Ep.6.7



ISŞN 0136-3549 0320-3417

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI

TOIMETISED

# ТРУДЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

TRANSACTIONS OF TALLINN TECHNICAL UNIVERSITY

ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ

ХУ

TALLINN 1989





**ALUSTATUD 1937** 

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED

TRANSACTIONS OF TALLINN TECHNICAL UNIVERSITY

ТРУДЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

to see the manage more decoder

УДК 620.170

ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ ХУ

arrain a constant

TALLINN 1989

ТАЛЛИННСКИЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ Труды ТТУ № 690 ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ ХУ

На русском языке

Отв. ред. Ю. Тадольдер Техи. ред. Ю. Тадольдер Техи. ред. А. Андриевская Сборник утвержден коллегней Трудов ТТУ 04.01.89 Подписано к печати 9.10.89 МВ-06014 Формат 80х90/18 Печ. л. 7.25+0,5 Уч.-жнед. л. 6.2 Тираж 300 Зак. № 590 Ц е н а 1 руб. 20 коп. Таллиннский технический университет 200108 Таллина, Эхитаяте тез, 5 Ротаприят ТТУ, 200006 Таллина, ул. Коскла 2/9

С Талльчиский технический университет, 1989

#### № 690

#### TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED

ТРУЛЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УДК 539.375.6

И.Р. Клейс, Т.М. Реми, Х.Ф. Кангур

# ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ УДЕЛЬНОЙ ЭНЕРГИИ ЛУНКООБРАЗОВАНИЯ РАЗЛИЧНЫМИ ИНДЕНТОРАМИ

В одной нашей ранней работе [I] показано, что в случае сферического индентора удельная энергия лункообразования  $\varepsilon_0$  у металлов не зависит от скорости удара. Удельная энергия показывает, сколько кинетической энергии индентора затрачивается на образование единицы объема ударной лунки. Представляет интерес, зависит ли  $\varepsilon_0$  от формы ударной лунки или же этот показатель является универсальной константой металла.

Для проведения опытов с коническими, пирамидальными и сферическими инденторами была создана маятниковая установка (рис. I), которая позволяет получить ступенчато регулируемый диапазон энергии удара в пределах О-I,6 Дж. Маятниковая установка состоит из массивного корпуса I, маятника 2 и фиксирующего механизма маятника 3. Высота падения маятника измеряется штангенрейсмасом. Образцы, в виде пластин из исследуемого материала, крепятся в держателе массивного корпуса и фиксируются гайкой. Маятник, представляющий собой стержень, вращается на двух шарикоподшипниках вокруг оси хх, имеет в нижнем конце держатель для инденторов 5.

Ступенчато регулируемые положения маятника достигаются с помощью фиксирующего механизма, состоящего из зубчатого колеса и фиксатора.

Основными материалами для опытов являются сталь 45, медь МІ и дюралюминий ДІ6Т. Инденторы изготавливаются из стали У8А с твердсстью НРС 58-62 и различаются по форме: пирамидальные с углом при вершине 60 и 90°, конические с углом 60 и 90°, сферические с радиусом 1,25 мм.

3





Рис. 1. Маятныховая установка:

- а общий вид, б схема,
- 1 корпус, 2 маятник, 3 фиксирук ший меланизм, 4 образац, 5 индентор.

Энергия удара маятника Wo определяется по формуле:

$$N_0 = m \cdot q \cdot l_{ci}$$
, (I)

где m - масса маятника;

q - ускорение свободного падения;

L: - высота падения маятника (рис. 2).

Удельная энергия лункообразования е равна

$$e_0 = \frac{W_0}{V}, \qquad (2)$$

где V - объем ударной лунки.

Измерение и определение объема ударной лунки производится по методике; приведенной в [2].

У данной маятниковой установки возникают заметные потери энергии изза того, что нельзя использовать достаточно массивный образец и шабот. Чтобы получить правдоподобные данные, следует ввести поправку, учитывающую потери.





По классической механике на деформацию расходуется следующее количество энергии Е<sub>a</sub>:

$$E_{g} = 0.5 \frac{m_{1} \cdot m_{2}}{m_{4} + m_{2}} v^{2} (1 - \varepsilon^{2}).$$
(3)

На потери шабота соответственно:

$$E_{w} = 0.5 m_{2} \left[ \frac{m_{1} \vee (1 + \varepsilon)}{m_{1} + m_{2}} \right]^{2}$$
(4)

где m, - масса ударника,

т2- масса образца и шабота,

є - коэффициент восстановления при ударе,

V - скорость удара.

