

ISSN 0136-3549

0320-3344

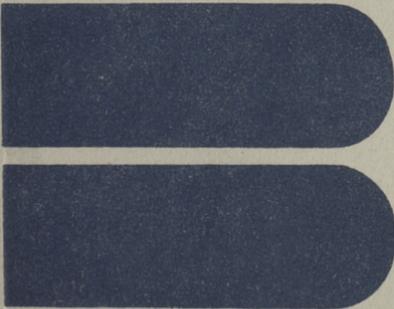
TALLINNA  
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI  
TOIMETISED

560

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО  
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО  
ИНСТИТУТА

**ТРИ**  
**'83**

ТРЕНИЕ И ИЗНОС  
В МАШИНАХ





Ep.6.7

560

**ТРИ  
'83**

**TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED**

**ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА**

УДК 620.170

ТРЕНИЕ  
И  
ИЗНОС  
В МАШИНАХ

Машиностроение XII

Таллин 1983



© Таллинский политехнический институт, 1983

## ПРОФЕССОРУ Х.Х. ЛЕПИКСОНУ 70 ЛЕТ

26 февраля 1984 г. исполнится 70 лет со дня рождения проректора Таллинского политехнического института, основоположника исследований по газообразивному изнашиванию в ТПИ, заслуженного деятеля науки ЭССР, профессора Хейно Хансовича Лепиксона.

Х.Х. Лепиксон родился в семье ремесленников в г. Баку. В 1920 г. его родители вместе с семьей вернулись в Эстонию. Высшее образование Х.Х. Лепиксон получил во Франции, окончив в 1938 г. с отличием полный курс института электротехники и прикладной механики при университете Нанси. Там же начал научную деятельность, совмещая ее с работой ассистентом. Первые исследования касались аэродинамики турбомашин. В связи с началом второй мировой войны он был вынужден прервать подготовку диссертации и вернуться на родину.

В период 1939-1941 гг. Х.Х. Лепиксон работал инженером на предприятиях г. Таллина. В начале Великой Отечественной войны был мобилизован и эвакуирован в тыл. С февраля 1942 г. участвовал в боях на Калининском, Ленинградском и 2-м Прибалтийском фронтах. Награжден орденом Красной Звезды и медалью "За победу над Германией в Великой Отечественной войне". Закончил службу в звании капитана инженерных войск.

После демобилизации в 1946 г. Х.Х. Лепиксон был приглашен в Таллинский политехнический институт на педагогическую работу. Ему доверили преподавание курса по теории механизмов и машин, ведущим лектором которого он является и по настоящее время. Юбилеаром разработан ряд оригинальных методических материалов по зубчатым и кулачковым передачам. Воспитанники института еще годами позже восхищаются блестя-

щим уровнем его лекций, особой легкостью и изяществом изложения материала. Х.Х. Лепиксон долгое время активно работает членом Научно-методического совета по теории механизмов и машин при Учебно-методическом управлении Минвуза СССР.

Параллельно с преподаванием Х.Х. Лепиксон очень быстро подготовил кандидатскую диссертацию "Исследование балансировочных машин", которую успешно защитил в Ленинградском политехническом институте им. М.И. Калинина в 1949 г. В 1950 г. он был утвержден в ученом звании доцента.

С 1955 г. Х.Х. Лепиксон руководит аспирантами. С этого же года под его руководством в ТПИ были начаты исследования по газообразивному изнашиванию. Х.Х. Лепиксон был научным руководителем 10 кандидатских диссертаций, из которых 8 выполнены по различным проблемам трибологии.

Неоценимым является вклад юбиляра в организацию научной работы в Таллинском политехническом институте в целом. Уже в 1949 г. Х.Х. Лепиксон был назначен заведующим НИСа ТПИ, а с 1957 г. он как проректор по научной работе руководит и направляет всю научную работу института. С 1956 по 1971 г. он параллельно руководил кафедрой деталей машин. Учитывая выдающуюся научно-педагогическую деятельность, в 1962 г. Х.Х. Лепиксон был утвержден в ученом звании профессора.

Многогранна деятельность Х.Х. Лепиксона по публикации научной и технической литературы. Его первая статья по измерению скорости потока жидкости была опубликована еще в 1939 г. В послевоенный период его научные статьи в основном были посвящены вопросам трибологии. Х.Х. Лепиксон составитель и соавтор двухтомного "Справочника машиностроителя", соавтор учебника "Прикладная механика" и монографии "Зубчатые передачи". При составлении "Советской Эстонской Энциклопедии" Х.Х. Лепиксон являлся руководителем научной редакции (на общественных началах) по разделу "Техника" и автором 73 статей в ней.

За заслуги в развитии науки и техники Х.Х. Лепиксон награжден орденами "Знак Почета" и Дружбы народов, а также 3 грамотами Президиума Верховного Совета ЭССР. Он является

также двукратным лауреатом премии Советской Эстонии по науке и технике (в 1949 и 1977 гг.).

Все трибологи Эстонии, многочисленные ученики и коллеги поздравляют Х.Х. Лепиксона с семидесятилетием, желают ему крепкого здоровья и новых успехов во всей его многогранной деятельности.



## ХАРАКТЕРИСТИКА ГЕОМЕТРИИ АБРАЗИВНОГО ЗЕРНА

## I. Анализ существующих характеристик

С влиянием геометрической формы зерна сталкивались многие исследователи абразивного износа. Например, при изнашивании нержавеющей стали в струе дробленых стеклянных частиц (угол атаки  $90^\circ$ ) Н.Г. Залогин [1] обнаружил износ в 16 раз интенсивнее, чем в струе с оплавленными стеклянными частицами одинакового размера.

Для численной характеристики геометрической формы частицы разработано несколько различных критериев формы зерна. К.В. Олесевиц [2] использует при расчетах износа коэффициент формы частиц  $K_1$  (для сферических частиц  $K_1 = 1$ ). В.Н. Кащеевым [3] предложено производить оценку макрогеометрии зерна по отношению поверхности частицы к ее объему. М.М. Тененбаум и Д.Б. Бернштейн использовали критерий формы абразива  $K_\phi$ :

$$K_\phi = \frac{M(n_i) \cdot M(D_i - d_i)}{M(R_i)}, \quad (1)$$

где  $M$  – математическое ожидание;

$n_i$  – число вершин частицы;

$R_i$  – радиус вершин;

$D_i, d_i$  – диаметры описанной и вписанной окружности.

В работе [4] обнаружено увеличение  $K_\phi$  при повышении твердости абразива и при уменьшении фракции, а также постоянность  $n_i$  ( $n_i = 5 \dots 6$ ). Однако достаточной корреляции  $K_\phi$  с интенсивностью изнашивания (абразивностью) не отмечалось.

Ю.А. Тадольдер [5] экспериментально установил линейную зависимость между интенсивностью изнашивания и предложенным

им коэффициентом формы зерна  $M$  :

$$M = \frac{N_{\text{ср}}}{\rho_{\text{ср}}}, \quad (2)$$

где  $N_{\text{ср}}$  - среднее число выступов зерна;

$\rho_{\text{ср}}$  - средний радиус скругления, вычисленный по формуле:

$$\rho_{\text{ср}} = \frac{\sum \rho}{\sum N}, \quad (3)$$

где  $\sum \rho$  - сумма всех измеренных радиусов скругления;  
 $\sum N$  - общая сумма измеренных выступов.

Однако несмотря на свою употребляемость, коэффициент  $M$  имеет и некоторые недостатки: субъективность определения  $N_{\text{ср}}$ , трудоемкость определения  $M$ , отсутствие  $M$  у сферических частиц, а также неучет различия углов при вершине.

Во многих теоретических расчетах износа, например, по [6], используется радиус округления вершины частицы, имеющей средние статистические размеры. Число выступов зерна в теоретических расчетах не учитывалось.

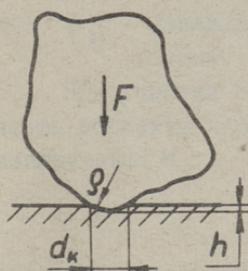
Подводя итоги по анализу существующих характеристик геометрии абразивного зерна, отметим, что пока отсутствует теоретически обоснованный критерий формы зерна и методика для определения его с достаточной точностью.

Так как в нашей работе изучалось скользяще-кориолисовое изнашивание роторов центробежно-компрессорных машин (ЦКМ), то нами сделана попытка создания характеристики геометрии абразивного зерна, подходящей для этого вида изнашивания.

## 2. Статистический показатель формы зерна

По данным работы [7] и по данным проведенных нами исследований следов частиц на лопастях ротора модели ЦКМ выяснилось, что абразивные частицы двигаются прыжками, оставляя на поверхности лопасти отдельные лунки. Форма большинства лунок была приблизительно сегментообразная, однако, при более высоких скоростях образовывались и лунки вытянутой формы.

Предположим, что при пластическом контакте зерна действует формула Майера (см. фиг. I):



Фиг. 1. Схема контакта зерна с поверхностью материала:  
 $F$  - нормальная сила в контакте;  
 $\rho$  - радиус округления выступа;  
 $h$  - глубина внедрения выступа;  
 $d_k$  - диаметр отпечатка.

$$F = ad_k^z, \quad (4)$$

где  $F$  - нормальная сила контакта;  
 $d_k$  - диаметр пятна контакта;  
 $a, z$  - эмпирические показатели, зависящие от свойств материала.

У зерен одинаковой крупности и плотности нормальная сила  $F$ , зависящая от массы, скорости и нормального ускорения частиц, имеет постоянную величину, то есть  $F = \text{const}$ . Учитывая формулу (4), можно при таких условиях написать:

$$d_k = \text{const}. \quad (5)$$

Допустим, что интенсивность изнашивания  $K$  пропорциональна объему деформируемого материала, т.е. объему образованной лунки  $V_0$ :

$$K \sim V_0. \quad (6)$$

Принимая за форму лунки сегмент сферы с радиусом округления выступа зерна  $\rho$ , можно объем этой лунки  $V_0$  рассчитывать через  $\rho$  и  $d_k$  следующей формулой:

$$V_0 = \frac{\pi}{3} \left[ 2\rho^3 - \left( 2\rho^2 + \frac{d_k^2}{4} \right) \sqrt{\rho^2 - \frac{d_k^2}{4}} \right]. \quad (7)$$

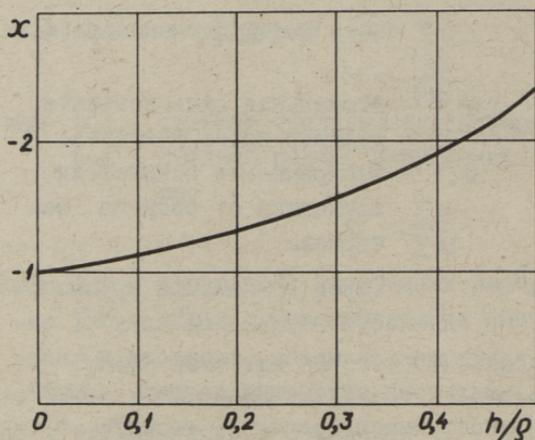
Формула (7) имеет неудобную форму для изучения влияния  $\rho$  на  $V_0$  (а также на интенсивность изнашивания  $K$ ). Поэтому, учитывая формулы (5) и (6), используем в следующем приближенную степенную зависимость:

$$K \sim \rho^x, \quad (8)$$

где  $x$  - показатель степени, зависящий от относительного внедрения частицы  $h/\rho$  (см. фиг. 2).

Как видно по фиг. 2, при относительно малых внедрениях ( $h/\rho < 0,13$ ) величина показателя степени  $x$  практически постоянна ( $x \approx -1$ ). Следовательно, при таких условиях применение формулы (8) оправдано.

Абразивность  $i$ -того выступа  $j$ -го зерна, основываясь на формуле (8), характеризуется интенсивностью изнашивания  $K_{ij}$ :



Фиг. 2. Показатель степени  $x$  в формуле (8) в зависимости от относительного внедрения  $h/r$ .

$$K_{ij} \sim \rho_{ij}^x, \quad (9)$$

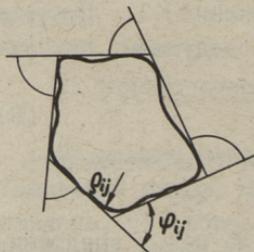
где  $\rho_{ij}$  - радиус округления  $i$ -го выступа  $j$ -го зерна.

Рассматривая (при плоской модели) приближенную форму  $j$ -го зерна как многогранник с числом вершин  $n_j$  (см. фиг. 3), причем вершины округлены радиусами  $\rho_{ij}$  ( $i=1, 2, \dots, n_j$ ), нетрудно убедиться, что в случайном попадании зерна вероятность вступления в контакт с  $i$ -й вершиной равняется:

$$p_{ij} = \frac{\varphi_{ij}}{2\pi}, \quad (10)$$

где  $\varphi_{ij}$  - внешний угол при  $i$ -й вершине  $j$ -го зерна.

При этом  $\sum_{i=1}^{n_j} p_{ij} = 1$ .



Фиг. 3. Плоская модель  $j$ -того зерна  
 $\rho_{ij}$ ;  $\varphi_{ij}$  - радиус округления и внешний угол  $i$ -того выступа.

Учитывая неодинаковость  $p_{ij}$  у разных вершин, ожидаемая абразивность  $j$ -го зерна характеризуется интенсивностью изнашивания  $K_j$ :

$$K_j = \sum_{i=1}^{n_j} p_{ij} K_{ij} \sim \rho_{\Sigma j}^x, \quad (II)$$

где  $\rho_{эj}$  - эквивалентный радиус округления выступов  $j$ -го зерна.

При участии в процессе контакта  $m$  зерен износоспособность абразива характеризуется эквивалентной интенсивностью изнашивания  $K_э$ :

$$K_э = \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m K_j \sim \rho_э^x, \quad (12)$$

где  $\rho_э$  - эквивалентный радиус выступов  $m$  зерен.

Используя формулы (9), (II) и (12), можно  $\rho_э$  выразить так:

$$\rho_э = \left( \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^{n_j} \rho_{ij} \rho_{ij}^x \right)^{\frac{1}{x}}. \quad (13)$$

В наших расчетах показатель  $x = -1$ .

Физический смысл  $\rho_э$  заключается в следующем. Если все зерна абразива были бы одинаковы, т.е. имели бы выступы с радиусом округления  $\rho_э$ , то абразивная способность каждого выступа  $K_{ij}$  совпала бы с вероятностно-ожидаемой абразивностью реального абразива  $K_э$ .

Следовательно,  $\rho_э$  подходит для теоретических расчетов на интенсивность изнашивания.

Для практического определения  $\rho_э$  использовали увеличенные изображения зерен (фотографии или зарисовки) в точном масштабе (увеличение от 30х до 300х в зависимости от размера частиц).

В первую очередь эти изображения зерен окружили касательными прямыми. У образовавшихся при этом многогранников (см. фиг. 3) при помощи шаблонов измерили внешние углы  $\varphi_{ij}$  и радиусы округления выступов  $\rho_{ij}$ , величины которых закодировали на машинных перфокартах в качестве исходных данных для последующего расчета на ЭВМ. В зависимости от навыков лаборанта на измерение-кодирование одного зерна расходовалось 3...5 минут.

Перед основными измерениями несколькими экспериментами установили ориентировочную точность измерения.

Для оценки степени субъективности (личной погрешности) при определении  $\rho_э$  в качестве эксперимента пяти разным измерителям-кодировщикам выдали одинаковые фотографии зерен.

Статистический анализ результатов измерения показал, что отклонения  $\rho_3$  от арифметически средней величины не превышали  $\pm 8\%$  (при доверительности  $90\%$ ). Следует добавить, что точность и скорость определения  $\rho_3$  в значительной мере зависят от четкости фотографии.

Экспериментально была доказана необходимость окружения изображений зерен касательными прямыми для определения выступов. При несоблюдении этого приема точность определения  $\rho_3$  понижалась почти в 5 раз. Следует отметить, что в известных методиках по определению радиусов округления выступов и углов при вершине [5, 8, 9] этот прием совсем отсутствует.

Точность определения  $\rho_3$  несомненно зависит от числа измеряемых зерен  $n$ . На основе проделанного статистического анализа измерений (3 абразива по 200 зерен) можно оптимальным объемом выборки считать 40...50 зерен. При этом погрешность определения  $\rho_3$  не превышала  $\pm 4\%$  при доверительности  $99\%$ . Примерно такое число зерен (50...70) считают необходимым И.В. Лавров и др. [9] при измерении радиусов и углов частиц шлифовальных порошков.

### 3. Экспериментальные исследования

Целью проведения экспериментов было изучение влияния геометрических характеристик зерна на абразивность. Для этого проделаны испытания скользяще-кориолисового изнашивания образцов из отожженной стали 45 на центробежном ускорителе ЦУК-5 при частоте вращения ротора  $n = 6000$  об/мин (нормальное, кориолисовое ускорение  $a_n = 33200$  м/с<sup>2</sup>, скорость струи  $v_c = 27$  м/с). В качестве абразива выбраны фракции кварцевого песка, измельченного при разных скоростях удара (для получения зерен разной формы).

Величина износа определялась путем взвешивания образцов до и после опыта, статистический показатель зерна ( $\rho_3$ ) определялся по методике, описанной в п. 2. После регрессионного анализа результатов обнаружена коррелятивная связь:

$$K = c_{\phi} \rho_3^x, \quad (13)$$

где  $K$  - интенсивность изнашивания, мг/кг;

$\rho_3$  - эквивалентный радиус выступов зерна, мм;  
 $c_\phi, \alpha$  - экспериментальные показатели (см. табл. I).

В таблице I приведены также коэффициенты корреляции между интенсивностью изнашивания  $K$  и различными геометрическими параметрами зерен:  $\rho_3$  - по формуле (I3),  $\rho_{cp}$  - по формуле (3) и  $M$  - по формуле (2). Как видно, лучше других параметров с интенсивностью изнашивания  $K$  коррелируется эквивалентный радиус выступов  $\rho_3$ .

По табл. I видно, что при  $d_{cp} \leq 0,325$  мм абразивность почти обратно пропорциональна  $\rho_3$  ( $\alpha \approx -1$ ), при более крупных зернах (0,4-1,0 мм) их износоспособность более чувствительна к изменению  $\rho_3$  ( $\alpha = -2,87$ ). На основании фиг. 2 можно это явление объяснить более глубоким внедрением ( $h/\rho$ ) крупных частиц в изнашиваемый материал. Следовательно, абразивность зависит от сочетания  $\rho_3$  и  $d_k$ .

Т а б л и ц а I

Величины экспериментальных показателей  $c_\phi$  и  $\alpha$  в формуле (I3) и коэффициенты корреляции

Крупность измельченного песка, мм		Показатель		Коэффициенты корреляции между		
Фракция	Средний диаметр $d_{cp}$	$c_\phi$	$\alpha$	$K$ и $\rho_3$	$K$ и $\rho_{cp}$	$K$ и $M$
0-0,063	0,0315	0,318	-1,13	0,79	0,47	0,63
0,063-0,16	0,112	2,86	-1,05	0,92	0,88	0,83
0,16-0,25	0,205	4,28	-1,19	0,63	0,45	0,46
0,25-0,4	0,325	15,6	-0,85	0,69	0,62	0,64
0,4-1,0	0,7	0,234	-2,87	0,93	0,42	0,74

Для накопления данных о геометрических характеристиках зерен нами проделаны измерения фракций некоторых абразивов по методике п. 2, причем особое внимание было уделено промышленным пылям. Результаты этих измерений представлены в таблице 2. По данным этой таблицы видно, что хотя величина  $\rho_3$  колеблется в широких пределах, отношение  $\rho_3/d_{cp}$  у одного абразива остается почти постоянным. Следовательно, в приближенных расчетах можно эквивалентный радиус выступов зерна  $\rho_3$  вычислить по формуле:

$$\rho_3 = c_\rho d_{cp}, \quad (I4)$$

Таблица 2

Геометрические характеристики некоторых  
абразивов

Абразив	Фракция, мм	Сред- ний раз- мер $d_{cp}$ , мм	Эквива- лентный радиус $\rho_э$ , мм	Отно- шение $\rho_э/d_{cp}$
Нормальный кварцевый песок (ГОСТ 6139-70)	0,35-0,7	0,525	0,151	0,29
Стекланный порошок	0,16-0,36	0,26	0,038	0,15
	0,35-0,7	0,525	0,077	0,15
Электрокорунд нор- мальный 20Н (ГОСТ 3647-71)	0,2-0,25	0,225	0,039	0,17
Зола сланцевая цик- лонная	0,063- -0,125	0,094	0,017	0,18
	0,1-0,16	0,13	0,025	0,19
	0,315-0,4	0,358	0,075	0,21
	0,63-1,0	0,815	0,14	0,17
	0,8-1,3	1,05	0,211	0,20
Агломерационная пыль	0,1 -0,16	0,13	0,025	0,19
	0,315-0,4	0,358	0,087	0,24
	0,63-1,0	0,815	0,163	0,20
Пыль цементного клинкера	0,1-0,16	0,13	0,022	0,17
	0,315-0,5	0,408	0,085	0,21
Зола экибастузского угля	0,5-0,8	0,65	0,111	0,17
Зола кузнецкого угля	0,063- -0,125	0,094	0,016	0,17

где  $d_{cp}$  - средний диаметр зерна;

$c_p$  - коэффициент остроты формы зерна ( $0 < c_p \leq 0,5$ ) для сферических частиц  $c_p = 0,5$ ; для большинства промышленных пылей  $c_p \approx 0,19$ ).

Действительность формулы (14) подтверждают и результаты измерения выступов зерен карбида кремния в работе И.В. Лаврова [9], хотя там вместо эквивалентного радиуса  $\rho_3$  использован арифметический средний радиус выступов  $\rho_{cp}$ .

Так как в качестве геометрических характеристик зерна часто использованы  $\rho_{cp}$  и коэффициент формы зерна  $M$ , вычисляемый по формуле (2), то в настоящем исследовании интересовала нас корреляция  $\rho_3$  с этими показателями. На основе измерений 52-х разных фракций абразивов найдены следующие корреляционные зависимости:

$$\rho_3 = b_p \rho_{cp} \quad (15)$$

и

$$\rho_3 = \frac{b_m}{M}, \quad (16)$$

где  $b_p$  - коэффициент (для промышленных пылей  $b_p \approx 0,8$ ; для измельченного песка и стекла  $b_p \approx 0,6$ ;

$b_m$  - коэффициент ( $b_m = 0,2 \dots 0,3$ ).

Следует учитывать, что зависимости (14), (15) и (16) являются лишь ориентировочными. Для более точного определения  $\rho_3$  необходимо провести измерения по методике, описанной в п. 2.

#### 4. Выводы

Проведен критический анализ существующих характеристик геометрии абразивного зерна и разработан статистический показатель формы зерна - эквивалентный радиус выступов частиц  $\rho_3$ . Обнаружена корреляция между  $\rho_3$  и износоспособностью абразива в случае изнашивания лопаток центробежно-компрессорных машин.

По многочисленным измерениям геометрических характеристик зерен промышленных пылей обнаружено постоянство отношения эквивалентного радиуса выступов  $\rho_3$  к среднему диаметру зерна  $d_{cp}$  ( $\rho_3/d_{cp} \approx 0,19$ ), а также корреляционная связь с часто применяемыми критериями  $\rho_{cp}$  (средний радиус выступа) и  $M$  (коэффициент формы зерна).

