н.Г. Тергулов, Б.К. Соколов, В.С. Матвеева // Дефектоскопия. 2007. № 2. С 62-72.

УДК 621.9.048:535.361.21

Д.А. Макозюба, Т.М. Ступина, Д.А. Зоренко,  
Р.С. Вареца, Л.Е. Афанасьева  
Тверской государственной технической университет

## **ВЛИЯНИЕ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ ГАЗОВ КИСЛОРОДА И АЗОТА НА ТЕХНОЛОГИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ ЗОНЫ ЛАЗЕРНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ПРИ РАСКРОЕ СТАЛИ 15пс**

В машиностроении и микроэлектронике лазерные технологии широко используются для резания и сварки, термоупрочнения, нанесения покрытий, маркировки, скрайбирования и т.д. Лазерное излучение позволяет сфокусировать в небольших объемах энергию с удельной плотностью мощности  $10^3$ – $10^{10}$  Вт/см<sup>2</sup>, что превосходит другие известные источники энергии (плазма, электронный луч, электрический разряд). В этом интервале последовательно или совмещено присутствуют стадии нагрева, расплавления, испарения и гидродинамического выноса продуктов разрушения [1, 2]. Представляют интерес особенности фазовых превращений и диффузионных процессов при огромных скоростях нагрева и охлаждения материала при лазерном воздействии и его технологическая прочность в зоне лазерного воздействия.

Целью данной работы является изучение влияния вспомогательных газов кислорода и азота на технологическую прочность зоны лазерного воздействия при раскросе стали 15пс.

Под технологической прочностью понимают свойство материалов сопротивляться разрушениям в процессе технологической обработки. Применительно к лазерной обработке необходимо различать следующие виды технологической прочности [2]: 1) свойство металла воспринимать термомодеформационное воздействие при высоких температурах в процессе лазерной обработки с расплавлением без образования горячих трещин; 2) свойство металла, обработанного лазерным излучением, воспринимать термомодеформационное воздействие на стадии охлаждения без образования холодных трещин при фазовых и структурных превращениях в твердом состоянии.

Для решения поставленной задачи из холоднокатаного листа углеродистой конструкционной качественной стали марки 15пс (ГОСТ1050-88) вырезали образцы с использованием лазерного комплекса BySprint 3015 компании Bystronic. Резку первого образца выполняли с продувкой кислородом, второго – азотом. Параметры резки представлены в табл.

## Режимы газолазерной резки

№ образца	Толщина листа, мм	Вспомогательный газ	Давление газа, бар	Скорость резки, мм/мин	Мощность лазера, Вт
1	2	O <sub>2</sub>	6	5300	1200
2	2	N <sub>2</sub>	12	6100	3100

Структуру металла изучали с помощью оптического микроскопа МИМ-8 с цифровой видеокамерой. Измерение микротвёрдости выполняли на отечественном приборе ПМТ-3 согласно ГОСТ 2999-75.

При газолазерном разделении металлов с продувкой кислородом рез образуется путём удаления расплава с передней стенки струёй кислорода. При горении железа выделяется значительное количество теплоты, что ускоряет процесс локального разрушения материала. Образующиеся оксиды расплавляются и выдуваются струёй кислорода из зоны реза. Поверхность реза остаётся оплавленной и слегка окисляется [1].

Резка с использованием азота характеризуется отсутствием окисления, однако производительность резки в этом случае составляет лишь 10-30% от производительности резки с кислородом. При резке расплавлением азот защищает материал, находящийся в зоне обработки, от воздействия кислорода воздуха.

Микроструктура стали в исходном состоянии после холодной прокатки – деформированные зерна феррита и цементит.

На рис. 1. представлена микрофотография структуры стали в зоне лазерного воздействия – мартенсит и феррит.