Обозначая m2=9m, можно выразить поправочный коэффициент ч:

$$\Psi = \frac{E_g + E_w}{E_g} = 1 + \frac{(1 + \varepsilon)^2}{(1 + \varphi)(1 - \varepsilon^2)}.$$
 (5)

Предпосылкой применения формулы (5) является использование массивного и целого шабота. При данной конструкции маятниковой установки в системе крепления образца имеются некоторые элементы, причиняющие дополнительные потери энергии на трение и деформирование. Поэтому вместс формулы (5) мы использовали для определения поправочного коэффициента метод свободного падения индентора. При этом на массивный образец падал с высоты 0,4 м ударник, имеющий форму пирамиды или конуса.

Таблица І

Результаты по определению удельной энергии е с (Дж/мм<sup>3</sup>) на маятниковой установке

Mamanita	DODNA NHICHTODA	При э	При энергии удара,			
marephan	Topma migeniopa	0,12	0,32	0,61	0,84	
Сталь 45 НV I60	Конус, $\alpha = 90^{\circ}$ Конус, $\alpha = 60^{\circ}$ Пирамида, $\alpha = 90^{\circ}$ Пирамида, $\alpha = 60^{\circ}$ Сфера, $R = I,25$ мм	3,3 3,8 3,5 4,2 3,I	3,2 3,8 3,4 4,2 3,0	3,4 3,2 3,3 3,8 3,0	3,4 3,3 3,4 3,8 3,5	
Медь МІ Н∨ 104	Конус, $\alpha = 90^{\circ}$ Конус, $\alpha = 60^{\circ}$ Пирамида, $\alpha = 90^{\circ}$ Пирамида $\alpha = 60^{\circ}$ Сфера, R = I,25 мм	I,9 I,8 I,9 I,8 I,9	I,6 I,6 I,7 I,6 I,6	I,7 I,5 I,6 I,7 I,5	I,8 I,5 I,7 I,6 I,9	
Дюраль ДІбТ НV 144	Конус, $\alpha = 90^{\circ}$ Конус, $\alpha = 60^{\circ}$ Пирамида, $\alpha = 90^{\circ}$ Пирамида, $\alpha = 60^{\circ}$ Сфера, $R = I,25$ мм	2,2 2,4 2,2 2,4 2,3	2,I 2,0 2,2 2,1 2,1	2,3 2,0 2,2 2,2 1,9	2,I 2,0 2,I 2,3 2,2	

Примечание: по источнику [I], при испытании стальными шариками  $\phi$  I,6 мм (v = 130 м/с), получены следующие значения  $e_{o}$ : сталь 45 -  $e_{o} = 4$ , I Дж/мм<sup>3</sup>, медь МІ -  $e_{o} = 1,7$  Дж/мм<sup>3</sup> и дюраль ДІбТ -  $e_{o} = 2$ , I Дж/мм<sup>3</sup>.

При сравнении результатов маятниковой установки и установки свободного падения ударника определялась величина поправочного коэффициента. Для вышеуказанных материалов  $\psi = 1,88$ . Средние результаты З...5 опытов приведены в таблице I.

Проведенные предварительные эксперименты с тремя металлами показали, что у них удельная энергия лункообразования от формы индентора не зависит. Это значит, что е о можно рассматривать как универсальную константу, характеризующую пластические свойства металла. Эксперименты с другими сплавами будут продолжены по изложенной методике.

# Литература

I. Клейс И.Р., Кангур Х.Ф. Экспериментальное и расчетное определение глубины повреждений от удара сферического индентора // Трение и износ. 1987. Том 8, № 4. С. 605-613.

2. Кангур Х.Ф., Клейс И.Р. Экспериментальное исследование геометрии ударных лунок // Тр. Таллиннск. политехн. ин-та. 1985. № 609. С. 3-12.

#### I. Kleis, T. Remi, H. Kangur

# Jalje tekkimise erienergia maaramine erineva kujuga indentorite puhul

Kokkuvõte

Kaesolevas artiklis on kasitletud jälje tekke erienergia määramist kooniliste, sfääriliste ja puramidaalsete indentorite puhul.

Katsed kolme erineva metalliga naitasid, et erienergia ei sõltu jälje kujust ning et teda võib käsitleda kui metalli plastilisi omadusi iseloomustavat konstanti.

I. Kleis, T. Remi, H. Kangur

Determination of Specific Energy of Impact Crater Formation in Dependence on Indentor Shape

#### Abstract

This work was aimed at the determination of the specific energy of indentation for indentors of pyramidal, conical and spherical shape.

The results of the experiments prove that for a certain material the specific energy of indentation is independent of indentor shape and can be regarded as a universal constant of this material.