## Л и т е р а т у р а

1. З а л о г и н Н.Г. Свойства золы и износ котельных труб. - Известия ВТИ, 1949, № 6, с. 1-6.
2. О л е с е в и ч К.В. Износ элементов газовых турбин при работе на твердом топливе. Машгиз. М., 1959. 150 с.
3. К а щ е е в В.Н. Абразивное разрушение твердых тел. М., Наука, 1970. 247 с.
4. Т е н е н б а у м М.М., Б е р н ш т е й н Д.Б. Моделирование процесса абразивного изнашивания. - В сб.: Моделир. трения и износа. М., 1970, с. 82-92.
5. Т а д о л ь д е р Ю.А. О влиянии геометрической формы абразивного зерна при ударном изнашивании. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1969, сер. А, № 271, с. 23-28.
6. З о л о т а р ь А.И. Износ материала скоростным потоком твердых частиц (усталостная выносливость). - Исслед., расчет и конструир. гидромашин. М., 1979, с. 14-20.
7. Л у г у с Я.К., У у э м ы й с Х.Х. Определение характера движения абразивных частиц в каналах центробежно-ударной мельницы. - Сб. трудов НИПСиликатобетона. Таллин, 1975, № 9, с. 124-129.
8. В а к с е р Д.Б. Исследование геометрии и размеров абразивного зерна. - В сб.: Абразивы. М., ВИИМАШ, 1956, вып. 16, с. 3-15.
9. Л а в р о в И.В., Л о б а н о в а Л.А., Ш и ш - к о О.С. Техника измерения характеристик остроты ( $\rho$ ,  $\beta$ ) шлифовального зерна. - Тр. ВНИИИШ, М., 1974, № 15, с. 40-45.

I. Kleis, R. Mägi

Characteristics of Abrasive Particle

Geometry

Summary

In the article a critical analysis of existing characteristics of geometry of abrasive particle has been made. The statistical indicator of the shape of the particle - equivalent radius of tops - has been worked out. The effect of the geometrical characteristics of particles on their abrasivity has been studied (particularly for industrial dusts).



ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ МЕХАНИЗМА ИЗНАШИВАНИЯ  
МЕТАЛЛОВ В ПОТОКЕ ВЛАЖНОГО АБРАЗИВА

Проблемы изнашивания металлов в присутствии жидкой среды привлекают все большее внимание исследователей, но несравненно менее изучены, чем изнашивание всухую.

К стличительным особенностям эрозии металлов в потоке увлажненного абразива по сравнению со смежными видами изнашивания (гидроабразивным процессом и изнашиванием во влажной почвенной массе) следует отнести ударное воздействие частицы на поверхность, по характеру приближающееся к случаю газообразивного изнашивания, отсутствие кавитации, более интенсивное протекание коррозионных процессов при практически свободном доступе кислорода воздуха, а иногда - возможность периодического высыхания поверхности. Сложность рассматриваемого вида эрозии обуславливается сочетанием повторных механических воздействий с химической активностью жидкой и газообразной фаз и с физическими процессами, происходящими как в металле, так и в абразиве.

Некоторые основные закономерности изнашивания сталей под воздействием потока увлажненного кварцевого песка изложены в наших ранних работах [1, 2 и др.]. В этих и последующих работах опыты проводились на центробежной машине ЦК-1 с варьированием пяти важнейших параметров, определяющих механизм изнашивания - влажности абразива  $\gamma$ , показателя кислотности среды  $pH$ , скорости удара частиц  $v$ , угла атаки  $\alpha$  и температуры образцов  $t$ . Изменение любого из этих параметров тотчас же приводит к изменению интенсивности изнашивания  $k$ , а вместе с тем изменяется и соотношение ролей коррозионных и адсорбционных процессов, участвующих в процессе изнашивания.

Коррозия всегда снижает износостойкость, в то время как эффект Ребиндера, благодаря многогранности проявлений, может и замедлять износ.

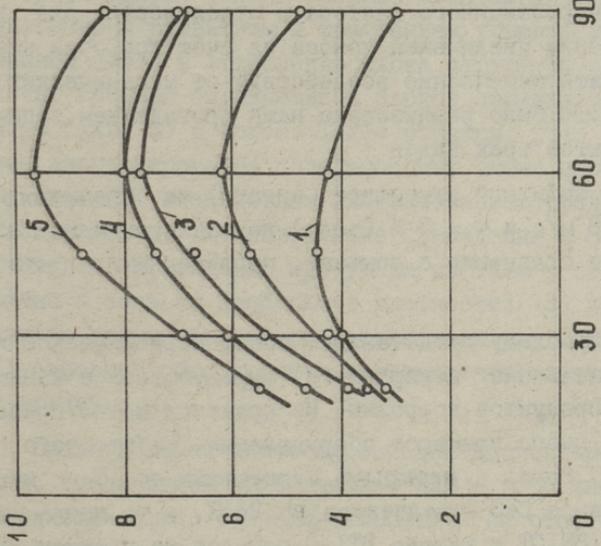
## I. Адсорбционный фактор

Известно [3, 4], что адсорбция приводит к некоторым возмущениям в твердом теле (увеличению длины, изменению прочности и т.д.), которые могут существенно изменить механизм и результат изнашивания. Мономолекулярный слой на поверхности металла или абразивной частицы связан с поверхностью молекулярным силовым полем и обладает свойствами твердого тела. Поэтому адсорбцию монослоя жидкости на поверхности можно рассматривать как дополнительный этап процесса кристаллизации.

На изнашивающие свойства абразивных частиц также оказывает влияние адсорбированная жидкость, которая обтягивает частицы пленками различной толщины, придающими им более округлую форму. В этих пленках слои располагаются в порядке убывающей энергетической связи с твердой фазой. При ударе частицы о преграду часть жидкости из слабосвязанного наружного слоя оболочки сбрасывается и адсорбируется на поверхности многократно деформированного металла. Результатом смачивания является адсорбционное понижение прочности тонких поверхностных слоев металла, причем понижается поверхностная энергия, резко возрастает число и интенсивность микропластических сдвигов, а способность металла к упрочнению исчерпывается при меньшем числе циклов нагружений. Развитие возникших микротрещин интенсифицируется расклинивающим действием некорродирующей жидкости, имеющей значительную поверхностную активность, либо аналогичным действием продуктов коррозии, образующихся в результате хемосорбции жидкости на стенках трещин.

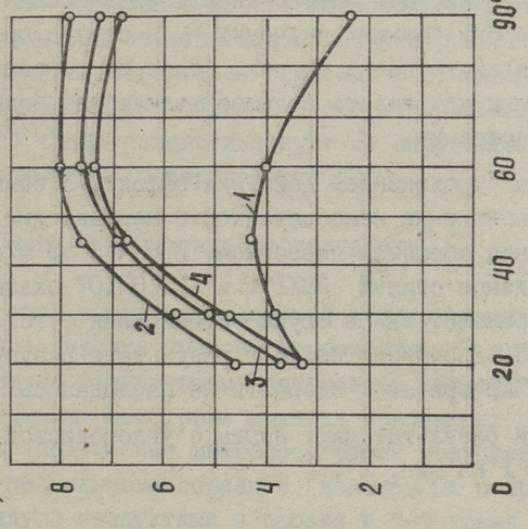
На основании вышеизложенного приходим к выводу, что резкое понижение износостойкости сталей (в том числе коррозионностойких) при влагосодержании абразива  $\gamma < 1\%$  является результатом адсорбционного разупрочнения. Падающий характер интенсивности изнашивания в области  $\gamma > 10\%$  (ср. фиг. I) обуславливается, по-видимому, выделением свободной

$k, \text{мм}^3/\text{кг}$



Фиг. 1. Кривые  $k-\alpha$  для образцов из Ст3 при  $v = 38 \text{ м/с}$  и различной влажности песка: 1 - сухой песок; 2 - сухой песок после испытания песком  $\gamma = 12\%$ ; 3 - песок, увлажненный водой,  $\gamma = 16\%$ ; 4 - то же,  $\gamma = 4\%$ ; 5 - то же,  $\gamma = 8\%$ .

$k, \text{мм}^3/\text{кг}$



Фиг. 2. Зависимость интенсивности изнашивания от увлажняющей среды.  
Абразив - кварцевый песок,  $v = 38 \text{ м/с}$ ,  $\gamma = 8\%$ .  
1 - сухой песок ( $v = 0$ ), 2 - песок с водой, 3 - песок с керосином, 4 - песок с 4 %-ным раствором  $\text{С}_4\text{Н}_9\text{ОН}$ .

воды (в результате исчерпания адсорбирующей способности песка), которая поглощает часть энергии удара частицы и понижает локальную температуру металла в очаге поражения. Следовательно, указанный максимум интенсивности изнашивания должен сместиться в сторону больших значений  $\gamma$  в случае применения вместо нормального песка других, более острогранных абразивов, способных удерживать большее количество воды в адсорбированном состоянии.

Убедительным проявлением действия эффекта Ребиндера является также понижение износостойкости нержавеющей стали за счет смачивания абразива керосином. При  $v = 38$  м/с,  $\gamma = 8\%$ ,  $\alpha = 30^\circ$  износ сталей 08Х17Т и 12Х18Н10Т оказался в 1,3...1,5 раза больше, чем в случае применения сухого кварцевого песка [2]. Дробления песка в результате разупрочняющего действия ПАВ при этой скорости не наблюдалось.

Аналогичный результат дают опыты с углеродистой сталью (ср. кривые 3 и 1 на фиг. 2).

## 2. Коррозионный фактор

В присутствии агрессивных сред коррозионный фактор оказывается настолько значительным, что роль эффекта Ребиндера остается незаметной. Поэтому определенный интерес представляет выделение коррозионного фактора в отдельности. Для количественной оценки увеличения износа за счет коррозии необходимо изолировать химические воздействия от механических и адсорбционных. Это было реализовано нами проведением сопоставительных опытов трех видов.

1) Опыты в защитной атмосфере (аргоне) на образцах из Ст3 при  $v = 38$  м/с и  $\gamma = 8\%$  (вода) показали снижение износа на 11% по сравнению с опытами, проведенными в атмосфере [2].

2) Особую проблему представляет собой периодическое или нерегулярное смачивание поверхности, чередующееся с изнашиванием пленок продуктов коррозии. Из практики можно привести чрезвычайно много примеров оборудования, работающего в таких условиях. Опыты с четырьмя перерывами по 15 минут показали, что износ Ст3 увеличился на 24%, в то время как износ стали 12Х18Н10Т и титана ВТИ-0 остался на прежнем уровне.

3) После эрозионных испытаний при 12 %-ной влажности абразива, промывки и сушки, образцы были подвергнуты испытанию сухим песком в тех же условиях (ср. кривые 1 и 2 на фиг. 1). Понижение износостойкости за счет описанной обработки может объясняться только коррозией, поскольку адсорбционные воздействия обратимы и исчезают при сушке. Смещение максимума кривой 2 в сторону больших углов атаки ( $\alpha = 60^\circ$ ) также свидетельствует об охрупчивании и коррозионном разрушении поверхностных слоев.

### 3. Микроскопические исследования

В целях выявления различий в механизмах газоабразивного изнашивания при участии коррозионных и адсорбционных процессов на сканирующем электронном микроскопе (СЭМ "Джеол") засняты некоторые участки изношенных поверхностей образцов. Полученные микрофотографии представлены на фиг. 3 и 4. На поверхности образцов, изношенных в присутствии воды, наряду с продуктами коррозии и дефектами исходного материала, можно заметить признаки коррозионной усталости. Некоторые трещины располагаются вокруг или берут начало от ударных лунок (фиг. 3,б). Учитывая большой угол атаки ( $\alpha = 60^\circ$ ) и хемосорбцию воды в трещинах, следует ожидать при повторных ударах частиц разрыва межатомных связей в глубине с дальнейшим развитием и срастанием трещин, приводящих в конечном счете к отщеплению блока структуры в виде продукта износа. Размеры отделяющихся блоков порядка от 0,02 мм до 0,4 мм (фиг. 3) и более. Таким образом, роль воды в механизме диспергирования поверхностных слоев многогранна:

1) химическое воздействие с образованием продуктов коррозии на поверхности; 2) облегчение зарождения и сосредоточения дислокаций, приводящих при ударе частицы к возникновению трещины в зоне их наибольшей плотности; 3) интенсификация развития трещин благодаря расклинивающему действию продуктов коррозии, образующихся в результате адсорбции на стенках трещин.

Принципиально иначе происходит диспергирование поверхности, смачиваемой органическим ПАВ - керосином. Топография поверхности (фиг. 4) свидетельствует об отсутствии коррозии и появлении признаков пластификации поверхностного слоя.



Как было показано Е.Д. Шукиным и др. [4], пластифицирующее действие локализуется в тонком слое и, увеличивая плотность дислокаций, снижает в то же время энергетический барьер их выхода на поверхность кристалла.

Отделению продукта износа предшествует также появление сетки трещин, связанное, по-видимому, с облегчением пластического передеформирования металла при повторных ударах частиц в присутствии ПАВ.



Фиг. 5. Микроструктура поверхностного слоя образца из Ст3.  
 $\gamma = 8\%$  (песок с водой),  $v = 38$  м/с,  $\alpha = 60^\circ$ .  
x 450

Ср. поверхность того же образца на фиг. 3.

На поперечном микрошлифе образца (фиг. 5) можно видеть характер разрушения металла в зоне ударной лунки. Возле валика, образовавшегося на краю лунки за счет вытесненного материала, видны неотделившиеся продукты износа. Глубина пластически деформированной зоны достигает до 0,04 мм.

Сравнивая фиг. 5 с фотографиями микрошлифов образцов из Армо-железа, полученными Ю.А. Тадольтером [5] и И.Р. Клейсом [6], можно заметить, что глубина распространения деформации в зоне лунки по данным указанных авторов даже несколько меньше, несмотря на то, что в своих опытах они пользовались частицами с повышенной энергией ( $v = 82$  м/с,  $\alpha = 90^\circ$ , сухой нормальный песок). Это свидетельствует о том, что не только ПАВ, но и вода способна облегчать микроударное деформирование металла.

## В ы в о д ы

1. Установлено, что смачивание абразива водой:

- всегда приводит к увеличению износа. Уже 1 %-ное содержание влаги в кварцевом песке может увеличить износ углеродистой стали в 1,2-2,7 раза. Максимум интенсивности изнашивания соответствует 8-12 %-ной влажности песка;
- резко увеличивает температурную зависимость износа;
- приводит к смещению максимума кривой интенсивности изнашивания в сторону больших углов атаки ( $60^{\circ}$  для нормального песка и  $90^{\circ}$  для стальной дроби);
- облегчает распространение пластических сдвигов в металлической преграде под ударами частиц, увеличивая глубину пластически деформированной зоны;
- наиболее сильно влияет на износ при нормальном ударе, пониженных скоростях частиц и содержании в воде корродирующих компонентов.

2. Показано, что в присутствии корродирующих сред в механизме диспергирования поверхности доминирует коррозионная усталость, а в контакте с органическими ПАВ отделение продукта износа происходит в результате пластического передеформирования.

## Л и т е р а т у р а

1. Ю к с т и Л.А., К л е й с И.Р. Некоторые результаты исследования эрозии металлов в струе влажного абразива. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1973, № 347, с. 39-47.

2. Ю к с т и Л.А. О роли адсорбционного понижения прочности в процессе эрозии в корродирующей среде. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1975, № 381, с. 87-92.

3. Р е б и н д е р П.А. Поверхностные явления в дисперсных системах. Физико-химическая механика. М., Наука, 1979. 384 с.

4. Щ у к и н Е.Д., С у м м Б.Д., П е р ц о в Н.В. Влияние поверхностно-активных веществ на механические свойства металлов (эффект Ребиндера). - В кн.: Фридман Я.Б. Механические свойства металлов. М., Машиностроение, 1974, с. 227-246.

5. Та до л ь д е р Ю.А. Об изнашивании технически чистых металлов в абразивной струе. Автореф. дис. на соиск. уч. степени канд. техн. наук. Таллин, 1966. 34 с.

6. К л е й с И.Р. Некоторые исследования по абразивной эрозии. Дис. на соиск. уч. степени д-ра техн. наук. Таллин, 1970. 271 с.

L. Üksti

Physicochemical Aspects of Wet Sand Erosion  
Mechanism

Summary

The behaviour of steel specimen surfaces in wet erosion is analysed on the ground of SEM micrographs. The influence of corrosive and surface-active fluids upon the wear resistance of steels is estimated by experimental data.

It is concluded that with corrosive fluids the predominating mechanism of surface destruction is corrosion fatigue but in contact with organic surface-active medium the formation of wear debris is a result of microplastic overstraining.



## К МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ОБЪЕМНОГО ИЗНОСА РАБОЧИХ КОЛЕС ЦКМ

### I. Свободное движение

Известно [1], что перед входом в проточную часть центробежных компрессорных машин (ЦКМ) газоабразивный поток преодолевает колесо, выполненное по дуге окружности. В колесе взвешенные в потоке абразивные массы перераспределяются под воздействием сил инерции и в таком виде попадают на лопатки. Следствием этого является неравномерный износ лопаток по их ширине с преимущественной локализацией у основного диска.

Целью данных аналитических исследований является выявление закономерности расположения абразивных частиц и их вектора скорости при входе в проточную часть ЦКМ.

При рассмотрении движения единичной абразивной частицы в потоке газа по колесу, выполненному по дуге окружности, приняты следующие допущения:

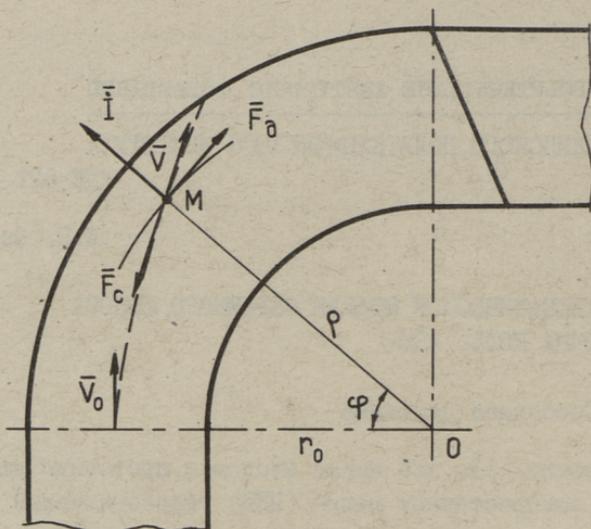
- двухфазное течение является потенциальным, т.е. будем пренебрегать условиями, вызывающими вращение частицы;

- несущая среда однородна, а ее течение установившееся.

Это позволит рассматривать процесс движения частицы вне связи с конкретными соседствующими элементами несущей среды;

- перераспределением масс несущей среды по сравнению с перераспределением масс абразива в потоке будем пренебрегать;

- абразивная частица имеет сферическую форму. Это позволит проследивать траекторию частицы по ее центру тяжести, не учитывая ориентации.



Фиг. 1. Система сил, действующих на частицу при ее движении по колену.

Система сил, действующих на частицу при свободном движении в колене состоит из (фиг. 1):

- силы инерции

$$\dot{i} = \frac{mv^2}{\rho}; \quad (1)$$

- движущей силы, возникающей из-за наличия в канале поля давлений [2]

$$F_d = p_n \pi r^2; \quad (2)$$

- силы аэродинамического сопротивления [3]

$$F_c = \frac{1}{2} \gamma_n v^2 f_c \pi r^2. \quad (3)$$

Здесь  $v$  - скорость частицы, м/с;

$m$  - масса частицы, кг;

$\varphi, \rho$  - полярные координаты частицы;

$\gamma_n$  - плотность несущей среды, кг/м<sup>3</sup>;

$p_n$  - давление на входе в колено, Н/м<sup>2</sup>;

$f_c$  - коэффициент аэродинамического сопротивления [4];

$r$  - радиус частицы, м.

Сила инерции в любой момент времени направлена по радиус-вектору. Сопротивление движению противоположно вектору скорости частицы, а движущая сила располагается по касательной к линии тока несущей среды в той ее точке, где в данный момент находится частица.

Учитывая, что в полярных координатах:

$$\begin{aligned}
 v_p &= \dot{r}; & v_\varphi &= r\dot{\varphi}; \\
 W_p &= \dot{r} - r\dot{\varphi}^2; & W_\varphi &= r\ddot{\varphi} + 2\dot{r}\dot{\varphi}; \\
 I &= m \frac{\dot{r}^2 + r^2\dot{\varphi}^2}{r}; & & (4) \\
 F_{c\varphi} &= \frac{1}{2} \gamma n f_c \pi r^2 \dot{\varphi}^2; \\
 F_{c\varphi} &= \frac{1}{2} \gamma n f_c \pi r^2 \dot{\varphi}^2 r^2,
 \end{aligned}$$

где  $W$  - ускорение частицы,  $m/c^2$ ; и применяя принцип Д'Аламбера получим математическую модель свободного движения частицы по колену, которая после преобразований имеет вид:

$$\begin{aligned}
 \ddot{r} &= \frac{\gamma n f_c \pi r^2}{2m} \dot{\varphi}^2 - \frac{\dot{r}^2}{r}; & & (5) \\
 \ddot{\varphi} &= \frac{r n \pi r^2}{m} \frac{1}{r} - \frac{\gamma n f_c \pi r^2}{2m} r \dot{\varphi}^2 - 2 \frac{\dot{r}\dot{\varphi}}{r}.
 \end{aligned}$$

## 2. Удар о стенку

Свободное движение частицы может завершиться или ударом о стенку или выходом в межлопаточное пространство рабочего колеса.

Рассмотрим удар о стенку (фиг. 2). В этом случае имеем

$$\begin{aligned}
 v_p &= 0; & v_\varphi &= r\dot{\varphi}; \\
 W_p &= r\dot{\varphi}^2; & W_\varphi &= r\ddot{\varphi}; & & (6) \\
 I &= \frac{m}{R_0} r^2 \dot{\varphi}^2,
 \end{aligned}$$

где  $r_0$  - внутренний радиус колена, м;  
 $R_0$  - внешний радиус колена, м.

В дополнение к описанным силам прибавляется сила контактного взаимодействия и сила трения, которые связаны известной зависимостью

$$F_{тр} = f N, \quad (7)$$

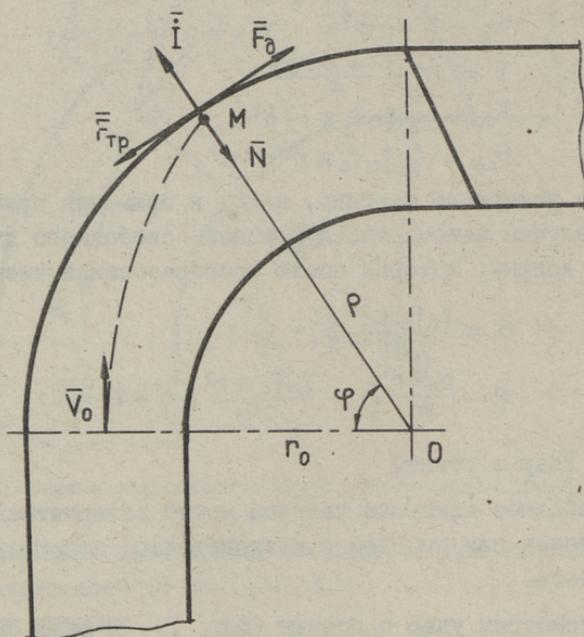
где  $f$  - коэффициент трения абразива о стенку.