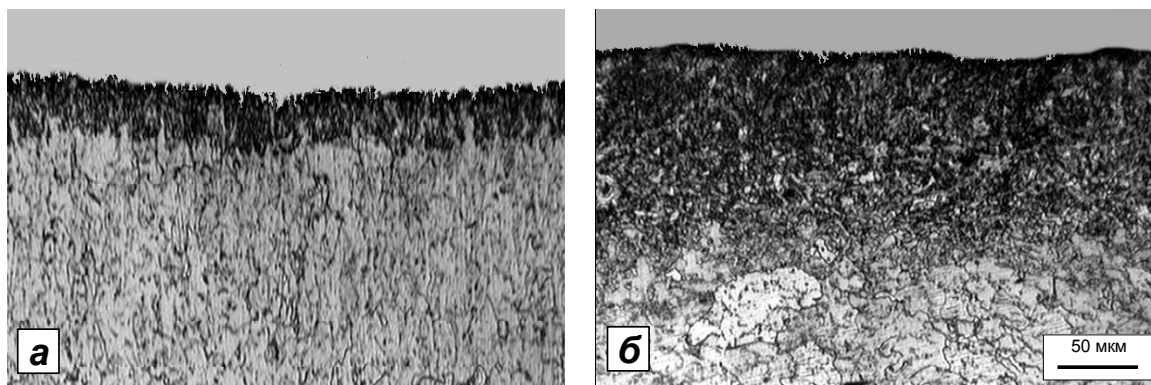


Рис. 1. Микроструктура углеродистой стали марки 15пс после газолазерной резки:  
а – продувка кислородом; б – азотом.  
Мартенсит (темные участки) и феррит (светлые участки)

При нагреве стали цементит растворяется в аустените, при этом повышается концентрация углерода в Feγ. Структура стали после газолазерной резки неоднородна из-за недостатка времени для диффузионного вы-

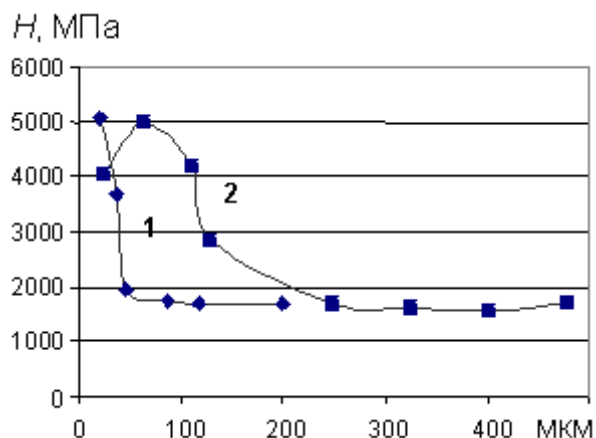


Рис. 2. Зависимость микротвердости  $H$  от расстояния до кромки газолазерного реза кислородом (кривая 1) и азотом (кривая 2)

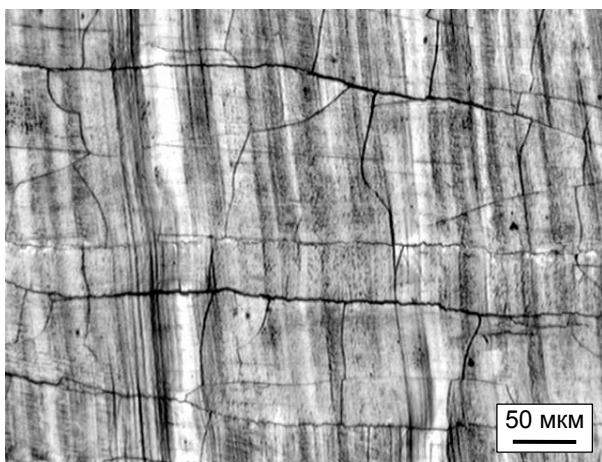
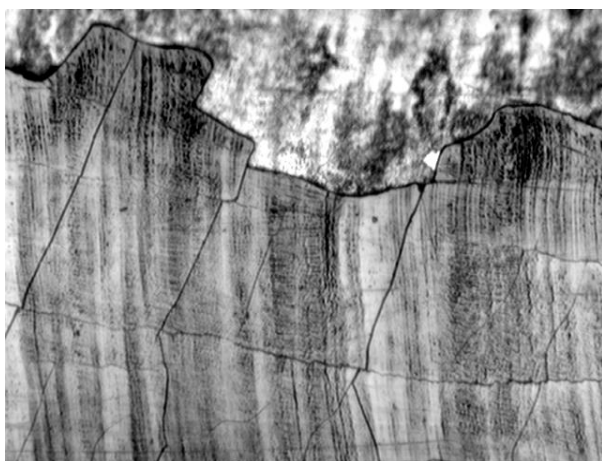


Рис. 3. Трещины в ЗЛВ стали 15пс после газолазерной резки с продувкой кислородом (продольный срез)

равнивания состава образующегося аустенита. Она определяется локальным (местным) распределением феррита и цементита в исходной структуре. Появляются участки высокоуглеродистого аустенита, который при охлаждении превращается в мартенсит, обладающий высокой твердостью. Участки феррита остаются без изменений.