Математическая модель ударного взаимодействия выразится системой

$$\begin{aligned}
 N &= 2mR_0\dot{\varphi}^2 \\
 \ddot{\varphi} &= \frac{r n \pi r^2}{mR_0} - 2f\dot{\varphi}^2. & & (8)
 \end{aligned}$$

После соударения частица может оставаться прижатой к стенке и скользить по ней, а может отскочить и начать новый

цикл свободного полета. В первом случае решение ведется по системе (8), во втором - по системе (5).



Фиг. 2. Система сил, действующих на частицу при её соударении со стенкой колена.

### 3. Начальные условия и условия переключений

Начальные условия системы (5)

$$\begin{aligned} \rho_0 &= r_0 + R; & \dot{\rho}_0 &= 0; \\ \varphi_0 &= 0; & \dot{\varphi}_0 &= \frac{v_0}{\rho}, \end{aligned} \quad (9)$$

где  $r_0 \leq R \leq R_0 - r_0$ ;

$v_0$  - скорость частицы при входе в колено, м/с.

Система решается до тех пор, пока выполняются условия

$$0 < \varphi < \frac{\pi}{2} \quad (10)$$

$$r_0 < \rho < R_0 - r_0. \quad (11)$$

При несоблюдении условия (10) частица выходит в межлопаточное пространство рабочего колеса и решение задачи прекращается. Если же нарушается условие (11), то это значит,

что произошло соударение частицы со стенкой и решение переключается на систему (8). Начальные условия при этом записываются в виде:

$$\varphi_0 = \varphi_k; \quad \dot{\varphi}_0 = \dot{\varphi}_k, \quad (12)$$

где  $\varphi_k, \dot{\varphi}_k$  - значения соответствующих величин на последнем шаге решения системы (5).

В процессе решения системы (8) проверяется выполнение условия (10), которое по-прежнему контролирует конец решения задач, и условия

$$N \geq 0. \quad (13)$$

Если  $N = 0$ , то это означает, что частица катится по стенке без прижатия, тогда продолжается решение по системе (8). Если же  $N < 0$ , то произошел отскок частицы, решение переключается на систему (5) при начальных условиях

$$\begin{aligned} \varphi_0 &= \varphi_n; & \dot{\varphi}_0 &= \dot{\varphi}_n; \\ \rho_0 &= R_0 - z; & \dot{\rho} &= 0, \end{aligned} \quad (14)$$

где  $\varphi_n, \dot{\varphi}_n$  - значения соответствующих величин на последнем шаге решения системы (8).

Задача решается численными методами на машинах типа ЕС или по частям на машинах типа "Наири".

Предложенный метод позволяет получить значения величин  $\rho, \dot{\varphi}, \dot{\rho}, \ddot{\varphi}, \ddot{\rho}$  при  $\varphi_k = \pi/2$ , которые являются начальными условиями математической модели движения абразивной частицы в межлопаточном канале рабочего колеса, что позволит получить картину объемного износа рабочих лопаток аналитическим методом.

#### Л и т е р а т у р а

1. Клейс И.Р., Лобода В.М., Овсянникова Л.Б. и др. О повышении износостойкости лопаток рабочих колес нагнетателей. - В сб.: Абразивный износ центробежных компрессорных машин и пути увеличения их сроков службы. - Тр. ЦКТИ, вып. 181. Л., 1980, с. 36-42.

2. Прандтль Л. Гидроаэромеханика. М., Иностранная литература, 1949, с. 399.

3. Рейнольдс А. Дж. Турбулентные течения в инженерных приложениях. М., Энергия, 1979, с. 15.

4. Ульянов В.М., Муштаев В.И., Плавновский А.Н. К расчету гидродинамики дисперсных двухфазных потоков. - В сб.: Теоретические основы химической технологии, 1977, т. XI, № 15, с. 716-723.

L. Ovsyannikova

On the Mathematical Model of Rotor Wear in  
Centrifugal Compressor Machines

Summary

The motion of abrasive particles within an elbow pipe is analysed. The particles are subject to inertia forces, pressure difference and aerodynamic resistance. The mathematical treatment has yielded initial conditions for the equation describing the rotor wear process in centrifugal compressor machines.

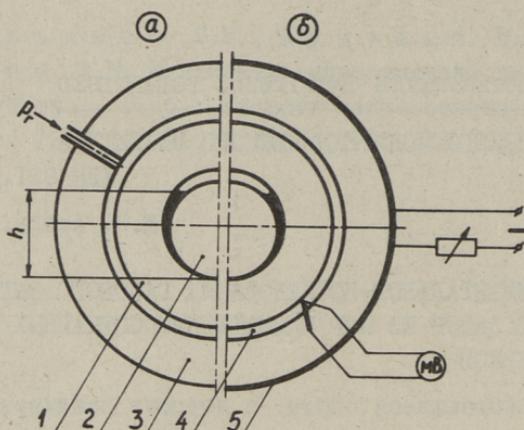
### ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ГАЗОВОГО ВЫТЕСНЕНИЯ МАСЛА В ЗАЗОР ИЗ ПОР МИНИАТЮРНЫХ СПЕЧЕННЫХ ПОДШИПНИКОВ

Самосмазывающиеся опоры, в которых реализуется газовое вытеснение масла из пор спеченного подшипника [1], позволяют существенно улучшить маслоотдачу пористого подшипника [2] и повысить эффективность процесса самосмазывания [3, 4]. Масловыделяющая способность подшипников в таких трибосистемах определяется, с одной стороны, зависимостью капиллярного давления от насыщенности пористой втулки маслом (т.н. кривыми капиллярного давления [5]) и, с другой стороны, свойством системы создавать необходимое давление газа для вытеснения масла из поровых каналов, зависящим от термодинамических характеристик системы самосмазывания.

Кривые капиллярного давления для миниатюрных пористых подшипников даны в работе [2]. В настоящей работе поставлена задача экспериментально исследовать, при каких условиях и в какой мере масло, согласно принципу функционирования опоры с газокамерой, вытесняется из пор в зазор подшипника. В такой постановке объект исследования (фиг. 1) представляет собой модель самосмазывающейся опоры, в состав которой входит сложная капиллярная система, состоящая из множества извилистых поровых каналов переменного сечения в спеченной втулке и из серповидного зазора между цилиндрическими поверхностями цапфы и отверстия втулки.

Исследования подшипников 12 типов (табл. 1 [2]) были проведены в два этапа.

На первом этапе исследовалось заполнение зазора маслом при изотермическом повышении избыточного давления газа (азота) в кольцеобразной камере вокруг наружной пористой поверхности спеченной втулки (фиг. 1 а).

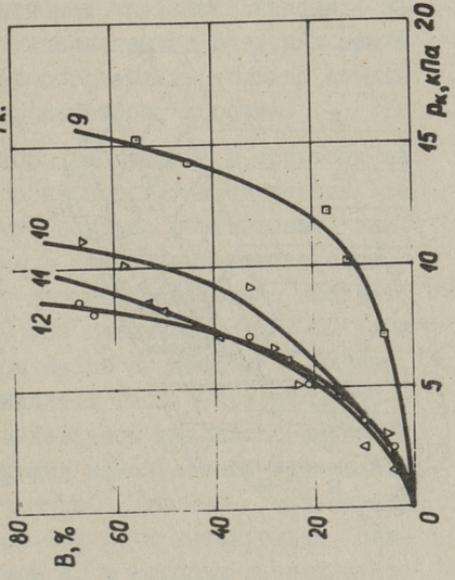
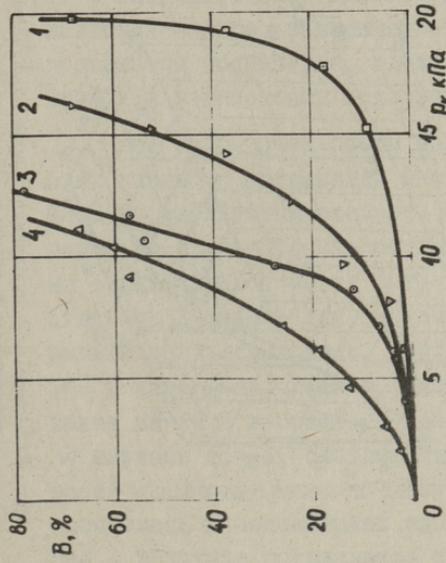
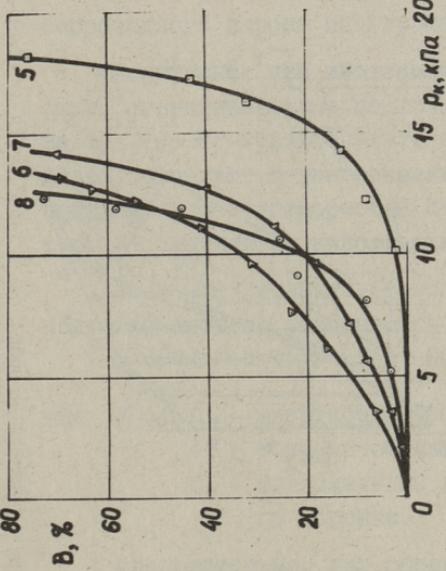


Фиг. 1. Схема исследования заполнения зазора маслом:  
 а) при изотермическом вытеснении масла из пор газом;  
 б) при нагревании опоры с газокамерой:  
 1 - пористый подшипник; 2 - цапфа; 3 - обойма;  
 4 - газокамера; 5 - нагревательная обмотка.

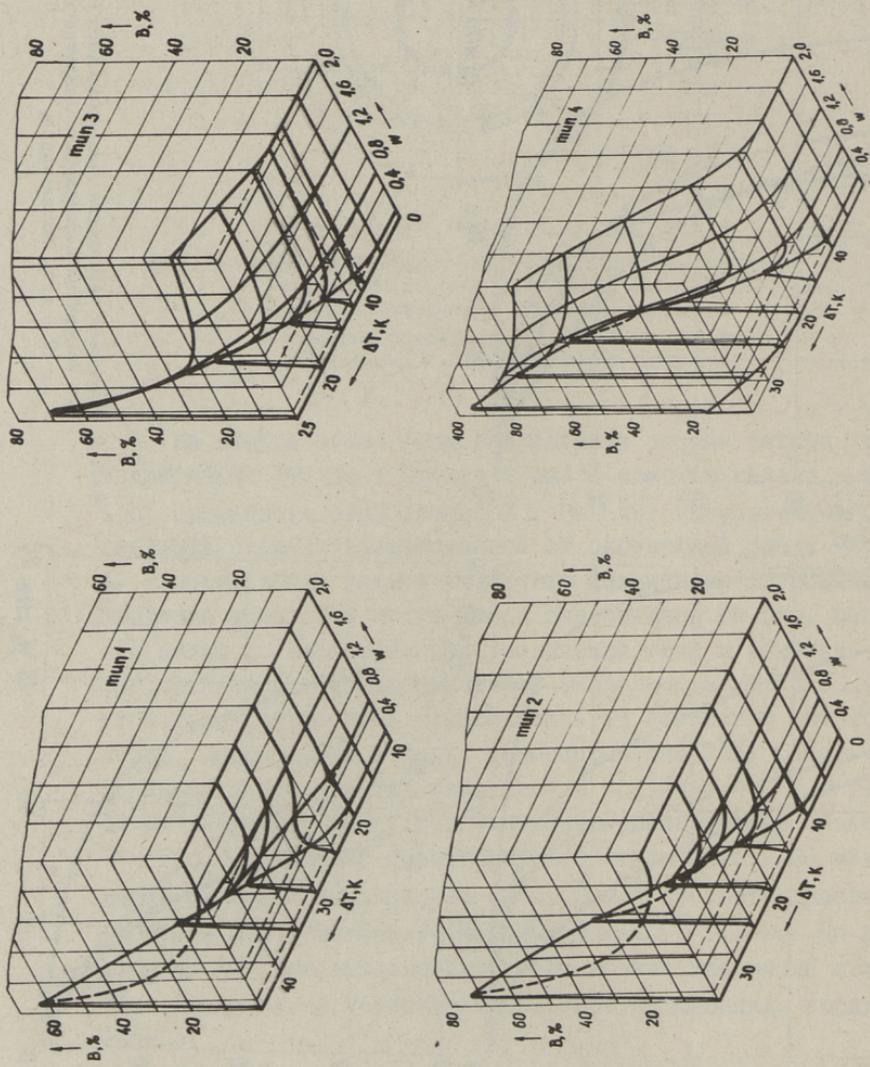
На втором этапе были исследованы первые четыре типа подшипников (толщина стенки 2 мм) с помощью макета фиг. 1 б, собранного аналогично [6]. За счет искусственного нагревания опоры в изолированной от окружающей среды камере 4, расположенной вокруг пористого подшипника I, повышалось давление воздуха и часть масла вытеснялась из пор, заполняя зазор до высоты  $h$ . При увеличении тока в обмотке 5 фиксировались равновесные точки зависимости  $h = f(T)$ . При этом температура газа определялась по показанию потенциометра, включенного в цепь термопары типа ТХК. Объем газокамеры в этих опытах изменялся в пределах  $V_{г0} = 0 \dots 42 \text{ мм}^3$ , что соответствует изменению приведенного объема  $w = 0 \dots 2,1$ . Объему диаметрального зазора (24...26 мкм) между цапфой и подшипником  $\sim 0,32 \text{ мм}^3$  соответствовала масса масла НИИЧП-МН-60у ТУ18-РСФСР-198-69  $\sim 0,3 \text{ мг}$ . По диаграммам [2] для вытеснения такого количества масла требуется давление, в зависимости от типа подшипника, порядка 10 кПа.

Степень заполнения В зазора маслом определялась по формуле

$\chi$  Объем газокамеры приведен здесь к объему всего масла, содержащегося в открытых порах подшипника.



Фиг. 2. Изотермы заполнения диаметрального зазора маслом при изменении капиллярного давления в системе:  
 1 ... 12 - типы подшипников.



Фиг. 3. Диаграммы заполнения зазора подшпиков с толщиной стенки 2 мм в зависимости от объема газокамеры в результате нагревания опоры.

$$V = V(h) - V(h_0),$$

где  $V(h_0), V(h)$  - степени заполнения зазора маслом соответственно при исходном и текущем состоянии системы.

Высота заполнения измерялась при 50-кратном увеличении серповидного зазора на экране микроскопа УИМ-2I.

Полученные при изотермическом заполнении зазора графики, сгруппированные по толщине стенки втулок, приведены на фиг. 2. По характеру эти изотермы в исследованных пределах совпадают с диаграммами в работе [2]. Характерно, что подшипники с мелкопористой структурой (типа I, 5, 9 на фиг. 2) отличаются наибольшими значениями капиллярных сил.

Величина давления, необходимого для предельного заполнения зазора, подчиняется линейной зависимости

$$p_k = 7,0 + 0,5(\chi - \chi_0) \quad \text{при} \quad 5 < \chi < 25,$$

где  $\chi = \delta/d_r$  - масштабный фактор ( $\chi_0 = 1$ );

$\delta$  - толщина стенки;

$d_r$  - максимальный размер частиц фракции исходного порошка.

Следовательно, для обеспечения заданной степени заполнения зазора, зависящей от капиллярного давления масла в пористом подшипнике, следует согласовать толщину стенки втулки и зернистость исходного железного порошка.

При нагревании опоры зазор заполнялся в основном за счет газового вытеснения масла из пор. Из приведенных на фиг. 3 результатов следует, что реально достигаемые значения коэффициента маслоотдачи в самосмазывающейся системе с газокамерой могут быть в десятки раз больше соответствующих значений для системы без газокамеры ( $w = 0$ ) при равных прочих условиях. Приток масла в зазор в случае  $w = 0$  наблюдался лишь в подшипниках типа 4 при их нагревании на 20 K и более. В исследованном диапазоне значений  $w$  имелась точка, соответствующая максимальной чувствительности масловыделения к температуре. Особенно сильно это проявилось в подшипниках типов I и 2, и значительно слабее - в случае подшипников типа 4, в которых капиллярные силы, судя по фиг. 2, были наименьшие. Подшипники типов I и 2 показали нулевое масловыделение как при  $w = 0$ , так

и в случае  $w = 2$ . В данном случае максимальное масловыделение наблюдалось у всех подшипников при  $w = 0, 1, 2 \dots 0, 15$  ( $V_{г0} = 2, 5 \dots 3, 0 \text{ мм}^3$ ). Характер зависимости  $B = f(w)$  при эффективных нагревах таков, что в пределах  $w = 0 \dots 0, 1$  производная  $\partial B / \partial w$  положительна и имеет максимум, а после достижения  $B_{\text{max}}$  она отрицательна и убывает, стремясь к предельному значению.

Таким образом, экспериментально подтверждена эффективность системы самосмазывания, где основной движущей силой процесса является тепловое расширение газа, вытесняющего масло в зазор подшипника. Эффект газового вытеснения масла из пор подшипника действует избирательно по отношению к термодинамическим параметрам системы, в частности, газовой фазы. Нулевое масловыделение может иметь место как при отсутствии, так и в случае избытка газа, при этом максимальная интенсивность масловыделения наблюдалась в данных условиях при объеме газокамеры  $2, 5 \dots 3, 0 \text{ мм}^3$ .

#### Л и т е р а т у р а

1. А.с. 943448 (СССР). Подшипник скольжения для малых удельных нагрузок / И.Р. Клейс, М.Э. Аяотс, Р.Х. Лээс, Р.М. Картус. - Опубл. в Б.И., 1982, № 26.

2. Л э э с Р.Х. Масловыделяющая способность пористых самосмазывающихся подшипников скольжения. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1979, № 478, с. 79-89.

3. Л э э с Р.Х. О термодинамическом регулировании процесса самосмазывания в пористых подшипниках. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1981, № 516, с. 65-70.

4. А я о т с М.Э., Л э э с Р.Х. Масловыделение из пористого подшипника в самосмазывающейся опоре с газокамерой. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1981, № 516, с. 57-63.

5. L e v e r e t t М.С. Capillary behaviour in porous solids. - Trans. ASME, 1941, vol. 142, p. 152-168.

6. А я о т с М.Э., Х а н д е л ь с м а н Ю.М. Роль температурного фактора в смазывании миниатюрных пористых подшипников скольжения. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1972, № 340, с. 3-12.

M. Ajaots, R. Lees

Experimental Study of Oil Expelling by Gas  
to the Bearing Clearance from Pores of  
Miniature Sintered Bushings

Summary

The effectiveness of a new selflubricating system is experimentally assured in the paper. In this system the main motive power of the process expelling the oil to the porous bearing clearance is the thermal expansion of gas. The quantity of the sealed-off gas must be optimum concerning the parameters of capillary system and operative conditions of selflubricating bearing. The value of oil returning coefficient obtained in this way may excel several times the corresponding value of a bearing without such gas chamber.



МАКРО- и МИКРОГЕОМЕТРИЯ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ  
МИНИАТЮРНЫХ СПЕЧЕННЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ

В числе совокупности факторов, формирующих функциональные свойства самосмазывающихся пористых подшипников, центральное место имеют параметры технологического процесса [1]. Технологические факторы определяют исходные свойства трущейся поверхности, ими обуславливаются и физические явления в спеченном подшипнике при его работе [2].

В порошковой металлургии технология изготовления подшипников предусматривает после операции спекания, как правило, их дополнительную размерную обработку (калибрование, обжиг и др.). В данной работе исследуются некоторые характеристики поверхности отверстия спеченных подшипников с целью установления возможности их применения без дополнительной механической обработки.

Подготовка железного порошка для изготовления пористых подшипников [3] включила его просеивание, причем 77 % массы самой мелкой фракции порошка (-0063) имела максимальный размер частиц менее 0,025 мм. Для получения в пределах одной партии равномерных и однородных по пористой структуре подшипников применялись весовое дозирование навески и пресование порошка не до упора, а до определенного давления. Втулки имели номинальный диаметр отверстия 2 мм и длину 4 мм. Варьированием толщины стенки втулок (1,0; 1,5 и 2,0 мм) и зернистости исходного порошка (4 фракции) были получены 12 типов образцов [3]. Шероховатость поверхностей пресс-формы, формировавших пористые втулки, была не более  $Ra = 0,1$  мкм.

Макрогеометрия втулок. Измерение диаметра отверстия образцов с погрешностью не более 1 мкм показало, что 95 %-ная доверительная область для всех партий втулок (25 шт.) до-

вольная узка:  $d \pm 0,001$  мм. В случае наружного диаметра (погрешность измерения такая же) она получилась немного шире:  $D \pm 0,002$  мм.

В трех сечениях втулок (фиг. 1) исследовалась также некруглость их отверстий с помощью кругломера "Talyrond". На основе круглограмм (см. примеры фиг. 2), снятых для всех типов втулок, можно утверждать, что значения отклонений формы отверстий спеченных втулок находятся в пределах 6-8 мкм и от типа подшипников существенно не зависят.

Таким образом, можно сделать заключение, что значения отклонений радиальных размеров и формы отверстия спеченных втулок в данном случае не выходят за пределы допусков IT6-IT7 СТ СЭВ I45-75.

Микрогеометрия поверхности отверстия. Для исследования цилиндрической поверхности отверстия втулок некоторые образцы разной зернистости исходного порошка были разрезаны по осевой поверхности на две части. Затем следовало их очищение и осушение.

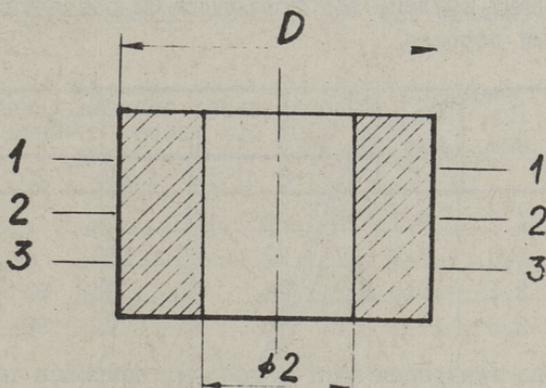
Микрофотографии рабочей поверхности спеченных втулок снимались при помощи сканирующего электронного микроскопа "SUPER MINI-SEM". Системой количественного анализа изображений MOP-AMOI фирмы "KONTRON" были исследованы стереологические характеристики пор: значения и распределение их максимального размера, параметра, площади и фактора формы. Фактор формы  $f$  характеризует конфигурацию пор и определяется, согласно методике фирмы, по формуле

$$f = 4 \pi A / p^2,$$

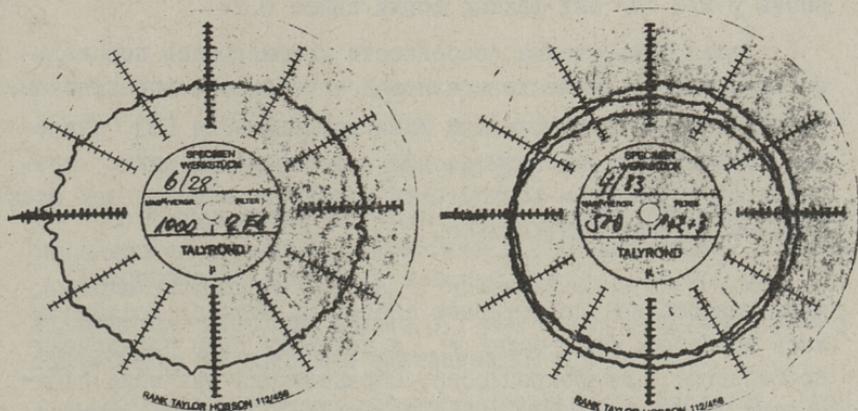
где  $A$  - площадь поры;  
 $p$  - ее периметр.

Чем ближе значение  $f$  к единице, тем ближе конфигурация поры к окружности. Для поры правильной круглой формы  $f = 1$ .

По максимальному размеру поры втулок из порошков разной фракции мало отличаются: у всех оказалось около 80 % пор максимальным размером менее 10 мкм. Отдельные поры размером свыше 100 мкм встречались лишь у образцов крупной фракции (частицы исходного порошка более 0,1 мм).



Фиг. 1. Схема к определению некруглости отверстия подшипника:  
1,2,3 - номера поперечных сечений.



Фиг. 2. Круглограммы отверстия подшипников:  
а - типа 2, в сечении 2, цена деления  
шкалы 2 мкм (увеличение  $1000^{\times}$ );  
б - типа 10, в трех сечениях, цена  
деления 4 мкм (увеличение  $500^{\times}$ ).

Т а б л и ц а

Параметры шероховатости поверхности отверстия  
спеченных втулок, изготовленных из различных  
фракций порошка

Фракция	R <sub>a</sub> , мкм	R <sub>z</sub> , мкм	Относительная опорная длина профи- ля t <sub>p</sub> , % при уровне сечения p, мкм					
			4	8	12	16	20	24
-0063	1,1	7,1	25	93	100			
+0063-01	1,3	8,7	11	87	99	100		
+01-016	2,1	12,5	6	25	85	95	98	100
+016-02	3,5	17,9	5	19	65	91	98	100

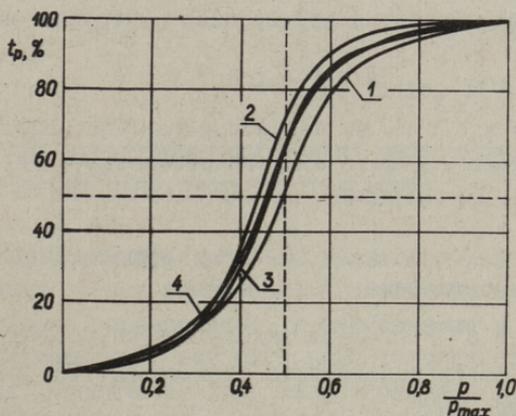
Судя по значениям фактора формы, наиболее выемчатые и извилистые поры получились у образцов из порошка самой мелкой фракции. Одна треть пор втулок такого типа характеризуется значением фактора формы менее 0,5, а 75 % - менее 0,8. Зато наиболее правильные сечения пор были установлены у образцов из порошка самой крупной фракции (+016-02): почти у 2/3 пор был фактор формы выше 0,7.

Стало быть, такие особенности конфигурации пор должны сказываться на масловыделяющей способности подшипников. Действительно, как показали наши исследования [3], значения коэффициента изотермической вытесняемости также возросли с укрупнением зернистости исходного порошка при всех толщинах стенки подшипников.

Ш е р о х о в а т о с т ь несущих (беспористых) участков рабочей поверхности спеченных втулок исследовалась прибором "SURTRONIC 3", к которому были подключены профилограф и микропроцессор, определяющий значения параметров R<sub>a</sub>, R<sub>z</sub>, t<sub>p</sub> ГОСТ 2789-73 (табл. I). Кроме втулок из порошка самой крупной фракции, значения параметра R<sub>a</sub> также сходятся, согласно [4], с точностными требованиями на соответствующие детали с допуском IT6-IT7.

Примечательно, что с увеличением зернистости исходного порошка высота неровностей профиля поверхности увеличивается, причем их характер (форма) не изменяется (фиг. 3). Кривые опорной длины, обладающие хорошей симмет-

рией, при значениях  $(r/r_{\text{макс}}) \leq 0,3$  во всех случаях практически совпадают, выявляя, однако, наибольшую разницу (до 25 % подшипников типа I и 2) при средних сечениях профиля.



Фиг. 3. Кривые опорной длины профиля несущих (беспористых) участков поверхности отверстия подшипников типа 1, 2, 3, 4.

## Выводы

1. Максимальные размеры поверхностных пор миниатюрных спеченных подшипников, изготовленных из железного порошка размером частиц до 0,2 мм, в основном не более 10 мкм. Отдельные крупные поры (более 0,1 мм) были обнаружены лишь у подшипников из порошков зернистостью 0,1–0,2 мм.

2. С укрупнением исходного порошка извилистость пор спеченных втулок уменьшается, сечения пор становятся по конфигурации более правильными и подобными к окружности.

3. С увеличением зернистости исходного порошка значения параметров шероховатости несущих (беспористых) участков поверхности отверстий  $R_a$  и  $R_z$  увеличиваются, а характер (форма) неровностей профиля не изменяется.

4. Значения отклонений радиальных размеров и формы отверстия втулок не выходят за пределы допусков IT6–IT7 СТ

СЭВ I45-75, с чем согласуются значения параметров шероховатости поверхности отверстия.

Это позволяет, предусматривая в опоре диаметральный зазор свыше 15 мкм, отказаться в данных условиях от дополнительной размерной обработки втулок после операции спекания.

#### Л и т е р а т у р а

1. A j a o t s M. Anwendung von wartungsfreien Miniatursinterlagern in der Feingerätetechnik. - Feingerätetechnik, 1982, Н. 2, S. 78-80.

2. М о ш к о в А.Д. Пористые антифрикционные материалы. М., Машиностроение, 1968. 207 с.

3. Л э э с Р.Х. Масловыделяющая способность пористых самосмазывающихся подшипников скольжения. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1979, № 478, с. 79-89.

4. Допуски и посадки: Справочник в 2-х ч. Ч. I / Под ред. В.Д. Мягкова. 5-е изд. Л., Машиностроение, 1979. 544 с.

F. Angelstok, R. Lees

#### Macro- and Microgeometry of Friction Surface of Miniature Sintered Bushings

#### Summary

Experimental data of macrogeometry (deviation of radial dimensions, bore shape) and microgeometry (bore surface roughness, stereology of pores) studies of miniature sintered bushings made of iron powder of different fraction have been presented in this paper. Roughness parameters of the bore surface ( $R_a$ ,  $R_z$ ,  $t_p$ ), the form factor and the size of surface pores were determined. The deviations of the bore parameters measured were in accordance with the ISO tolerances IT6-IT7, therefore the sizing of bores is considered to be unnecessary.

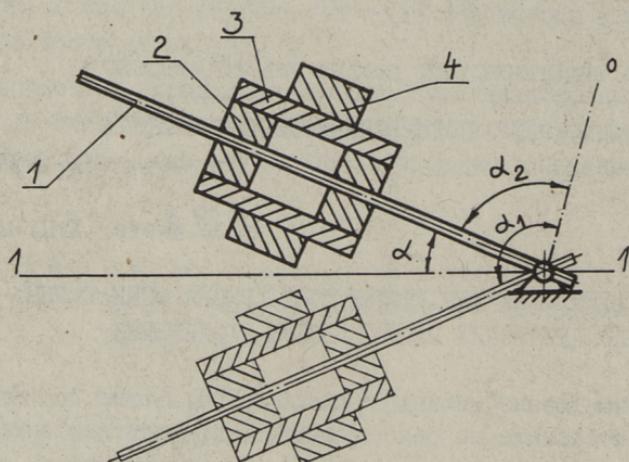
СТАТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРЕНИЯ МИНИАТЮРНЫХ  
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ НАПРАВЛЯЮЩИХ СКОЛЬЖЕНИЯ

Миниатюрные цилиндрические направляющие скольжения, спроектированные по рекомендациям, приведенным в общеизвестных инженерных справочниках, и применяемые в преобразователях перемещений, измерительных головках, кулачковых механизмах, переключателях, фиксаторах и в ряде других функциональных элементах приборов во многих случаях, в частности, при малых нагрузках отличаются неожиданно большими силами сопротивления движению и неравномерностью хода.

С целью получения конкретной количественной и качественной информации о явлениях, наблюдаемых в направляющих данного типа, и разработки рекомендаций для их проектирования, нами проведены экспериментальные исследования силы трения покоя в простых цилиндрических направляющих типа втулка - цилиндрический стержень (с номинальным диаметром 2 мм), предназначенных для применения в преобразователях перемещения с датчиками Холла. Исследовались зависимости коэффициента (и силы) трения покоя от нагрузки, зазора, материала втулки, параметров шероховатости стержня и количества применяемого смазочного материала.

Схема установки на базе оптической делительной головки ОДГ-60 и принцип измерения угла трогания в исследуемых направляющих приведена на фиг. I. Втулки 2 были изготовлены из агата (камни для измерительных приборов ВАЦ-50200x3,5); материал стержня - сталь У8А (незакаленная НВ 187).

Угол наклона  $\alpha$  стержня I измерялся с погрешностью не более  $\pm 2\%$  по двум результатам наблюдений:  $\alpha = 0,5(\alpha_1 + \alpha_2)$ .

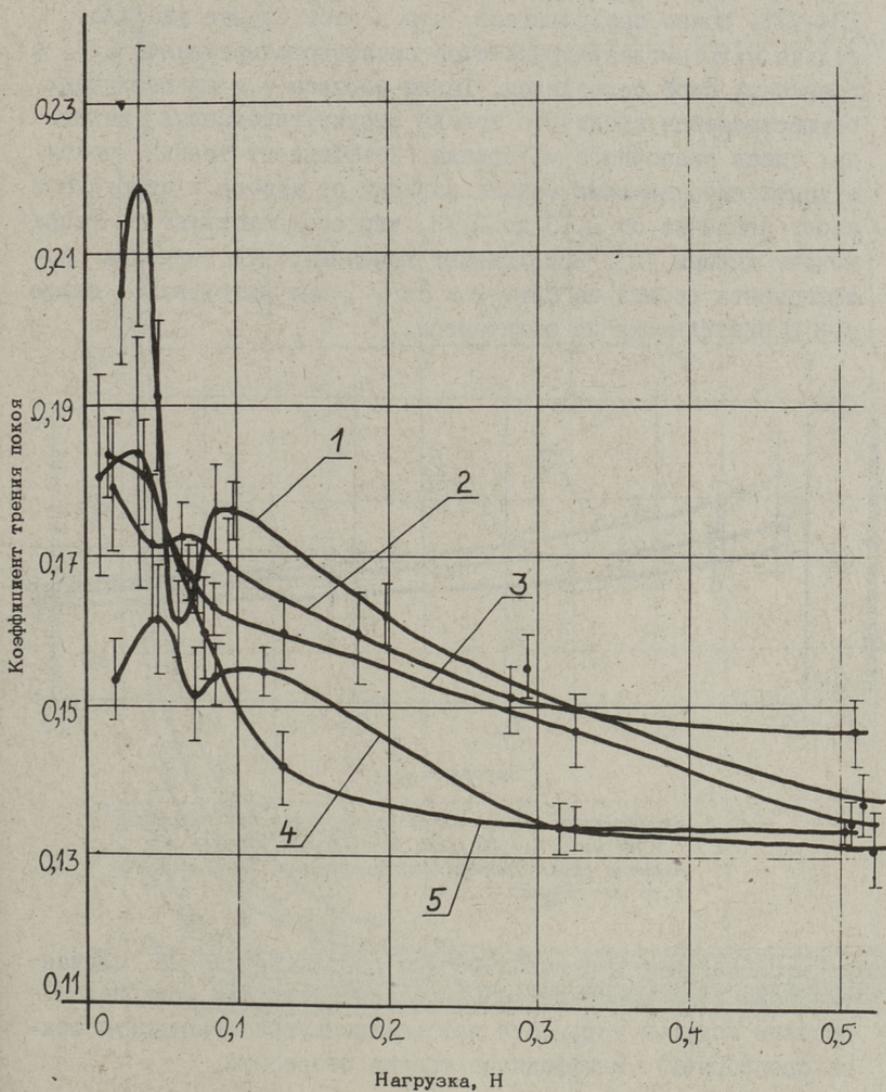


Фиг. 1. Схема измерения угла трогания втулок на оптической делительной головке ОДГ-60:  
 1 - направляющий стержень, 2 - исследуемые втулки, 3 - обойма, 4 - нагрузочные диски.

В дальнейших рассуждениях применялись коэффициент трения покоя  $f = \operatorname{tg} \alpha$  и сила трения покоя  $F_m = F \sin \alpha$ , где  $F$  - радиальная нагрузка от силы тяжести втулок 2, обоймы 3 и нагрузочного диска 4. Независимо от нагрузки, зазора, параметров шероховатости и применяемого количества масла имело место симметричное плосковершинное распределение результатов наблюдений, близкое к нормальному. Среднее арифметическое значение коэффициента трения покоя и его доверительный интервал при доверительной вероятности 0,95 показаны на приведенных ниже графиках.

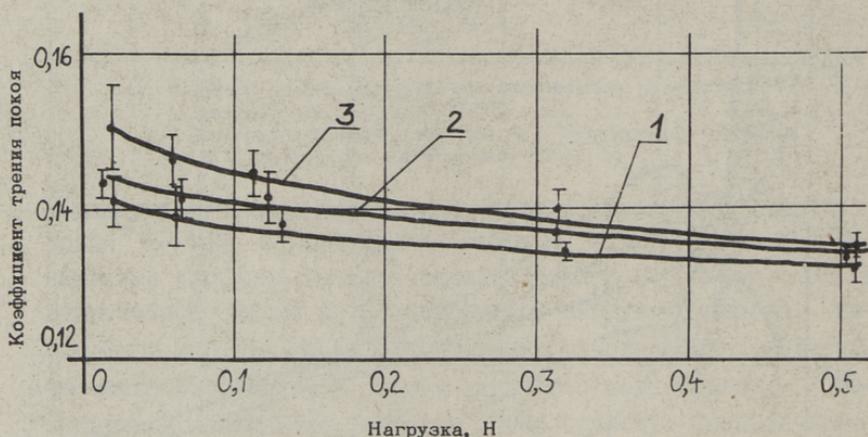
На фиг. 2 изложены результаты измерения коэффициента трения покоя в направляющих, втулки и стержни которых (в каждом эксперименте новые) были очищены гидролизным спиртом. Судя по [1] можно предположить, что трение в данных направляющих происходило между пленками окисей, адсорбционного слоя газов и воды. Наблюдается резкое увеличение коэффициента трения покоя и рассеивание результатов при нагрузках ниже 0,3 Н (удельное давление 0,021 МПа), в частности, в диапазоне нагрузок 0,01 - 0,10 Н. При малых значениях зазора (меньше 20 мкм) эта тенденция усиливается.

На фиг. 3 показаны такие же зависимости для направляющих, в которых образцы были сначала смазаны приборным мас-



Фиг. 2. Коэффициент трения покоя в зависимости от нагрузки при зазорах: 1 - 10 мкм; 2 - 20 мкм; 3 - 33 мкм; 4 - 45 мкм; 5 - 85 мкм (трение без смазки).

лом Б-1 (СТУ-45-МЖ-2552-65) и затем очищены смесью ацетона (ГОСТ 2768-69) и бензина Б-70 (ГОСТ 1012-72, ТУ 205 ЭССР 134-77). Можно предполагать, что в этом случае удалялся только мультимолекулярный слой смазочного материала [1], а граничный слой сохранялся. Таким образом - в направляющих осуществляется граничное трение структурированных граничных слоев смазочного материала. Коэффициент трения покоя в таких направляющих меньше зависит от зазора и нагрузки и имеет значение от 0,13 до 0,15, что соответствует и справочным данным [2]. Заслуживает внимания, что значения коэффициента трения на фиг. 2 и фиг. 3 при нагрузках свыше 0,3 Н практически не отличаются.

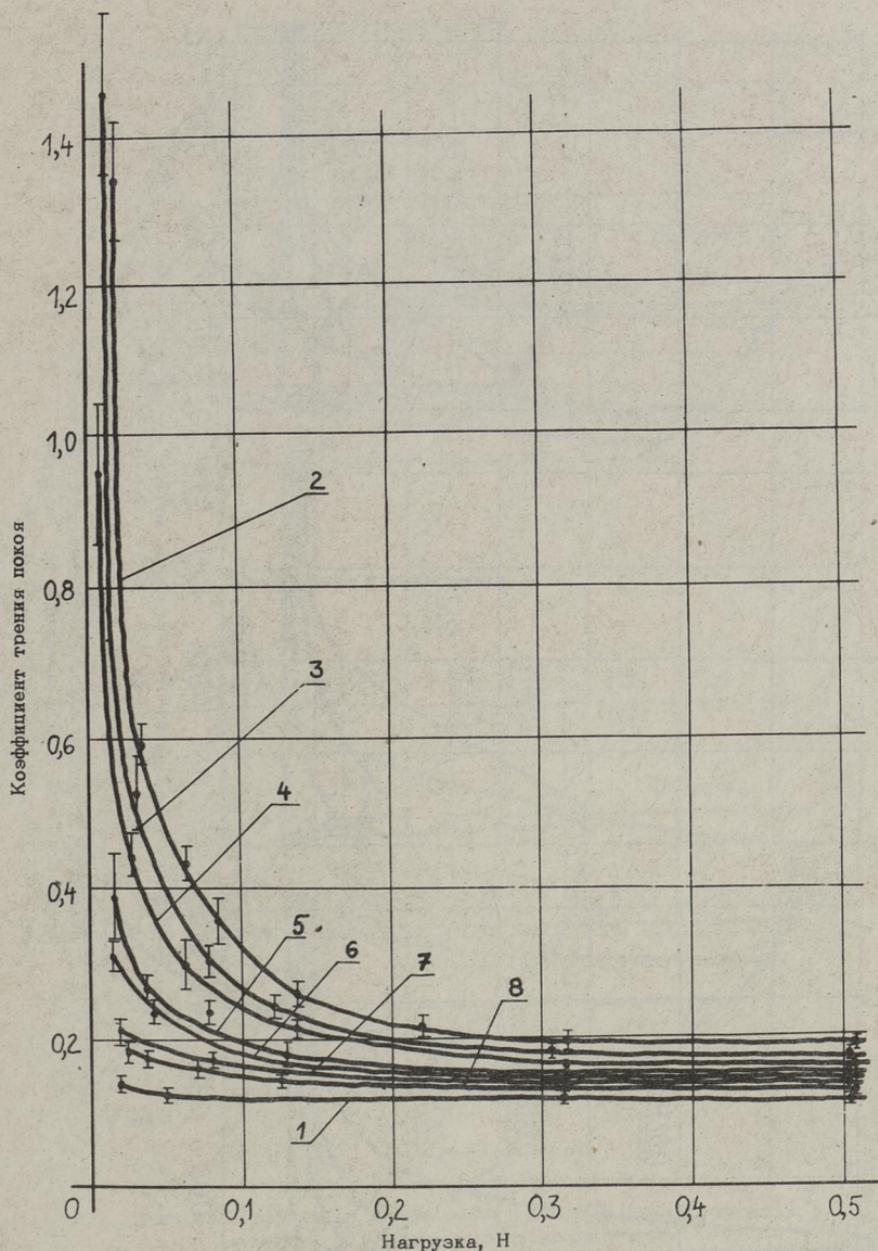


Фиг. 3. Коэффициент трения покоя от нагрузки при зазорах: 1 - 15 мкм; 2 - 30 мкм; 3 - 50 мкм (трение при наличии структурированных граничных слоев смазочного материала).