В зоне лазерного воздействия первого образца обнаружена закаленная область глубиной до 40 мкм. При использовании вспомогательного газа азота глубина закаленного слоя возрастает до 100-150 мкм.

Изменение микротвердости по ширине зоны лазерного воздействия для двух изучаемых образцов показано на рис. 2. Измерение проводили при усилии 490 Н.

Контроль образцов на наличие трещин в ЗЛВ осуществлялся методом серийных сечений [4]. Слои толщиной  $\sim 5\text{...}10$  мкм последовательно сошлифовывались с помощью субмикронных алмазных абразивных порошков.

Последовательную сошлифовку выполняли в зоне лазерного воздействия до глубины 200 мкм от поверхности. Образец №1 при попытке сошлифовывания вручную покрывался сеткой трещин и материал ЗЛВ отслаивался (рис. 3). В ЗЛВ образца №2 обнаружены небольшие одиночные трещины длиной 20...50 мкм.

Сравнивая структуру ЗЛВ изучаемых образцов, можно сделать вывод о том, что для газолазерной резки конструкционных сталей целесообразно использовать в качестве вспомогательного газа кислород. Это экономически выгодно, так как можно использовать лазерное излучение меньшей мощности. Кроме того, величина зоны лазерного воздействия в 2-3 раза меньше по сравнению с резкой вспомогательным газом азотом.

Твердость закаленной области в зоне лазерного воздействия превышает твердость стали, закаленной обычным способом. Это снижает пластичность заготовки и при дальнейших технологических операциях, например, гибке, кромка реза может разрушаться.

Технологическая прочность металла ЗЛВ значительно снижается из-за образования термических напряжений и окисления границ зерен в оплавленной области. В связи с этим при изготовлении из вырезанных газолазерной резкой заготовок деталей и конструкций необходимо выполнение слесарных операций по удалению металла ЗЛВ.

#### **Библиографический список**

1. Астапчик, С.А. Лазерные технологии в машиностроении и металлообработке / С.А. Астапчик, В.С. Голубев, А.Г. Маклаков. Минск : Белорус. наука, 2008.
2. Григорьянц, А.Г. Технологические процессы лазерной обработки. / А.Г. Григорьянц, И.Н. Шиганов, А.И. Мисюров. М. : МГТУ, 2006. 664 с.
3. W. Schulz, D. Beckert, J. Fanke, R. Kemmerling and G. Herziger Heat conduction losses in laser cutting of metals // J. Phys. D: Appl. Phys. 1993, V 26. P. 1357-1363.
4. Салтыков, С.А. Стереометрическая металлография / С.А. Салтыков. М. : Металлургия, 1976.



## СОДЕРЖАНИЕ

<b>ПРЕДИСЛОВИЕ</b> .....	3
<b><i>КОНТАКТНОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ</i></b>	
А.С. Иванов, М.М. Ермолаев Работа соединения, нагруженного сдвигающей силой .....	4
А.А. Ланков О правомерности применения понятий «упругая и пластическая деформация» при сжатии шероховатых металлических поверхностей .....	10
Г.И. Рогозин, Ф.Х. Арсланов Расчет и выбор посадок с натягом .....	15
Г.И. Рогозин, В.Г. Прохоров Оценка несущей способности соединений с натягом .....	21
А.Н. Болотов, И.В. Горлов, М.В. Васильев Анализ результатов эмпирического исследования пластического деформирования ...	25
Н.Б. Демкин, В.В. Измайлов Некоторые результаты моделирования контакта шероховатых поверхностей .....	29
М.М. Матлин, А.А. Стариков Уточненная методика определения ресурса роликовых подшипников .....	36
С.В. Удалов Расчет соединений с натягом для шероховатых поверхностей .....	40
<b><i>ФИЗИКА КОНДЕНСИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И ПОВЕРХНОСТНЫХ ЯВЛЕНИЙ</i></b>	
Н.Ю. Сдобняков, В.М. Самсонов, Д.А. Кульпин, А.Н. Базулев Применение термодинамической теории возмущений к расчету удельной избыточной свободной энергии и линейного натяжения линзы жидкости на твердом сферическом ядре ...	43
Н.Ю. Сдобняков, Д.А. Кульпин, В.М. Самсонов, А.Н. Базулев, Т.Ю. Зыков, В.В. Зубков Применение термодинамической теории возмущений к расчету удельной избыточной свободной энергии и расклинивающего давления в смачивающем слое неполярной жидкости с выпуклой границей раздела .....	49
Л.М. Нечаев, Н.Б. Фомичева, Е.В. Маркова, И.Ю. Канунникова Интегральная оценка свойств трещиностойкости высокопрочных покрытий .....	57
Д.Н. Соколов, Н.Ю. Сдобняков, П.В. Комаров Моделирование процесса плавления и кристаллизации нанокластеров золота с использованием многочастичного потенциала Гупта .....	61
Е.Ф. Новиков, А.Р. Новоселов, Д.Н. Чернов Влияние линейного натяжения на возникновение микротрещин .....	65
Е.Ф. Новиков, А.Р. Новоселов, П.А. Петрочков Расчет поверхностного натяжения топливных композиций .....	68