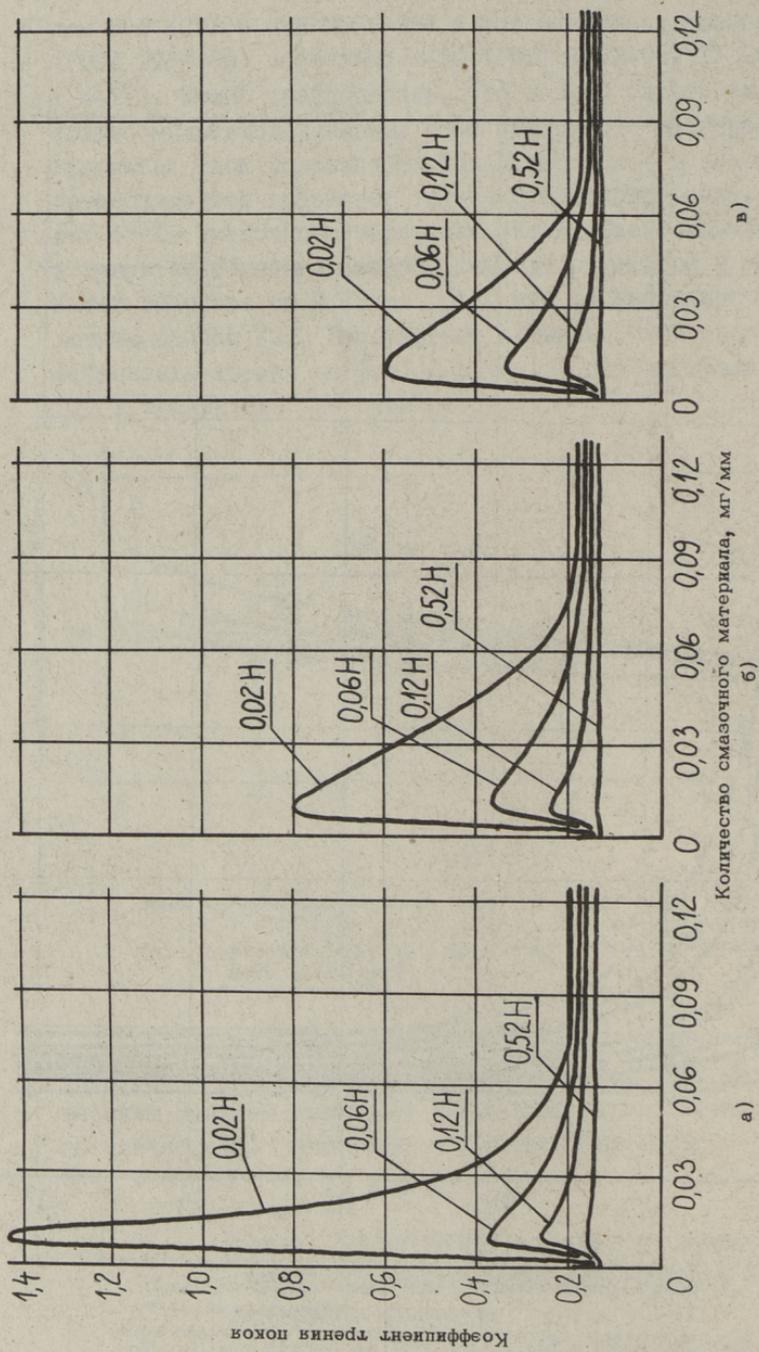
По молекулярно-механической теории трения в случае упругого и упруго-пластического контакта (для материалов с высоким модулем упругости деформационную составляющую можно пренебречь) коэффициент трения покоя [3].

$$f = \frac{\tau_0}{p_r} + \beta, \quad (I)$$

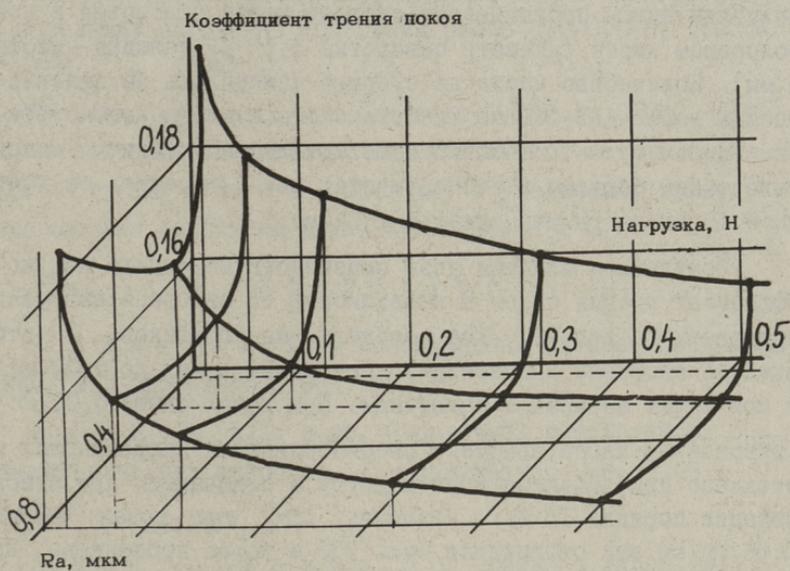
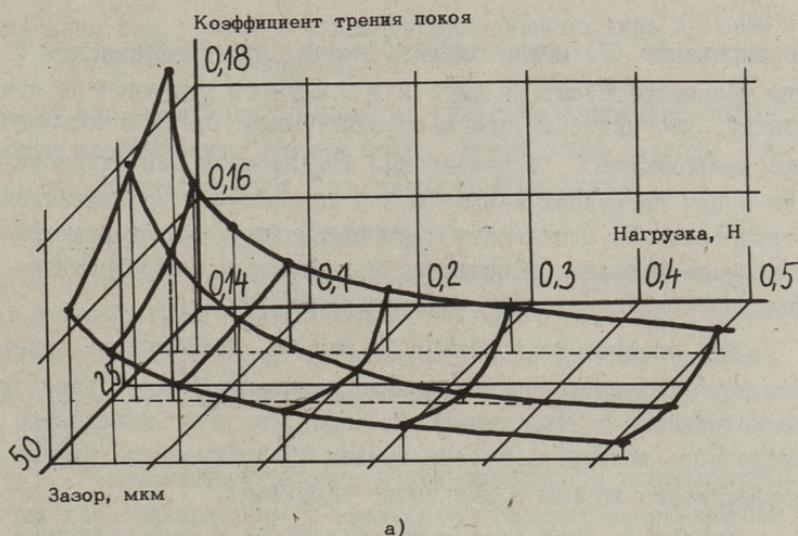
где  $p_r$  - среднее фактическое давление на контакте,  
 $\tau_0$  - сдвиговое сопротивление для трущейся пары при отсутствии нагрузки,  
 $\beta$  - коэффициент молекулярной составляющей трения.



Фиг. 4. Коэффициент трения покоя в зависимости от нагрузки и количества смазочного материала (зазор 15 мкм): 1 - на стержне структурированный граничный слой смазочного материала; 2 - удельная доза смазочного материала 0,005 мг/мм; 3 - 0,010 мг/мм; 4 - 0,180 мг/мм; 5 - 0,030 мг/мм; 6 - 0,050 мг/мм; 7 - 0,068 мг/мм; 8 - 0,200 мг/мм.



Фиг. 5. Коэффициент трения покоя в зависимости от нагрузки и количества смазочного материала при зазорах:  
 а) - 15 мкм; б) - 30 мкм; в) - 50 мкм.



Фиг. 6. Кoeffициент трения покоя (удельная доза смазочного материала 0,100 мг/мм) в зависимости от а) нагрузки и зазора; б) нагрузки и параметра шероховатости  $R_a$  поверхности стержня.

По выражению (I) можно сделать вывод, что коэффициенты  $\beta$  для рассматриваемых на фиг. 2 и 3 случаев практически одинаковы, что приводит при нагрузках свыше 0,3 Н в исследуемых направляющих к одинаковым фрикционным характеристикам. При нагрузках меньше 0,3 Н коэффициент трения покоя в направляющих определяется коэффициентом  $\tau_0$ , характеризующим касательные напряжения в результате межмолекулярных взаимодействий при отсутствии нагрузки.

Как следует из графиков на фиг. 4, коэффициент трения покоя в миниатюрных направляющих зависит не только от происхождения и типа граничных слоев, но и от количества смазочного материала в зоне трения (7-кратное увеличение коэффициента трения в диапазоне нагрузок).

Различные дозы смазочного материала в экспериментах получили путем протягивания стержня через отверстия в порононовом листе (диаметр отверстия 1,5 мм, толщина листа 5 мм). Количество масла на стержне измерялось на аналитических весах АДВ-200 по массе чистого и смазанного стержня. Удельную дозу смазочного материала на стержне можно было таким образом в экспериментах легко изменить от 0,006 до 0,15 мг/мм (длина стержня 100 мм).

Результаты влияния дозы смазочного материала на коэффициент трения покоя в зависимости от зазора и нагрузки приведены на фиг. 5. Как следует из графиков, это влияние особенно значительно при малых дозах до 0,06 мг/мм и при малых зазорах и нагрузках. При дозах свыше 0,06 мг/мм фрикционные характеристики рассматриваемых направляющих постепенно приближаются друг к другу и отличаются при стабилизации порядка 15%. Отметим, что при дозах меньше 0,06 мг/мм эти отклонения были 750 и более процентов. При сверхмалых дозах (0,002 мг/мм и меньше) наблюдается опять уменьшение коэффициента трения покоя (трение структурированных граничных слоев). Таким образом, применение промежуточных доз от 0,002 до 0,060 мг/мм<sup>I</sup> приводит к резкому

<sup>I</sup> Дозы смазочного материала 0,002-0,060 мг/мм в данном случае соответствуют удельной маслосъемности 0,32-9,6 г/м<sup>2</sup>. Такая доза при плотности 900 кг/м<sup>3</sup> и равномерном распределении масла может обеспечить на стержне пленку из смазочного материала толщиной от 0,35 до 10 мкм.

увеличению сил трения в направляющих данного типа и следует избегать их применения.

На фиг. 6 в виде трехмерных диаграмм приведены зависимости коэффициента трения покоя от нагрузки, зазора и параметра шероховатости  $R_a$  поверхности стержня.

• В заключение можно отметить:

1. В миниатюрных цилиндрических направляющих скольжения, в результате молекулярных взаимодействий в фрикционном контакте, могут возникнуть необыкновенно большие силы трения, характеризуемые коэффициентами трения от 0,3 до 1,4.

2. Рекомендуемые в справочной литературе коэффициенты трения для общеприборо- и машиностроительных направляющих применимы для миниатюрных направляющих только при умеренных и больших нагрузках (нагрузки свыше 0,2-0,3 Н; 0,014-0,02 МПа).

3. Дозы смазочного материала от 0,002 до 0,060 мг/мм следует избегать. Применение гладкой поверхности направляющего стержня ( $R_a$  0,08) приводит к увеличению трения, рекомендуемым значением можно принимать  $R_a$  0,32.

#### Л и т е р а т у р а

1. А х м а т о в А.С. Молекулярная физика граничного трения. М., Физматгиз, 1963. 472 с.

2. П а н о в В.А. и др. Справочник конструктора оптико-механических приборов. Л., Машиностроение, 1980, 742 с.

3. К р а г е л ь с к и й И.В. Трение и износ. М., Машиностроение, 1968. 480 с.

M. Ajaots,  
H. Möldre

Statische Reibverhältnisse von zylindrischen  
Miniaturgleitführungen

Zusammenfassung

Es werden die experimentellen Abhängigkeiten des Haltereibungskoeffizienten von Lagerspiel, Belastung, Ölmenge u.a. Faktoren an zylindrischen Miniaturgleitführungen vorgestellt (die Achatführungsbuchsen, Nenndurchmesser des Führungsstabes 2 mm). Man zeigt, daß die Reibungskoeffizienten an den Miniaturgleitführungen im Belastungsbereich bis 0,2 - 0,3 N (0,014 - 0,020 MPa) bei kleinen Spielwerten (unter 15 - 20  $\mu$ m) und spezifischen Öldosen von 0,002 bis 0,060 mg/mm die Werte haben können, die die allbekanntesten Handbuchzahlenangaben mehrfach überschreiten. Die niedrigsten Reibkoeffizienten kann man bei der reinen Grenzreibung (Öldosen bis 0,002 mg/mm) oder an Ölmengen über 0,060 mg/mm erreichen.

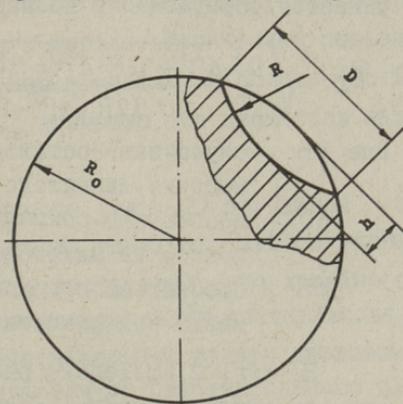
Р.А. Лаанетс

## ИЗМЕРЕНИЕ ЛИНЕЙНОГО ИЗНОСА МИНИАТЮРНЫХ ОБРАЗЦОВ

Метрологическое обеспечение в области трибологии охватывает проблемы измерения параметров процесса трения. Измерения параметров процесса трения позволяют более глубоко изучать природу контактного взаимодействия твердых тел. Изучение влияния различных внешних величин на процесс трения требует создания специальных методик измерения параметров процесса трения. Поэтому в настоящей статье рассмотрены проблемы измерения линейного износа миниатюрных образцов при испытаниях на четырехшариковом и вибрационном трибометрах.

1. Косвенное измерение линейного износа сферических образцов

Основными рабочими элементами четырехшарикового трибометра [1] являются четыре сферических образца (1 верхний и 3 нижних). При испытании материалов нижние образцы вращаются и проскальзывают вокруг верхнего образца. В результате испытаний в зонах контакта на нижних образцах появляются пятна износа в виде окружностей (см. фиг. 1). Так как форма сечения пятна износа на нижних образцах повторяет форму верхнего образца-контртела при условии, что контртелом является образец из такого материала, размеры



Фиг. 1. Схема косвенного измерения линейного износа сферических образцов.

которого во время проведения испытаний практически не меняются, то линейный износ определяется косвенно через диаметр пятна износа (при круглом пятне износа) по формуле

$$h = R - \sqrt{R^2 - 0,25D^2} + R_0 - \sqrt{R_0^2 - 0,25D^2}, \quad (I)$$

где  $h$  - линейный износ;

$R$  - радиус кривизны поверхности пятна износа;

$D$  - диаметр пятна износа;

$R_0$  - радиус образца из испытуемого материала.

При условии, что конфигурация пятна износа повторяет форму верхнего образца и все сферические образцы в четырехшариковом трибометре являются по геометрическим параметрам одинаковыми, т.е.  $R = R_0 = R_{ко}$ , где  $R_{ко}$  - радиус контрообразца, формула (I) упрощается и принимает вид

$$h = 2R - \sqrt{4R^2 - D^2}. \quad (2)$$

Диаметр пятна износа на образцах измеряется с помощью инструментальных или универсальных микроскопов (например, типы ММИ, БМИ, УИМ и др.), помещением исследуемых образцов в поле зрения микроскопов.

Погрешность косвенного измерения линейного износа с использованием формулы (2) определяется через полный дифференциал зависимости (2) по независимым переменным [2]. По методике [2] предельная случайная составляющая погрешности измерения линейного износа через диаметр пятна износа выражается формулой

$$\delta h = \sqrt{\frac{D^2 \Delta D^2 + 32R^2 \Delta R^2 - 4D^2 \Delta R^2 - 16\sqrt{4R^2 - D^2} \cdot \Delta R^2}{(2R\sqrt{4R^2 - D^2} - 4R^2 + D^2)^2}} \cdot 100\%, \quad (3)$$

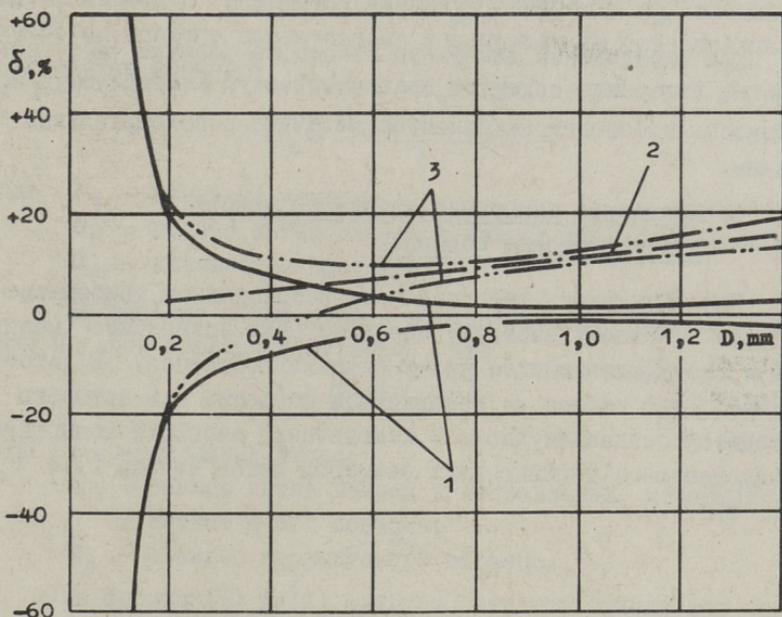
где  $\delta h$  - случайная составляющая погрешности косвенного измерения линейного износа;

$\Delta D$  - абсолютная погрешность измерения диаметра пятна износа на микроскопах;

$\Delta R$  - абсолютная погрешность определения радиуса кривизны поверхности пятна износа.

На фиг. 2 приведена рассчитанная по формуле (3) зависимость между случайной составляющей погрешности определения линейного износа сферических образцов, с размерами  $R = R_0 = R_{ко} = 1,5$  мм при измерении диаметров пятен микроско-

пом типа БМИ с погрешностью  $\pm 0,003$  мм и определении радиуса поверхности пятна износа с погрешностью  $\pm 0,005$  мм.



Фиг. 2. Относительная погрешность измерения линейного износа в зависимости от диаметра пятна износа.  
 1 - случайная составляющая; 2 - систематическая составляющая;  
 3 - суммарная погрешность измерения.

На фиг. 2 видно, что при относительно маленьких диаметрах пятна износа ( $D < 0,25$  мм) случайная составляющая погрешности измерения линейного износа очень большая и поэтому косвенное измерение линейного износа сферических образцов с необходимой точностью (с погрешностью не более  $\pm 15\%$ ) с использованием формулы (2) возможно при диаметрах пятен износа от 0,25 мм.

При увеличении пятна износа (фиг. 2) случайная составляющая погрешности измерения линейного износа уменьшается, но на суммарную погрешность измерения линейного износа начинает влиять ее систематическая составляющая. Это объясняется тем, что действительный радиус кривизны поверхности пятна износа отличается от действительного радиуса контрообразца. Контрообразец также в какой-то степени изнашивается в процессе испытаний. В этом случае  $R > R_{к0} = R_0$

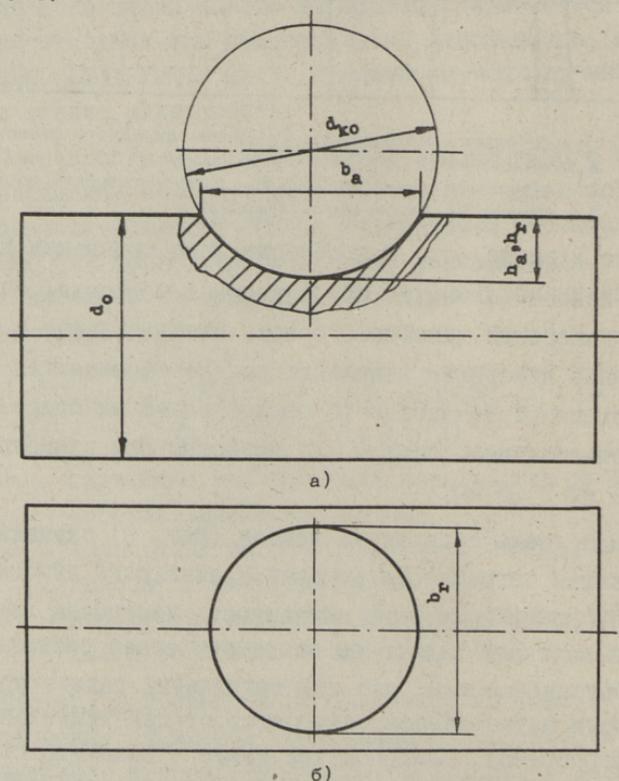
и линейный износ определяется по приближенной формуле

$$h \approx 2R_{\text{ко}} - \sqrt{4R_{\text{ко}}^2 - D^2} \quad (4)$$

При определении линейного износа по формуле (4), результат измерения содержит систематическую составляющую погрешность измерения неизвестной величины с положительным знаком.

## 2. Косвенное измерение линейного износа цилиндрических образцов

При испытаниях материалов на вибрационном трибометре [3], по основному варианту предусмотрено применение между собой перекрещивающихся цилиндрических образцов. В этом случае пятно износа на неподвижном образце, ось которого находится перпендикулярно к направлению вибрации контртела, определяется с помощью двух размеров пятен износа  $b_a$  и  $b_r$  (см. фиг. 3).



Фиг. 3. Схема косвенного измерения линейного износа цилиндрических образцов: а) - вид спереди; б) - вид сверху.

При условии, что двойной радиус кривизны поверхности пятна износа  $d$  равняется диаметру контртела  $d_{\text{ко}}$ , линейный износ по размеру пятна износа в направлении оси образца определяется формулой

$$h_a = \frac{d_{\text{ко}} - \sqrt{d_{\text{ко}}^2 - b_a^2}}{2}, \quad (5)$$

где  $h_a$  - линейный износ;  
 $b_a$  - размер пятна износа в направлении оси образца;  
 $d_{\text{ко}}$  - диаметр контрообразца.

По размеру пятна износа в направлении, перпендикулярном к оси образца, получается, что

$$h_r = \frac{d_0 - \sqrt{d_0^2 - b_r^2}}{2}, \quad (6)$$

где  $h_r$  - линейный износ;  
 $b_r$  - размер пятна износа в направлении, перпендикулярном к оси образца;  
 $d_0$  - диаметр исследуемого образца.

Из формул (5) и (6) следует, что при одинаковом значении линейного износа образца (глубины пятна) размер пятна, измеряемый в направлении оси, зависит от диаметра контртела, а размер пятна, измеряемый в поперечном направлении, зависит от диаметра исследуемого образца. Таким образом, сравнением результатов, рассчитанных по формулам (5) и (6), можно судить об изменении размеров (изнашиваний) контрообразца. При применении контрообразцов, имеющих высокую износостойкость, результаты, рассчитанные по формулам (5) и (6), сопоставимы, т.е.  $h_a \approx h_r$ .

Измерение размеров пятен износа производится аналогично сферическим образцам, т.е. на инструментальных или универсальных микроскопах.

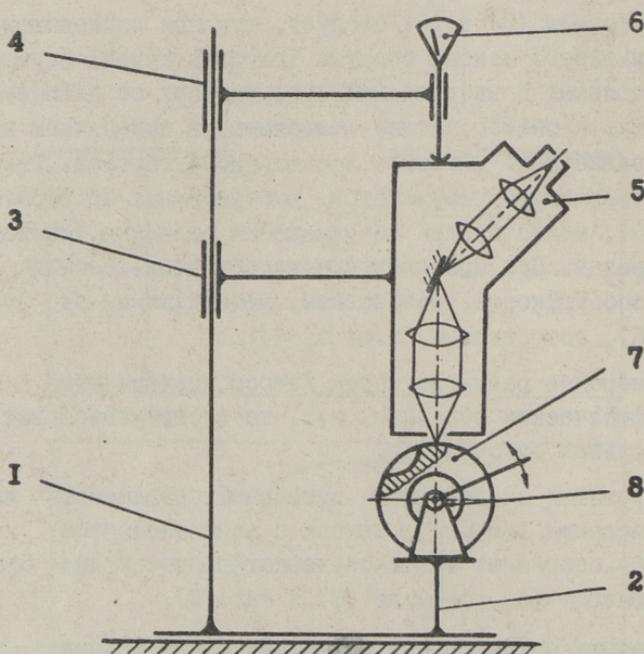
Случайная составляющая суммарной погрешности косвенного измерения линейного износа с использованием формул (5) и (6) сохраняет такой же характер, что и при сферических образцах (см. формула (3) и фиг. 2).

Поэтому оптимальными размерами пятна износа можно считать размеры от 0,25 до 1 мм. При этом суммарная погрешность измерения не превышает  $\pm 15\%$ .

### 3. Способ прямого измерения линейного износа с применением микроскопа

Измерение линейного износа образцов как сферических, так и цилиндрических при пятнах износа исследуемых образцов с размерами больше 1 мм ранее описанной методикой приводит в результат измерения большую погрешность. Это связано с тем, что линейный износ определяется косвенно по размерам пятна износа, а также с тем, что определяемый по формулам (1), (2) и (5) линейный износ справедлив только при условии, что контртелом является такой образец, размеры которого во время проведения испытания не меняются. Практически размеры контртела в какой-то степени меняются.

Чтобы с достаточной точностью измерять линейный износ образцов при относительно больших пятнах износа нами разработан способ прямого измерения линейного износа.



Фиг. 4. Устройство для измерения линейного износа с использованием микроскопа.

Разработанный способ состоит в том, что объектив микроскопа фокусируют на край пятна износа по неизношенной поверхности образца. Путем перемещений объектива вдоль оптической оси находят у образца самую глубинную точку пятна износа и измерением величины смещения объектива сфокусированного относительно края и самой глубинной точки пятна определяют линейный износ образца. Устройство для осуществления предлагаемого способа изображено на фиг. 4.

Устройство содержит стойку I с измерительным столом 2. Стойка I имеет на себе два кронштейна 3 и 4. На кронштейне 3 закреплен микроскоп 5. На кронштейне 4 закреплена измерительная головка - для линейных измерений 6. Измерительный стол имеет исследуемый образец 7 с устройством для его крепления и поворота 8.

Определение линейного износа с помощью предлагаемого способа производится следующим образом. Исследуемый образец 7 кладут на измерительный стол 2 таким образом, чтобы микроскоп 5 можно было фокусировать на неизношенной поверхности образца 7 (см. фиг. 4). Затем образец 7 закрепляется в устройстве для его крепления и поворота 8. Далее перемещением микроскопа 5 с помощью кронштейна 3 вверх или вниз и осмотром через окуляр микроскопа 5 поверхность образца 7 вводят в фокус объектива микроскопа 5 и микроскоп закрепляют в этом положении. Затем измерительную головку 6 вводят в контакт с корпусом микроскопа 5 и устанавливают нулевое показание измерительной головки 6. Устройство крепления и поворота 8 образец 7 поворачивают так, чтобы самая глубинная точка пятна износа находилась на линии измерения. Теперь смещением микроскопа 5 вниз фокусируют микроскоп на дне пятна износа. Величина смещения соответствует линейному износу образца 7 и это смещение измеряется измерительной головкой 6, т.е. предлагаемый способ позволяет определить линейный износ образцов прямыми измерениями в единицах длины.

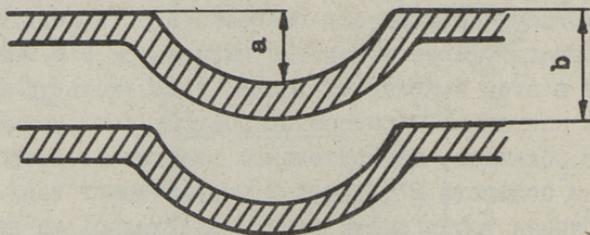
Предлагаемый способ очень прост и позволяет определять износ образцов прямыми измерениями и тем самым повышать точность определения износа. Абсолютная погрешность измерения износа  $\pm 0,01$  мм при использовании микроскопа типа БМИ.

#### 4. Измерение линейного износа образцов на МИИ-4

При испытании материалов как на четырехшариковом трибометре, так и на вибрационном трибометре, очень часто необходимо определять линейный износ при относительно маленьких размерах ( $D, b_a, b_r < 0,25$  мм) пятен износа.

Из формулы (3) и фиг. 2 видно, что для этой цели не годится косвенный метод измерения линейного износа. Также не годится способ прямого измерения линейного износа с использованием микроскопа из-за большой погрешности измерения (погрешность соизмерима с линейным износом).

В этом случае для измерения линейного износа необходимо применять интерференционный метод измерения с применением микроинтерферометра МИИ-4 [4]. В МИИ-4 интерференционные картины образуются в результате наложения световых лучей, отраженных от неизношенной поверхности и поверхности следа износа исследуемого образца, и световых лучей, отраженных от образцового зеркала. Изображение поверхности вместе с интерференционными полосами (схема участка интерферограммы поверхности показана на фиг. 5) рассматривается через окуляр.



Фиг. 5. Схема участка интерферограммы поверхности образца с пятном износа.

С помощью окулярного микроскопа определяют отношение величины  $a$ , т.е. искривления интерференционной полосы, к величине  $b$ , т.е. к ширине интервала полос и рассчитывают линейный износ по формуле

$$h = \frac{a}{b} \cdot \frac{\lambda}{2} = 0,275 \frac{a}{b}, \quad (7)$$

где  $\lambda$  — длина световой волны, равная для источника света данного прибора примерно 0,55 мкм.

Так как измерение с помощью МИИ-4 производится методом

прямого измерения, то погрешность измерения линейного износа зависит главным образом только от погрешности определения отношения  $\frac{a}{b}$ . Учитывая, что обычно погрешность определения отношения  $\frac{a}{b}$  не превышает 20 %, то абсолютная погрешность измерения линейного износа на МИИ-4 не превышает значения  $\pm 0,06$  мкм.

## В ы в о д ы

1. Для косвенного определения линейного износа сферических и цилиндрических образцов через параметры пятен износа с погрешностью не более  $\pm 15$  % размеры пятен износа должны быть в пределах от 0,25 до 1 мм.

2. Погрешность измерения размеров контуров пятен износа несущественно влияет на суммарную погрешность результата измерения износа.

3. Размер пятна износа на неподвижном цилиндрическом образце, измеряемый в направлении перпендикулярном к оси образца, не зависит от диаметра контрообразца и поэтому является наиболее рекомендуемым размером, по которому можно определить линейный износ цилиндрических образцов.

4. При относительно больших размерах пятна износа ( $D, b_a, b_r > 1,0$  мм) линейный износ образцов следует измерять разработанным способом прямого измерения на БМИ. Погрешность измерения линейного износа при этом не более  $\pm 0,01$  мм.

5. При относительно маленьких размерах пятна износа ( $D, b_a, b_r < 0,25$  мм) линейный износ образцов следует измерять интерференционным методом с применением микроинтерферометра МИИ-4. Погрешность измерения линейного износа при этом не более  $\pm 0,06$  мкм.

## Л и т е р а т у р а

1. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М., Машиностроение, 1977, 528 с.

2. Кудряшова Ж.Ф., Рабинович С.Г. Методы обработки результатов наблюдений при косвенных измерениях. - Труды метрологических институтов СССР, вып. 172(232) - Д., Энергия, 1975, с. 3-58.

3. А.с. № 372476 (СССР). Устройство для испытания материалов против схватывания при вибрационном проскальзывании / В.Н. Лозовский, Г.Е., Цупрына, А.А. Трунилин, М.Н. Корроль. - Оpubл. в Б.И., 1973, № 13, с. 122.

4. К а й н е р Г.Б. Измерение линейных размеров высокоточных деталей. - М., Машиностроение, 1975. 168 с.

R. Laaneots

Messung des linearen Verschleißes  
der Miniaturprüfkörper

Zusammenfassung

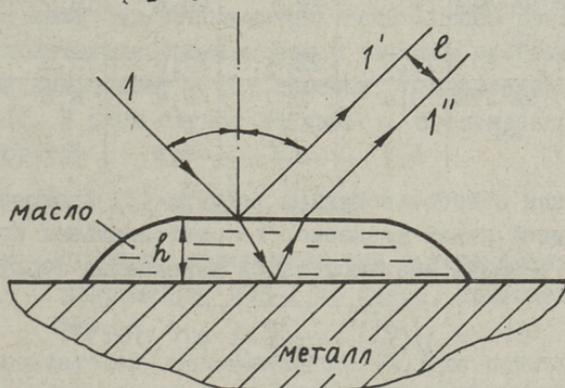
Im Artikel werden die theoretischen Grundlagen zur indirekten Messung des linearen Verschleißes der Miniaturprüfkörper, die auf der Vierkugelmaschine und auf dem Vibrationstribometer geprüft werden, beschrieben.

Es wurde festgestellt, daß man indirekt den linearen Verschleiß nur bei den Maßen der Spuren des Verschleißes von 0,25 bis 1,0 mm messen kann. Bei den größeren Maßen der Spuren zur Messung des linearen Verschleißes ist eine direkte Messung des Verschleißes mit Hilfe des Mikroskops zu empfehlen. Bei den kleinsten Maßen der Spuren ist aber eine Interferenzmeßmethode zu empfehlen.

В.И. Кортел, Р.А. Лаанеотс, М.В. Лепре

ИЗМЕРЕНИЕ ТОЛЩИНЫ И ФОРМЫ МАСЛЯНЫХ КАПЕЛЬ  
ПРИ ИСПЫТАНИИ МИНИАТЮРНЫХ ПАР ТРЕНИЯ

В связи с применением тонких масляных пленок при испытании миниатюрных пар трения разработка простых и удобных методов определения их толщины, массу и формы масляных капель представляет большой практический интерес. Так при испытаниях миниатюрных пар трения для выдерживания определенного режима трения и хода процесса изнашивания необходимо знать массу масла на поверхности трения. Для введения масла на поверхность трения нами использовались маслodosировки типа лопатки. Однако при такой дозировке масляные капли имеют разные размеры. Поэтому перед каждым опытом должно быть проведено измерение толщины масляной капли и определение ее формы.



Фиг. 1. Схема измерения толщины масляной капли проекционным методом.

В работе [1] описан метод светового сечения для измерения толщины твердых прозрачных слоев и покрытий. Вышеизложенный метод применим и для измерения толщин масляных

капель, используя для осуществления способа двойной микроскоп МИС-II, при условии, что показатель преломления масла определяется каким-то другим методом. Тогда толщина масляной капли (см. фиг. I) определяется по формуле

$$h = \frac{N \cdot l \cdot \sqrt{2n^2 - 1}}{2}, \quad (I)$$

где  $N$  - цена деления шкалы отсчетного микроскопа МОВ-I;  
 $n$  - показатель преломления масла;  
 $l$  - расстояние между серединами изображений в поле зрения окуляра МИС-II.

Показатели преломления масел определялись на рефрактометре УРЛ с погрешностью  $\pm 2 \cdot 10^{-4}$  и их цифровые значения для масел МН-60у, МЗП-6, МВП-I2, МЦ-3 и МЧМ-5, а также результаты измерения толщин масляных капель с использованием формулы (I) при значениях  $n$ , измеренных на УРЛ, приведены в табл. I.

Т а б л и ц а

Масло		МН-60у	МЗП-6	МВП-I2	МЦ-3	МЧМ-5
n	УРЛ	1,4558	1,4728	1,4654	1,4720	1,4656
	МИС-II	1,51	1,50	1,53	1,42	1,46
	$\Delta n$	+0,0542	+0,0272	+0,0646	-0,0520	-0,0056
h, мкм	при n на УРЛ	13,0	22,1	20,4	18,7	23,3
	при n на МИС-II	13,7	22,6	21,6	17,9	23,2
$\delta h$ , %	при n на УРЛ	3,4	2,0	2,4	2,6	1,8
	при n на МИС-II	5,7	3,1	5,9	5,2	1,9

Так как с использованием формулы (I) измеряется толщина масляной капли косвенно, то относительная погрешность измерения толщины масляной капли выражается формулой

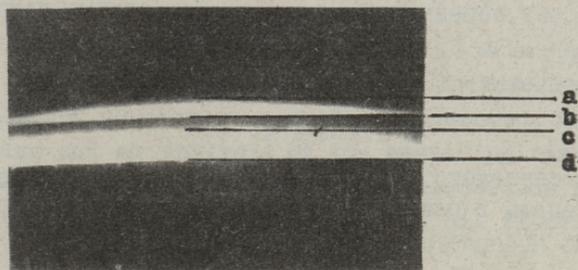
$$\delta h = \sqrt{\left(\frac{\Delta l}{l}\right)^2 + \left(\frac{2n}{2n^2 - 1}\right)^2 \cdot \Delta n^2} \cdot 100\%, \quad (2)$$

где  $\delta h$  - относительная погрешность измерения толщины;  
 $\Delta l$  - абсолютная погрешность измерения расстояния между серединами изображений в поле зрения окуляра;  
 $\Delta n$  - абсолютная погрешность определения показателя преломления.

Из формулы (2) видно, что погрешность определения показателя преломления мало влияет на суммарную относительную погрешность измерения толщины масляной капли.

При измерениях толщины масляных капель применялись объективы  $F = 4,25$  и  $A = 0,50$ , которые позволяют измерять отрезки или расстояния между серединами изображений с абсолютной погрешностью не более  $\pm 0,5$  мкм.

Погрешности измерения толщин масляных капель при значениях  $n$  измеренных на УРЛ с погрешностью  $\pm 2 \cdot 10^{-4}$ , приведены в табл. I (предпоследняя строка).



Фиг. 2. Фотоснимок измеряемой масляной капли в плоскости окуляра микроскопа МИС-11.

Так как погрешность определения показателя преломления незначительно влияет на суммарную погрешность измерения толщин, то нами был использован также способ независимого измерения показателя преломления и толщины масляной капли, аналогичный описанному в [2] способу, с применением микроскопа МИС-II. В этом случае показатель преломления определялся из формулы

$$n = \sqrt{\frac{\left(\frac{cd}{ab} + 1\right)^2 + 1}{2}}, \quad (3)$$

где  $ab$  и  $cd$  - отрезки, измеряемые при помощи окулярного микрометра МОВ-I по схеме, приведенной на фиг. 2.

Значения показателей преломления по (3) для применяемых масел приведены в табл. I. Абсолютные значения погрешностей определения показателя преломления имеют такие значения (см. табл. I), что применять метод [2] для наших целей является неоправданным, так как погрешности измерения толщин масляных капель в этом случае будут иметь такой же по-

рядок, что и при использовании формул (1) и (2), в которых значения  $n$  приняты из таблиц справочников.

Из табл. I видно, что для измерения толщин масляных капель можно применять метод светового сечения. Предельные значения толщин, измеряемые данным методом, определяются разрешающей силой и глубиной изображения микроскопа МИС-II. Так как нами были использованы объективы  $F = 4,25$  и  $A=0,50$ , то они позволяют измерять масляные капли толщиной от 5 до 30 мкм с погрешностью, не превышающей  $\pm 6\%$ . Метод светового сечения копирует профиль масляной капли в сечении (см. фиг. 2), поэтому на МИС-II можно определить форму масляных капель за счет передвижения подвижного столика микроскопа или с применением увеличенного поля зрения, применяя для этой цели объективы  $F = 25,02$  или  $F = 13,89$ .

### В ы в о д ы

Метод светового сечения применим для измерения толщин масляных капель и для определения их формы. В качестве измерительной аппаратуры с успехом могут быть использованы приборы типа МИС-II или ПСС-2. Погрешность измерения толщин составляет в среднем  $\pm 6\%$ . Данный метод является производительным, удобным и простым.

### Л и т е р а т у р а

1. Б е р к о в и ч Е.С. Определение толщины прозрачных пленок на двойном микроскопе Линника. - Заводская лаборатория, 1956, № I, с. 56-62.

2. Т к а ч е н к о Б.К., Т к а ч е н о Ю.К. Определение толщины и показателя преломления прозрачных пленок с помощью микроскопа МИС-II. - Заводская лаборатория, 1976, № 7, с. 824-825.

V. Kortel,  
R. Laaneots,  
M. Lepre

The Experimental Measurement of the Thickness  
and Form of Oil Drops in the Tests  
of Miniature Friction Pairs

Summary

In this paper a method of measuring the thickness of oil films by projection method is presented. The method of measuring and an analysis of the measuring results of transparent films are described. Recommendations for carrying out the thickness measurements of oil films are given.



Т.А. Тийдемани, Т.М. Реми,  
А.Ю. Тийман

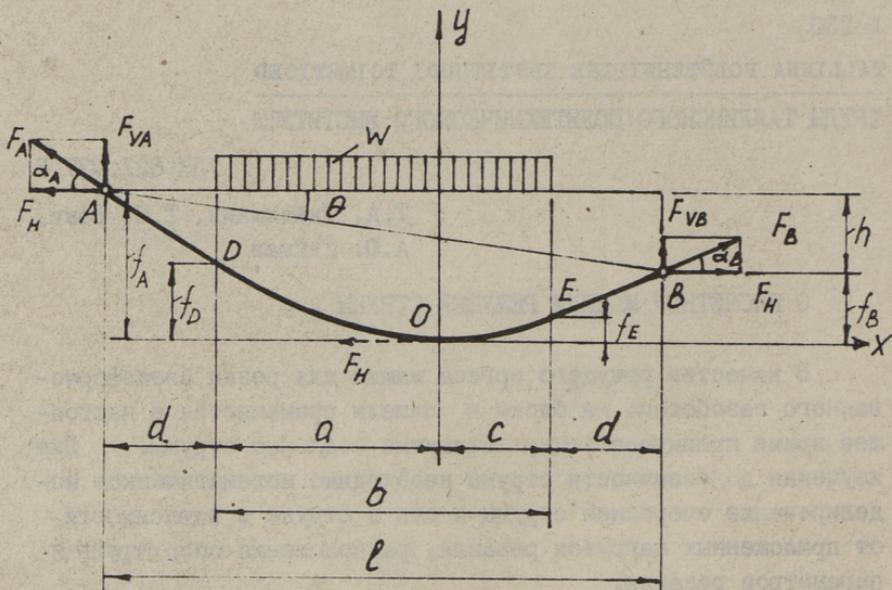
### О РАСЧЕТНОЙ МОДЕЛИ РЕЖУЩЕЙ СТРУНЫ

В качестве режущего органа машин для резки свежесформованного газобетона на блоки и панели применяются в настоящее время преимущественно натянутые стальные струны. Для изучения долговечности струны необходимо математическое моделирование очертания струны и сил в струне в зависимости от приложенных нагрузок резания, расположения опор струны и параметров резания.

Расчетам струны, как специальной детали резательной машины, посвящены статьи Х. Хаака и Э. Кальварского [1, 2]. Рассмотрены общие случаи расчета, причем статьи ориентированы на читателя, владеющего теорией гибкой нити.

Нами указаны некоторые возможные упрощения расчетов струны, обоснован выбор схемы нагрузки [3, 4]. В продолжение этих работ в нижеследующем выведены основные зависимости для моделирования режущих струн в случае, при котором одна опора ниже другой на величину  $h$  (фиг. 1). Расстояние опор от разрезаемого газобетонного массива одинаково с обеих сторон и равняется величине  $d$ . С таким вариантом чаще всего встречаемся в практике, так как это расстояние определяется конструкцией механизма крепления струны и зазором безопасности.

Рассмотрев струну как гибкую нерастяжимую нить, нагруженную кусочно-равномерной погонной нагрузкой  $w$  от сопротивления резанию по ширине массива  $b$ , получим параболическое очертание струны внутри массива [3]. Ненагруженные внешней нагрузкой части струны вне массива останутся прямыми и являются касательными к параболической части в точках E и D.



Фиг. 1. Схема нагружения наклонной режущей струны.

Составим три уравнения статики применительно к схеме фиг. 1.

$$\left. \begin{aligned} \sum X &= -F_{HA} + F_{HB} = 0 \\ \sum M_B &= F_{VA} \cdot l - wb \frac{l}{2} - F_{HA} \cdot h = 0 \\ \sum M_A &= -F_{VB} \cdot l + wb \frac{l}{2} - F_{HB} \cdot h = 0. \end{aligned} \right\} \quad (I)$$

Из этих уравнений определяются составляющие опорных реакций

- горизонтальные:  $F_{HA} = F_{HB} = F_H$ ,

- вертикальные:

$$\left. \begin{aligned} F_{VA} &= \frac{wb}{2} + \frac{F_H \cdot h}{l} = \frac{wb}{2} + F_H \operatorname{tg} \theta \\ F_{VB} &= \frac{wb}{2} - \frac{F_H \cdot h}{l} = \frac{wb}{2} - F_H \operatorname{tg} \theta. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

В сумме вертикальные реакции равны сопротивлению резания:

$$F_{VA} + F_{VB} = wb.$$

Из-за отсутствия горизонтально направленной внешней нагрузки в любом сечении струны  $F_H = \text{const}$ , а в наинизшей точке O усилие в струне  $F = F_H$  (обозначено пунктиром на фиг. 1).

Рассечем струну в точке  $O$ , принятой за начало координат, и в произвольной точке внутри массива с координатами  $x, y$ . Из уравнения моментов относительно последней точки

$$\sum M_{x,y} = F_H \cdot y - \frac{wx^2}{2} = 0,$$

получаем уравнение криволинейной части струны

$$y = \frac{wx^2}{2F_H}. \quad (3)$$

В точке  $D$ :

$$y = f_D = \frac{wa^2}{2F_H}. \quad (4)$$

Аналогично описывают струну вне массива уравнения

$$y = \frac{wa}{F_H} \left(x - \frac{a}{2}\right); \quad y = \frac{wc}{F_H} \left(x - \frac{c}{2}\right).$$

Подставляя значения абсцисс  $a+d$  и  $c+d$ , определяют стрелы провеса струны в наимизшей точке относительно точек провеса

$$\left. \begin{aligned} f_A &= \frac{wa}{F_H} \left(\frac{a}{2} + d\right) \\ f_B &= \frac{wc}{F_H} \left(\frac{c}{2} + d\right). \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Угол наклона струны внутри массива  $\alpha$  можно найти из

$$\frac{dy}{dx} = \frac{wx}{F_H} = \operatorname{tg} \alpha.$$

В точках  $x=a$  и  $x=c$  угол наклона такой же, как и на ближайших опорах.

Используя обстоятельство, что вертикальная составляющая внутренней силы в точке  $O$  отсутствует, запишем условие равновесия отдельно для каждой ветви кривой,  $\sum Y=0$ :

$$\left. \begin{aligned} F_{VA} - wa &= 0 \\ F_{VB} - wc &= 0 \end{aligned} \right\}$$

либо в общем виде

$$F_{Vx} - wx = 0,$$

где  $x$  - внутри массива.

Заменяя  $F_{VA}$  и  $F_{VB}$  из (2), после преобразования

$$\left. \begin{aligned} a &= \frac{b}{2} + \frac{F_H}{w} \operatorname{tg} \theta \\ c &= \frac{b}{2} - \frac{F_H}{w} \operatorname{tg} \theta. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Полное натяжение струны в любой точке внутри массива

$$F_x = \sqrt{F_H^2 + F_{Vx}^2} = \sqrt{F_H^2 + (wx)^2} = F_H \left[ 1 + \left( \frac{wx}{F_H} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}}.$$

Разложим второй сомножитель по биному Ньютона и ограничимся двумя первыми членами

$$F_x = F_H \left[ 1 + \frac{1}{2} \left( \frac{wx}{F_H} \right)^2 \right].$$

Заменяя  $y = \frac{wx^2}{2F_H}$ , из формулы (3) имеем  $F_x = F_H + wy$ .

Видно, что больше нагружена струна в точке D, такое же натяжение и на опоре A.

Поэтому

$$F_A = F_D = F_H + wf_D = F_H + \frac{w^2 d^2}{2F_H}. \quad (7)$$

Если  $F_A$  задать, исходя из прочности и долговечности струны

$$F_A \leq [F] = \frac{F_{lim}}{S}, \quad (8)$$

(где  $S$  - коэффициент безопасности), то можно  $F_H$  определить, решая совместно уравнения 6, 7 и 8.

Некоторые зависимости следуют из фиг. I.

$$a + c = b; \quad f_A - f_B = h; \quad b + 2d = l.$$

Длина струны  $L$  равняется сумме длин ветвей параболы (согласно [5]) и прямых участков:

$$L = a \left[ 1 + \frac{2}{3} \left( \frac{f_D}{a} \right)^2 - \frac{2}{5} \left( \frac{f_D}{a} \right)^4 \right] + c \left[ 1 + \frac{2}{3} \left( \frac{f_E}{c} \right)^2 - \frac{2}{5} \left( \frac{f_E}{c} \right)^4 \right] + \frac{d}{\cos \alpha_A} + \frac{d}{\cos \alpha_B}.$$

Расчет струны с учетом эластичного удлинения см. [1].

Таким образом, имеются основные зависимости для составления расчетной модели режущей струны, привязанной к опорам, расположенным на разных уровнях.

### Л и т е р а т у р а

1. Х а а к Х. О расчете струн резательных машин. - Сб. Тр. НИПСиликатобетона, Таллин, 1971, № 6.
2. К а л ь в а р с к и й Е.Л. К расчету рабочих струн машин для резания ячеистого бетона. Сб. Тр. ВНИИстрой-маш, 1973, № 12, 14.
3. Т и й д е м а н н Т.А., Р е м и Т.М. Экспериментальная установка для исследования резания газобетона и

долговечности режущих струн.-Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1981, № 516.

4. Тийдеманн Т.А., Каас А.Э., Реми Т.М.  
О резке струной скольжением.-Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1981, № 516.

5. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А.  
Справочник по математике. Гос. изд. теорет. лит. М., 1954.

T. Tiidemann,  
T. Remi,  
A. Tiiman

On a Calculation Model for the Cutting Wire

Summary

In the paper a model for cellular concrete cutting wire is proposed. Forces are determined in view of the load, position of supports and the cutting parameters.



ВЛИЯНИЕ ПОРИСТОСТИ НА АБРАЗИВНУЮ ЭРОЗИЮ  
СПЕЧЕННОЙ СТАЛИ

При работе пористых металлов в контакте со средой, содержащей движущиеся твердые частицы, наблюдается интенсивный абразивный износ материала. Влияние пористости проницаемого металла на его эрозионную стойкость изучалось в работах [1, 2]. Однако в этих работах пористость материала менялась в узких пределах.

В данной работе изучалось влияние пористости в пределах  $\Pi = 5 - 50\%$  на износостойкость печенной стали 45п в струе кварцевого песка на центробежном ускорителе ЦУК-3М [3]. Зернистость абразива 0,1-0,3 мм, углы атаки 30 и 90°, скорость абразивных частиц 80 м/с. Эталонный материал - нормализованная сталь 45 (HV 200).

Образцы печенной стали 45п получены прессованием железного порошка ПЖ4М2 ГОСТ 9849-74 с добавлением 0,5% углерода (после спекания около 0,45%). Разная пористость получена изменением давления прессования. Пористость 5% получена горячей ковкой пористых печенных заготовок (исходная пористость 25%, степень деформации 0,4). Микроструктуры печенной стали разной пористости представлены на фиг. 1.

В работе [1] получена зависимость между интенсивностью изнашивания и пористостью печенных материалов, подвергнутых химико-термической обработке, в диапазоне пористостей 40-60%:

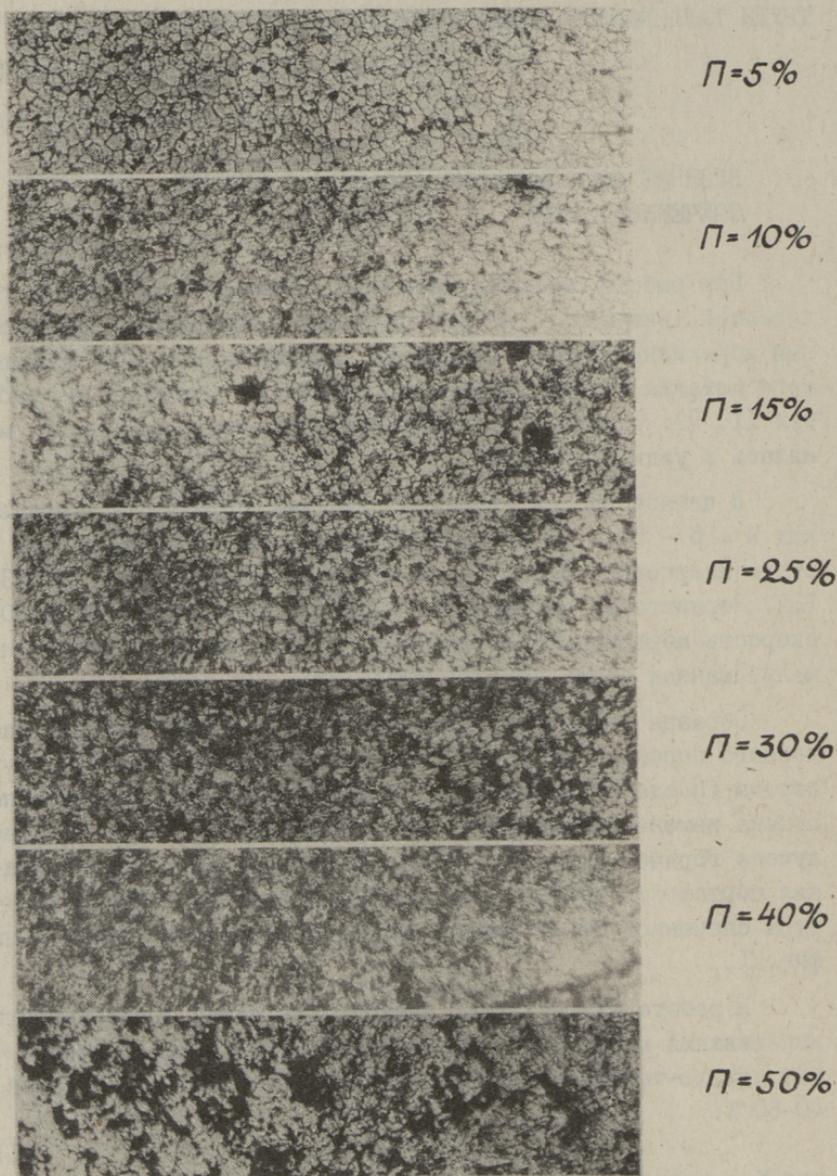
$$K = a(1-\Pi)^{-m}, \quad (1)$$

где  $K$  - интенсивность изнашивания, мм/кг,

$\Pi$  - пористость материала в долях единицы,

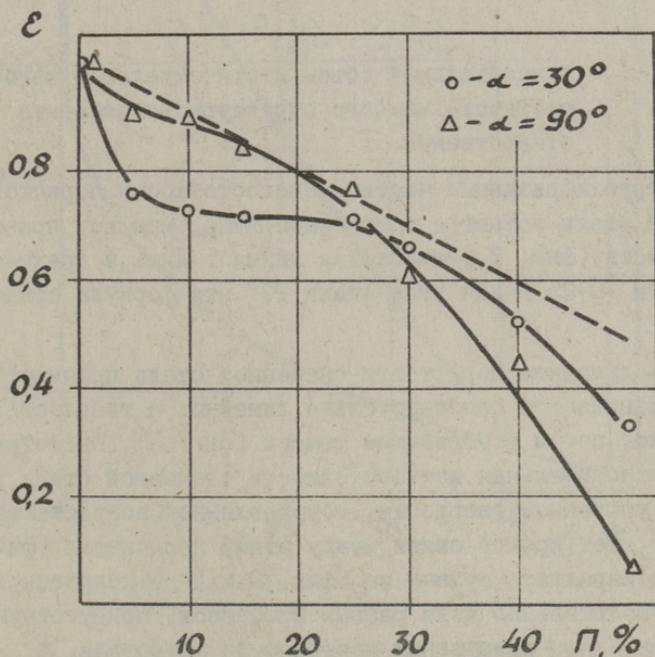
$a$  - коэффициент ( $a = 0,3-0,03$ ),

$m$  - показатель степени ( $m = 1,1-2,5$ ).



Фиг. 1. Микроструктуры спеченной стали 45п разной пористости  $\times 100$ .

Экспериментами установлено, что зависимость износа от пористости в широком диапазоне изменения пористости (0 - 50 %) имеет более сложный характер и не описывается уравнением (I).



Фиг. 2. Влияние пористости на относительную износостойкость стали 45п.

Относительная износостойкость пористой стали (по массе по отношению к стали 45) в зависимости от пористости показана на фиг. 2. Из фиг. 2 видно, что любая пористость в материале снижает его износостойкость в абразивной струе. Пористость 5 % уменьшает износостойкость спеченной стали на 25 % при угле атаки  $30^\circ$  и на 10 % при угле атаки  $90^\circ$ . При дальнейшем увеличении пористости (до 25 %) наблюдается замедление темпа уменьшения износостойкости. Пористость выше 25 % приводит к ускоренному уменьшению износостойкости. При пористости 25 % износостойкость пористой стали составит 70 % по отношению к литой стали. Поскольку дальнейшее увеличение пористости приводит к резкому уменьшению износостойкости, то для проницаемых материалов, работающих в условиях абразивной эрозии, можно считать оптимальным пористость 20-30 % независимо от преобладающего угла атаки.

Абразивная износостойкость неоднородных металлических материалов, структурные компоненты которых обладают различной износостойкостью, на машине Х4-Б может быть определена по правилу аддитивности [4]:

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n a_i \varepsilon_i ; \quad \sum_{i=1}^n a_i = 1 ,$$

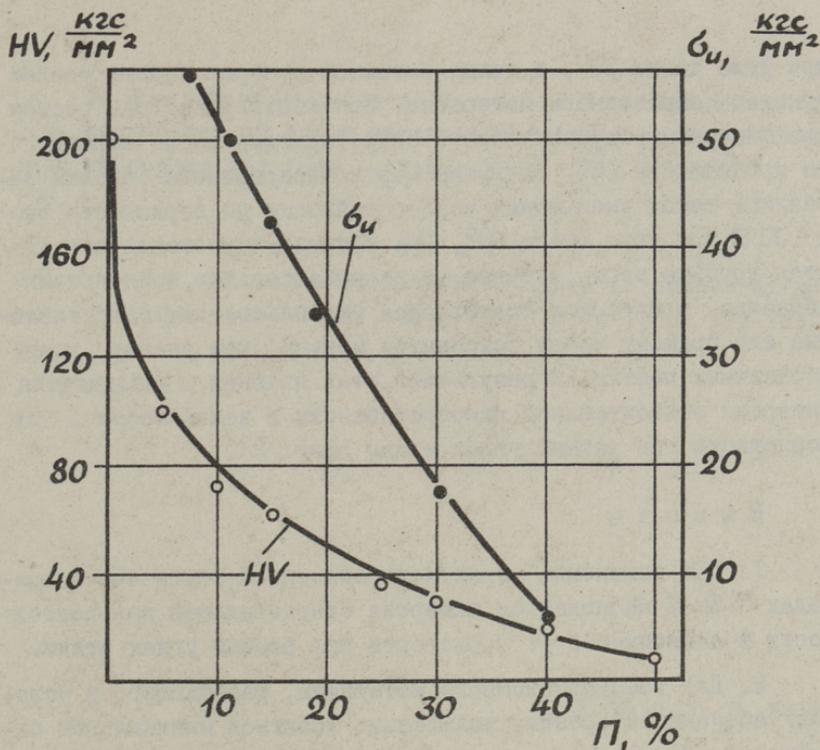
где  $a_i$  и  $\varepsilon_i$  - относительный объем и относительная износостойкость каждого структурного элемента соответственно.

В струе абразивных частиц износостойкость пористой спеченной стали остается в основном ниже, чем по правилу аддитивности (фиг. 2, штриховая линия). Лишь в пределах пористости 10-25 % для угла атаки  $90^\circ$  эта формула применима.

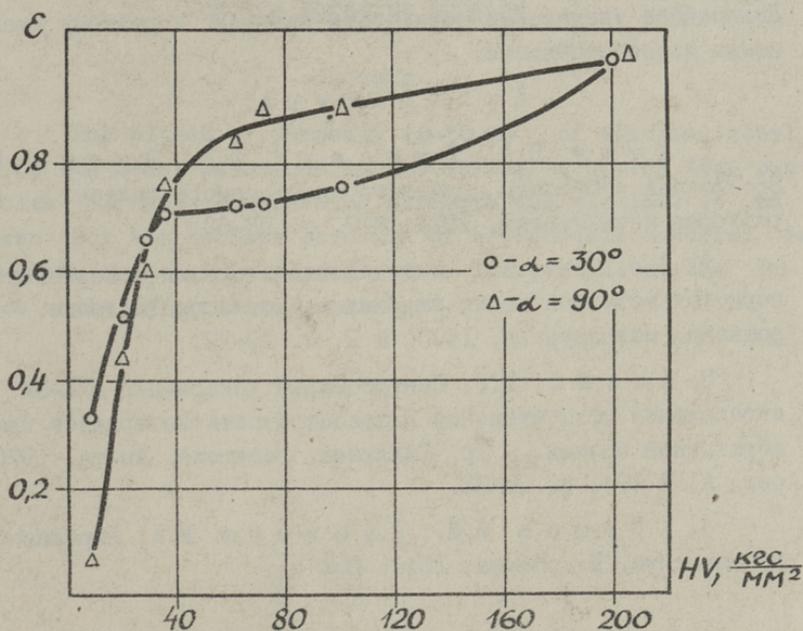
С увеличением пористости спеченной стали прочность при изгибе уменьшается приблизительно линейно, а твердость сначала резко, потом с убывающим темпом (фиг. 3). Несмотря на то, что относительная износостойкость спеченной стали уменьшается с убыванием твердости, обусловленной возрастающей пористостью, нет прямой связи между этими величинами (фиг. 4). Изменение характера кривых на фиг. 2 и 4 объясняется изменением относительной доли разных процессов, присутствующих одновременно при разрушении поверхности материала.

При малых углах атаки превалирует удаление материала в виде микростружки. Равномерно распределенные микропоры уменьшают сопротивление сдвиговым процессам и износостойкость уменьшается. В пределах пористости 10-25 % при угле атаки  $30^\circ$  износостойкость материала мало меняется. По-видимому, сопротивление материала разрушению в микрообъемах мало меняется, в то время как прочность при изгибе уменьшается в 2 раза (фиг. 3).

При больших углах атаки износостойкость с возрастанием пористости уменьшается меньше, чем при малых углах атаки, до пористости 30 %. При прямом ударе абразивных частиц материал наклепывается и продукты износа выкрашиваются из-за интенсивной пластической деформации в результате усталости [5, 6]. Естественно, что деформация частиц металла, сопровождающаяся полным или частичным закрытием пор в поверхностном слое при угле атаки  $90^\circ$  происходит в большей мере, чем



Фиг. 3. Влияние пористости на твердость по Виккерсу (HV) и прочность при изгибе ( $\sigma_u$ ) стали 45л.



Фиг. 4. Влияние твердости на относительную износостойкость стали 45л.

при угле атаки  $30^\circ$ , а также остается в порах больше мелких осколков абразивного материала. Это подтверждается ростом коэффициента гидравлического сопротивления после абразивного изнашивания [2]. Закрытие пор и внедрившиеся осколки замедляют темпы уменьшения износостойкости до пористости около 30 % при угле атаки  $90^\circ$ . При большей пористости появляются крупные поры, которые не закрываются при воздействии абразива, и материал ослабляется настолько, что сопротивление его прямому удару становится меньше, чем косому удару абразивных частиц. В результате этих явлений наблюдается инверсия относительной износостойкости в зависимости от пористости при разных углах атаки (фиг. 2).

### В ы в о д ы

1. При изменении пористости спеченной стали 45п в пределах 5-50 % наблюдается инверсия относительной износостойкости в зависимости от пористости при разных углах атаки.

2. Для конструкционного материала, работающего в условиях абразивной эрозии, желательно добиться минимальной пористости. Для проницаемого материала является оптимальной пористость 20-30 % независимо от превалирующего угла атаки. Дальнейшее увеличение пористости приводит к резкому уменьшению износостойкости.

### Л и т е р а т у р а

1. К у л у П.А., Б у с с е л ь О.Д., П у г и н В.С. Эрозионная стойкость пористого проницаемого железа. - Порошковая металлургия, 1974, № 7, с. 58-62.

2. Б е л о в С.В. и др. Влияние эрозии поверхности пористых металлов на их гидравлическое сопротивление. - Порошковая металлургия, 1980, № 9, с. 19-22.

3. К л е й с И.Р. Центробежный ускоритель ЦУК-3М для определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозии. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1970, сер. А, № 294, с. 23-33.

4. Х р у щ о в М.М., Б а б и ч е в М.А. Абразивное изнашивание. М., Наука, 1970. 252 с.

5. Brown R., Jun Eui - Jin, Edington J.W. Mechanisms of solid particle erosive wear for 90° impact on copper and iron. - Wear, 1981, vol. 74, N 1, p. 143-156.

6. Iturbe E.B., Greenfield I.G., Chou T.W. The wear mechanism obtained in copper by repetitive impacts. - Wear, 1981, vol. 74, N 1, p. 123-129.

P. Kallas, P. Kulu

The Effect of Porosity of Sintered Steel  
on its Abrasive Erosion

Summary

The effect of porosity (0-50 %) of sintered steel 45 on its wear resistance in the stream of quartz sand particles, hardness and bending strength was studied. It is shown that the optimum porosity of a permeable material is 20-30 %. The optimum porosity is independent of the impact angle of abrasive particles.



## ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ДЕТОНАЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА СПЕЧЕННЫХ СТАЛЯХ

Для защиты деталей машин от износа применяют различные покрытия: диффузионные, напыленные и наплавочные [1, 2]. Наиболее универсальными в технологическом отношении способами нанесения защитных покрытий являются методы напыления, позволяющие использовать большую гамму как наносимых, так и покрываемых материалов.

Данная работа посвящена изучению свойств покрытий, полученных напылением детонационным способом порошков на поверхность стальных образцов.

В качестве подложки использовались литая сталь 45 и спеченная сталь из железного порошка ПЖ4МЗ (ГОСТ 9849-74) и графита с содержанием углерода около 0,45 % после спекания. Пористость спеченных подложек 25 % (получена прессованием и спеканием) и 5 % (получена горячей ковкой пористых спеченных заготовок). Перед нанесением покрытия поверхность основы подвергалась пескоструйной обработке. На образцы напыляли порошки карбида хрома ( $\text{Cr}_3\text{C}_2$ ) легированного никромом НХЛ-1, твердосплавных смесей КХНХ10 и ВК20. Покрытия получены в результате 40-50 выстрелов на детонационной установке марки УДГ-Д-4 ОКТБ ИПМ АН УССР.

Качество полученных покрытий оценивалось путем изучения микроструктуры, измерения микротвердости и определения износостойкости. Интенсивность изнашивания определялась на центробежном ускорителе ЦУК-3М [3] в струе кварцевого песка фракцией 0,1-0,3 мм при скорости абразивных частиц 80 м/с и углах атаки 30 и 90°. В таблице приведены свойства изученных детонационных покрытий.

Сталь 45



Сталь 45л (П=5%)



Сталь 45л (П=25%)



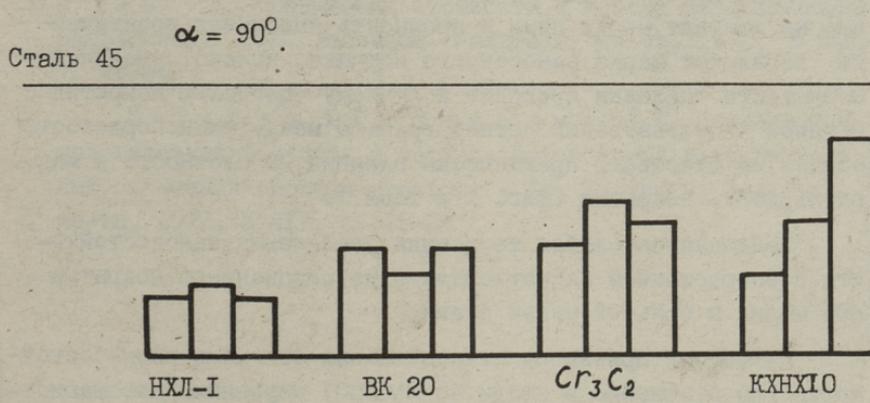
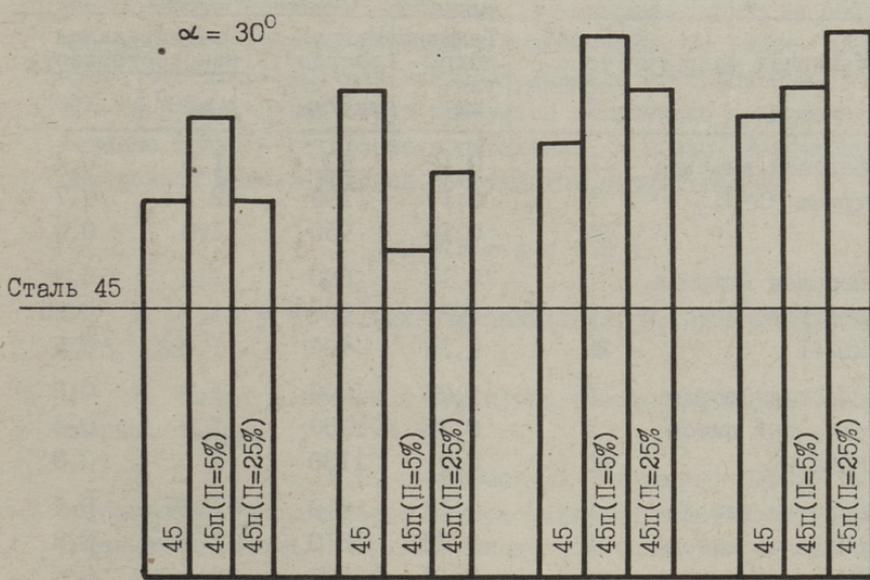
$Cr_3C_2$

KXHX-10

HXL-I

BK-20

Фиг. 1. Микроструктуры зоны "покрытие-основа" детонационных покрытий на порошковых и литых сталях, x 100.



Фиг. 2. Относительная износостойкость детонационных покрытий на порошковых и литых сталях.

Т а б л и ц а

## Свойства детонационных покрытий

Материал покрытия	Пористость основы, %	Толщина покрытия, мм	Микротвердость, Н/мм <sup>2</sup> кгс/мм <sup>2</sup>	Относительная износостойкость	
				$\alpha = 30^\circ$	$\alpha = 90^\circ$
Порошок карбида хрома $Cr_3C_2$	0	0,12	930	1,6	0,4
	5	0,17	1100	2	0,7
	25	0,15	950	1,8	0,5
Порошок никрома, легированного НХЛ-I	0	0,18	600	1,4	0,2
	5	0,15	660	1,7	0,25
	25	0,35	670	1,4	0,2
Порошок твердосплавной смеси КХНХ10	0	0,22	1200	1,7	0,3
	5	0,35	1180	1,8	0,5
	25	0,2	1130	2	0,8
Порошок твердосплавной смеси ВК20	0	0,13	810	1,75	0,4
	5	0,22	810	1,2	0,3
	25	0,12	820	1,5	0,4

Изучением границы между основой и покрытием выявлено, что на контакт между ними и прочность сцепления практически не влияет марка нанесенного порошка, однако, увеличение пористости подложки приводит к лучшему сцеплению покрытия с основой и исчезновению четкой границы между ними. Пористость основы не оказывает практически влияния на плотность и микротвердость покрытия (фиг. 1 и табл.).

Наблюдается слабая тенденция увеличения износостойкости с возрастанием микротвердости детонационного покрытия при малых и больших углах атаки.

На фиг. 2 приведена относительная объемная износостойкость (по отношению к стали 45 HV 200) изученных детонационных покрытий.

При угле атаки  $30^\circ$  все покрытия превышают по износостойкости сталь 45, благодаря более сильному сопротивлению внедрению абразивных частиц из-за большей поверхностной твердости. При угле атаки  $90^\circ$  все покрытия уступают закаленной стали. Их поверхность выдерживает гораздо меньшее количество ударов до выкрашивания продуктов износа. Это об-

условлено недостаточной прочностью сцепления между единичными участками покрытия [4]. По износостойкости детонационные покрытия уступают спеченным материалам такого же состава, особенно заметна разница у сплава ВК20. Из этого следует, что для повышения износостойкости детонационных покрытий в абразивной струе требуется дальнейшее совершенствование технологии процесса напыления, с целью достижения однородной мелкозернистой беспористой структуры [5].

#### Л и т е р а т у р а

1. Х а с у й А. Техника напыления. М., Машиностроение, 1975. 288 с.