**ТРИБОТЕХНИКА**

В.В. Мешков, В.Л. Хренов, Р.С. Вареца, Д.А. Зоренко Об износе высоколегированных сталей при торможении .....	75
Ю.А. Стрельников Анализ процессов трения в условиях всестороннего гидростатического давления .....	79
В.Г. Бурдо Анализ износа пластин с многослойными покрытиями для режущего инструмента .....	85
<u>И.И. Беркович</u> , Ю.И. Морозова Выбор методик для определения характеристик трения дисперсных материалов .....	87
М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер Анализ контактных процессов при трении и резании .....	90
М.Ш. Мигранов Исследование износостойкости инструмента с модифицированной поверхностью ..	96

**ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

А.П. Архаров Автоматизация вторичной ориентации ступенчатых стержней .....	102
Е.В. Полетаева К проблеме выбора рационального решения в пространстве решений задач технологического проектирования .....	105
В.В. Смирнов Создание геометрии детали и проектирование способа ее изготовления в среде EdgeCAM .....	108
Э.В. Ключко Погрешности формообразования при нарезании наружных многогранников резцовыми головками .....	110
В.М. Балашов, С.В. Сорокин Работа программного комплекса расчета механического цеха .....	115
Г.Б. Бурдо, Н.В. Испирян, С.Р. Испирян Системные предпосылки создания комплексных систем автоматизированного проектирования и управления производственными подразделениями .....	117
С.В. Мединцев, М.С. Разумов, И.А. Яковлев Расчет параметров выглаживания алмазным индентером с использованием компьютерной программы SDI v1.1 .....	119

**ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ КОНТАКТЫ И ЭЛЕКТРОКОММУТИРУЮЩЕЕ ОБОРУДОВАНИЕ**

Ф. Веселка, В.Н. Забоин Способы уменьшения искрения и износа щеток в коллекторных электрических машинах .....	124
---	-----

И.Н. Нестерова, А.Ф. Гусев Ионно-плазменное покрытие для повышения износостойкости поверхностей электрических контактов .....	129
В.В. Измайлов, М.В. Новоселова, Д.А. Левыкин Исследование электроконтактных порошковых материалов на медной основе .....	131

### **МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ**

А.Н. Болотов, В.В. Новиков, О.О. Новикова, И.А. Копьев Использование керамических алмазосодержащих материалов для огранки алмазов в бриллианты .....	136
М.С. Разумов, И.А. Яковлев, С.В. Мединцев, Н.С. Зубков Исследование влияния газолазерной резки на распределение микротвердости в зоне лазерного воздействия быстрорежущей стали .....	139
Д.А. Макозюба, Т.М. Ступина, Д.А. Зоренко, Р.С. Вареца, Л.Е. Афанасьева Влияние вспомогательных газов кислорода и азота на технологическую прочность зоны лазерного воздействия при раскросе стали 15пс .....	142

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

Межвузовский сборник научных трудов  
Выпуск 2

Ответственный редактор Н.Б. Демкин  
Редактор Е.Н. Спиридонова  
Корректор  
Технический редактор Г.В. Комарова

---

Подписано в печать

Формат 60×84/16

Физ. печ. л.

Тираж 100 экз.

Усл. печ. л.

Заказ №

Бумага писчая

Уч.-изд. л.

Цена руб. коп

---

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