2. Износостойкость и структура твердых наплавов. М., Машиностроение, 1971. 94 с.

3. К л е й с И.Р. Центробежный ускоритель ЦУК-3М для определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозии. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1970, сер. А. № 294, с. 23-33.

4. Х а р л а м о в Ю.А., С о к о л о в А.Ф., П а п е л ь Т.А. Повышение стойкости к износу детонационным напылением. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1973, № 347, с. 49-54.

5. П и р с о Ю.Ю., В а л ь д м а Л.Э. Влияние технологических факторов и состава на свойства карбидохромовых спеченных твердых сплавов. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1977, № 417, с. 19-27.

P. Kulu, P. Kallas

The Wear Resistance of the Detonation  
Coverings on Sintered Steels

Summary

To increase the wear resistance of sintered steels the detonation coverings of nichrome, chromium and tungsten carbides were selected. The wear resistance in the stream of abrasive particles of detonation coverings has been studied.

Я.П. Кюбарсепп, Л.Э. Вальдма,  
Т.Б. Пост

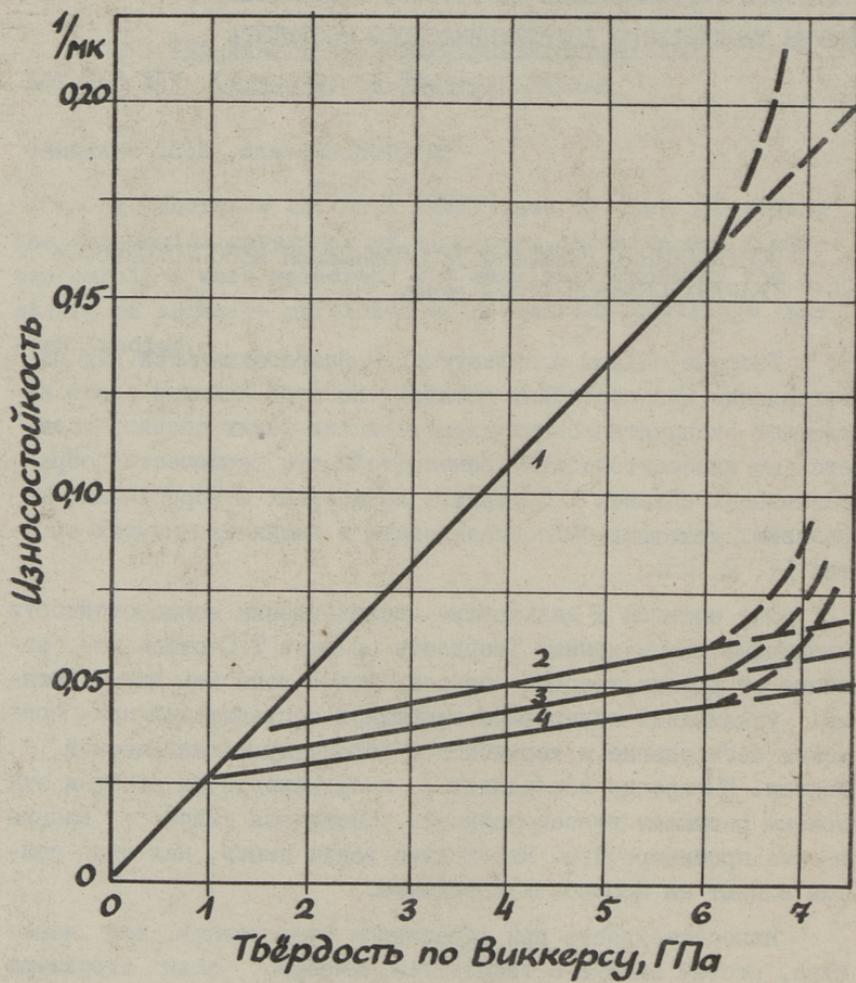
### ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ TiC - сталь

Твердые сплавы используются и разрабатываются для изготовления износостойких деталей. По этой причине одной из главных эксплуатационных характеристик таких сплавов является их износостойкость. Износостойкость термически обрабатываемых сплавов TiC-сталь в абразивных и коррозионно-абразивных условиях была исследована в наших предыдущих работах [1, 2, 3].

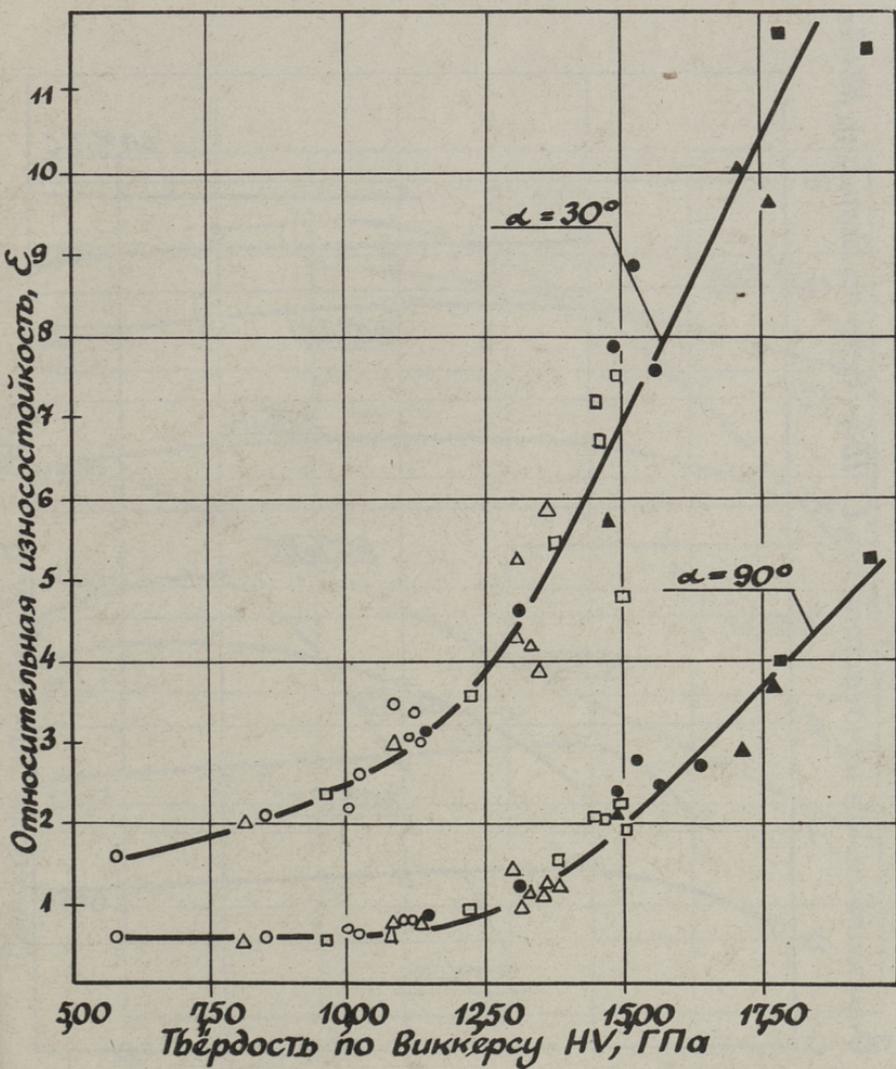
Нас привели к дальнейшим исследованиям износостойкости следующие рассуждения. Твердость сплавов TiC-сталь, в отличие от других твердых сплавов, можно повысить двумя путями: увеличивая содержание карбидной составляющей или применяя легирование и термическую обработку металлической связи. Интересно исследовать, в одинаковой ли степени эти приемы повышают износостойкость. Имеющиеся сейчас данные весьма противоречивы. Необходимо также знать, как эти приемы влияют на прочность материала.

Износостойкость при абразивном изнашивании, как известно, растет вместе с твердостью линейно, если структура материала равновесная [4]. Закалка сталей приводит к резкому повышению твердости, но износостойкость растет медленнее (см. фиг. 1). Это справедливо, если твердость материала ниже твердости абразива. Как же сказывается эффект термообработки на повышение износостойкости термически обрабатываемых твердых сплавов, имеющих твердость на одном уровне выше твердости абразива, неизвестно.

С целью получения ответов на эти вопросы проводились исследования износостойкости большого количества сплавов TiC-сталь, имеющих твердость в пределах 5,80-19,40 ГПа.

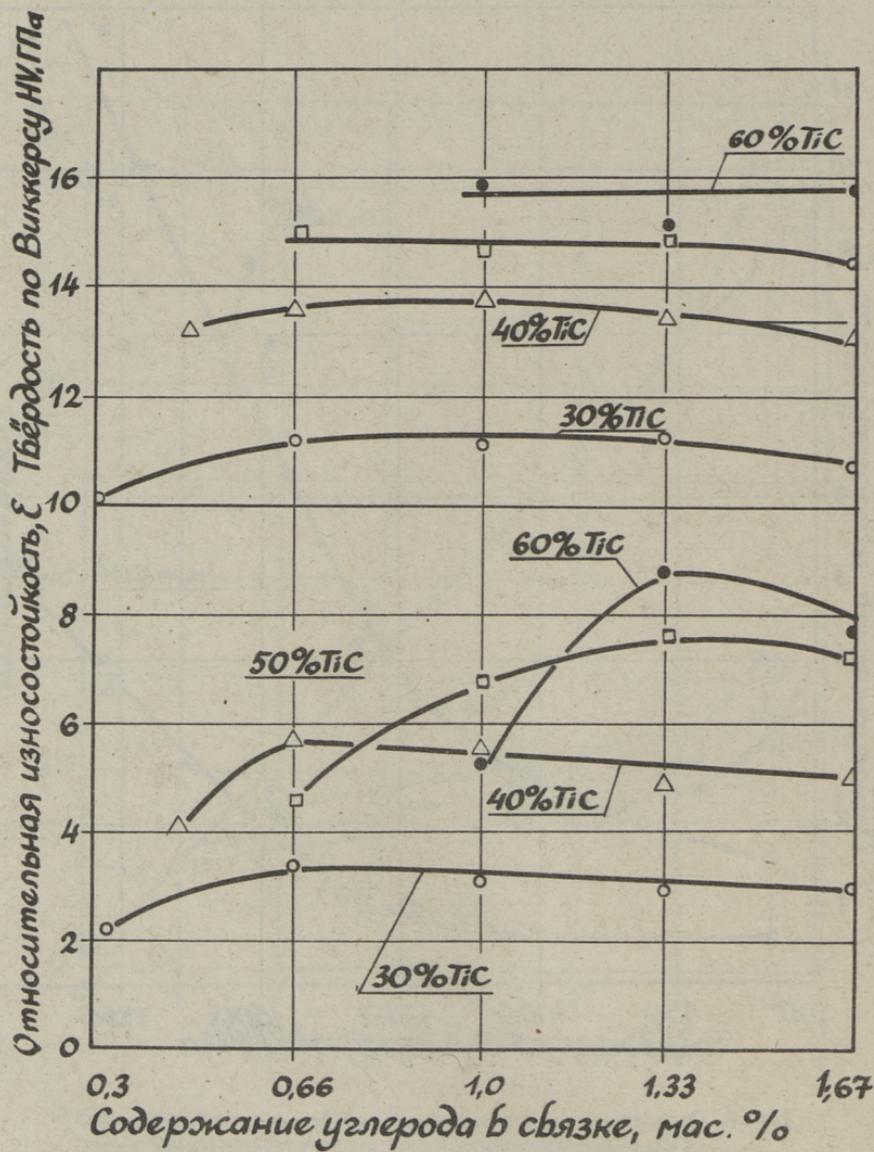


Фиг. 1. Твёрдость в зависимости от износостойкости материалов при испытании на песчаной шкурке, с твёрдостью зерен около 1000 кгс/мм<sup>2</sup>.  
 1 - чистые металлы и стали в отожженном состоянии;  
 2 - цементированные стали;  
 3 - высокоуглеродистые стали;  
 4 - среднеуглеродистые стали.

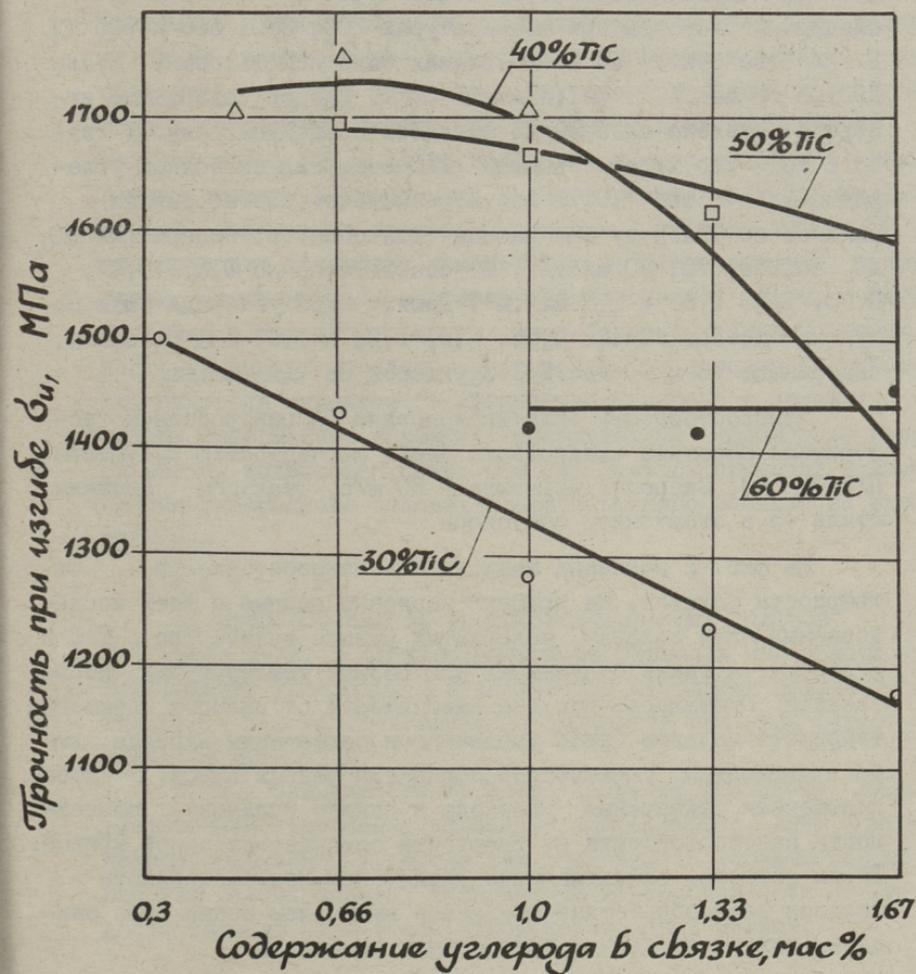


Фиг. 2. Относительная износостойкость  $\epsilon$  сплавов TiC - сталь X9C1, 5 в зависимости от их твердости при малых углах атаки 30 и 90°

- |                  |                  |
|------------------|------------------|
| ○ - 30 мас.% TiC | ○ - 60 мас.% TiC |
| △ - 40 мас.% TiC | ▲ - 70 мас.% TiC |
| □ - 50 мас.% TiC | ■ - 80 мас.% TiC |



Фиг. 3. Зависимость относительной износостойкости сплавов TiC-сталь X9C1,5 от содержания углерода в связке. Сплавы закаленные.



Фиг. 4. Зависимость прочности при изгибе сплавов TiC-сталь Х9С1, 5 от содержания углерода в связке. Сплавы закаленные.

Такой широкий диапазон твердостей был достигнут изготовлением сплавов, содержащих карбид титана в количестве 30 - 80 мас.%, разное количество углерода в связке (от 0,30 до 1,67 %) и применением термической обработки (закала с последующим отпуском при температурах 200, 350, 500 и 700 °C). В качестве связки во всех сплавах была использована сталь Х9С1,5 (9 мас.% Cr, 1,5 мас.% Si). Разное содержание углерода в связке сплавов достигалось введением сажи. В связи с тем, что использованный TiC содержал свободный углерод в количестве ~0,71 мас.%, начальный состав связки сплавов по углероду был разным (для сплавов, содержащих 30, 40, 50, 60, 70, 80 мас.% TiC соответственно 0,30, 0,47, 0,70, 1,0, 1,63 и 2,8 мас.%). Дошихтовкой углерода были получены составы связки 0,66, 1,0, 1,33 и 1,67 % C. В сплавы, содержащие 70 и 80 мас.% TiC, углерод не добавляли.

Износостойкость была исследована на центробежном ускорителе абразива (кварцевого песка зернистостью 0,1-0,3 мм) ЦУК-3М [5]. Скорость абразива - 80 м/с. Эталонем служила сталь 45 в отожженном состоянии.

На фиг. 2 показана зависимость износостойкости от твердости сплавов. На графики нанесены данные о всех исследованных нами сплавах, содержащих разное количество TiC и углерода, а также отпущенных при разных температурах после закалки. Оказалось, что вне зависимости от способа повышения твердости сплавов (либо увеличением содержания карбида, либо применением термической обработки разных видов, либо повышением содержания углерода в связке сплавов), зависимость износостойкости от твердости описывается одной кривой. Таким образом, эффективность увеличения износостойкости сплавов термообработкой оказалась выше, чем можно было ожидать, исходя из данных, приведенных на фиг. 1.

Каково же влияние содержания углерода на твердость и износостойкость сплавов TiC-сталь? Из данных на фиг. 3 видно, что повышение содержания углерода в сплавах может обеспечить дополнительное увеличение износостойкости. Однако чрезмерное легирование углеродом приводит к уменьшению не только износостойкости (см. фиг. 3), но также и прочности сплавов (фиг. 4). Наиболее подходящими оказались добавки 0,3-0,6 мас.% сажи, вне зависимости от содержания кар-

бида титана, а, следовательно, и исходного содержания углерода в связке сплавов. Такое легирование не понижает в значительной мере прочности сплавов, но значительно увеличивает износостойкость (в 1,4-1,7 раз). То обстоятельство, что максимумы износостойкости наблюдаются у сплавов при разных исходных (шихтованных) содержаниях углерода в связке, можно объяснить тем, что одинаковое шихтованное количество углерода в порошковых смесях (по отношению к металлической связке) после спекания не сохраняется. Это связано с применением разных (оптимальных) режимов размола для порошковых смесей, содержащих разное количество карбида титана [6], что приводит к разному измельчению и, следовательно, к окислению металлической составляющей порошковой шихты. Сажа, вводимая в порошковую шихту, имея большую удельную поверхность, защищает металлические частицы от окисления. Однако для шихтовки одинакового количества углерода в сплавах с разным содержанием карбидной составляющей необходимо ввести разные количества сажи. Все эти факторы приводят к изменениям углеродного баланса сплавов разного состава во время спекания.

### В ы в о д ы

1. Износостойкость термообрабатываемых сплавов TiC-сталь можно в значительной мере повысить при помощи легирования углеродом в относительно небольших количествах (0,3 - 0,6 мас.% в связке). Прочность при этом существенно не понизится.

2. Вне зависимости от вида повышения твердости (либо увеличением содержания карбидной составляющей, либо увеличением содержания углерода или применением термической обработки разных видов), зависимость износостойкости от твердости сплавов TiC-сталь описывается одной кривой.

### Л и т е р а т у р а

1. К ю б а р с е п п Я.П., В а л ь д м а Л.Э. Некоторые данные о гидроабразивном износе спеченных материалов типа карбид титана-сталь. - Тр. Таллинск. политехн ин-та, 1978, № 455, с. 57-66.

2. В а л ь д м а Л.Э., К ю б а р с е п п Я.П., П о с т Т.Б. Износостойкость сплавов TiC-сталь в гид-

роабразивной струе. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1980, № 494, с. 41-48.

3. К ю б а р с е п п Я.П., В а л ь д м а Л.Э., А р е н с б у р г е р Д.С. Износостойкость твердых сплавов с термически упрочняемыми связками. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1981, № 516, с. 49-55.

4. Т е н е н б а у м М.М. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин при абразивном изнашивании. М., Машиностроение, 1966, 332 с.

5. К л е й с И.Р. Центробежный ускоритель ЦУК-3М для определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозии. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1970, сер. А, № 294, с. 23-33.

6. А р е н с б у р г е р Д.С., К ю б а р с е п п Я.П. Изучение условий размола порошковых смесей TiC-Fe-Cr.-Порошковая металлургия, 1978, № 10, с. 6-9.

J. Kübarsepp,  
L. Valdma,  
T. Post

An Investigation into the Possibilities  
to Increase the Wear Resistance  
of Steel-Bonded Hard-Facing Alloys

Summary

The wear rate of hard-facing sintered steel-bonded titanium-carbide alloys was investigated in a stream of quartz sand. The various hardness of these alloys (from 580 up to 1940 kgf/mm<sup>2</sup>) was got by increasing the content of titanium-carbide and carbon in the alloy and by using thermal treatment. A small quantity of carbon (0.3-0.6 % per unit steel bond) will increase the wear resistance (1.4-1.7 times) without essentially decreasing the bending strength of these hard-facing alloys.

## С о д е р ж а н и е

I.	Профессору Х.Х. Лепиксону 70 лет.....	3
2.	И.Р. Клейс, Р.Р. Мяги. Характеристика геометрии абразивного зерна.....	7
3.	Л.А. Юксти. Физико-химические аспекты механизма изнашивания металлов в потоке влажного абразива.....	19
4.	Л.Б. Овсянникова. К математической модели объемного износа рабочих колес ЦКМ.....	29
5.	М.Э. Аяотс, Р.Х. Лэас. Экспериментальное исследование газового вытеснения масла из пор в зазор миниатюрных спеченных подшипников...	35
6.	Ф.Ф. Ангельшток, Р.Х. Лэас. Макро- и микрогеометрия рабочей поверхности миниатюрных спеченных подшипников скольжения.....	43
7.	М.Э. Аяотс, Х.П. Мельдре. Статические характеристики трения миниатюрных цилиндрических направляющих скольжения.....	49
8.	Р.А. Лаанеотс. Измерение линейного износа миниатюрных образцов.....	59
9.	В.И. Кортел, Р.А. Лаанеотс, М.В. Лепре. Измерение толщины и формы масляных капель при испытании миниатюрных пар трения.....	69
10.	Т.А. Тийдеманн, Т.М. Реми, А.Ю. Тийман. О расчетной модели режущей струны.....	75
11.	П.К. Каллас, П.А. Куду. Влияние пористости на абразивную эрозию спеченной стали.....	81
12.	П.А. Куду, П.К. Каллас. Износостойкость детонационных покрытий не спеченных сталях.....	89
13.	Я.П. Кюбарсепп, Л.Э. Вальдма, Т.Б. Пост. Исследование возможностей повышения износостойкости твердых сплавов TiC-сталь.....	95



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Труды ТПИ № 560

ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ

Машиностроение ХП

Редактор Ю. Тадолдер. Техн. ред. М. Тамме

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 10.05.83

Подписано к печати 30.11.83

Формат 60x90/16. Печ. л. 6,5 + 0,5 прил. Уч.-изд. л. 5,4

Тираж 300. МВ-06196

Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9. Зак. № 727

Ц е н а 80 коп.



EESTI AKADEEMILINE RAAMATUKOGU



1 0200 00089803 5

Цена 80 коп.