₩ 690

#### TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED

## ТРУЛЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УДК 629.193.13

Р.-Р.Р. Эллермаа

# АНАЛИЗ ТЕОРИЙ ГАЗОАЕРАЗИВНОГО ИЗНАШИВАНИЯ МЕТАЛЛОВ

В настоящее время существует целый ряд установок, которые работают в абразивной среде (дезинтеграторы, вентиляторы и т.п.). Для выбора подходящего конструкционного материала и прогнозирования ресурса работы их узлов и деталей нужно иметь методику расчета на эрозионный износ. Проблемами эрозионного изнашивания занимаются только последние 50 лет, но до сих пор нет однозначной теории. Проводено много испытаний и опубликован ряд теорий и гипотез, однако единой методики для расчета деталей на эрозионный износ пока нет.

Целью настоящей работы является обзор имеющихся теорий эрозионного изнашивания и определение возможности их использования в инженерных расчетах.

Одна из первых теорий эрозионного изнашивания принадлежит И.К. Лебедеву [4]. Для создания расчетной модели эрозионного изнашивания он полагает, что механизм износа сводится к сумме большого числа элементарных процессов микрорезания. В теории принимаются следующие предположения:

I) все абразивные частицы до удара имеют скорость и направление, равные скорости и награвлению воздушного потока;

2) абразивные частицы до удара не отклоняются от своего курса, это соответствует поведению больших частиц;

 абразивное зерно рассматривают как абсолютно твердое тело, которое не разрушается и не деформируется во время удара;

4) учитывают, что частицы имеют нерегулярную форму со многими острыми вершинами, из которых одна или многие во время удара царапают изнашиваемую поверхность.

9

Описание этой модели имеет вид

$$I_{k} = \frac{f(1-k)}{2 \cdot \sigma_{c} \cdot \epsilon^{m}} v^{2} (\sin \alpha \cdot \cos \alpha - k \cdot f \cdot \sin^{2} \alpha), \quad (I)$$

где І. - интенсивность изнашивания;

- f коэффициент трения между соударяющимися телами;
- к ньютонов коэффициент восстановления;
- оо условный предел текучести при сжатии;
- Е коэффициент усадки стружки;
- m показатель политропы пластического сжатия;
- с. угол атаки;
- V скорость абразива.

Приведенная теория имеет ряд недостатков, которые снижают ее достоверность. Во-первых, по формуле интенсивность изнашивания при угле атаки 90° отсутствует, что противоречит результатам испытаний. Во-вторых, коэффициент трения f принят постоянным, но, как ныне известно, f зависит от угла атаки частиц. В-третьих, в теории предполагается, что все частицы режут поверхность изнашиваемого материала. Это противоречит исследованиям И.Р. Клейса, который выяснил, что процент частиц, режущих стружку материала, зависит от угла атаки и колеблется в пределах 100...53 % при угле атаки 3°...30° [3].

Теория И.А. Финни [14, 15] во многом похожа на теорию И.К. Лебедева и основывается также на концепции микрорезания. Предполагается, что:

I) соотношение между вертикальной и горизонтальной компонентами силы реакции материала константное;

2) вращение частицы минимальное;

3) модель расчета действует только при углах атаки меньше 45°.

По И.А. Финни:

$$I_{k} = \frac{c \cdot v^{2}}{2\psi P} \left[ \frac{2}{K} (\sin 2\alpha - \frac{2}{P} \sin^{2} \alpha) \right] \text{ npu } \alpha \leq \tan^{-1} \frac{P}{2}; \quad (2)$$

$$I_{k} = \frac{c \cdot v^{2}}{2\psi P} \left[ \frac{\cos^{2} \alpha}{1 + m \cdot r^{2} / I} \right] \text{ npu } \alpha > \tan^{-1} \frac{P}{2}; \quad (3)$$

$$P = K / (1 + m \cdot r^{2} / I), \quad (4)$$

- где с процент режущих частиц;
  - ч соотношение между контактной глубиной и режущей
     глубиной;
  - Р горизонтальная компонента напряжения текучести;
  - К соотношение между вертикальной и горизонтальной компонентами силы реакции;
  - I инерционный момент вокруг центра тяжести;
  - m масса одной частицы;
  - р радиус частицы.

Формула (2), которая действительна при малых углах атаки, соответствует случаям, когда частица сохраняет некоторую тангенциальную составляющую скорости. Формула (3) соответствует случаю, когда частица не сохраняет тангенциальную составляющую скорости.

Недостатки этой теории такие же, как и в теории И.К. Лебедева, то есть при прямом внедрении частицы интенсивность изнашивания отсутствует, процент релущих частиц принят постоянным, соотношение между вертикальной и горизойтальной компонентами силы реакции примято постоянным.

Дж. Г. Биттер [13] усовершенствовал теорию эрозионногс изнашивания деформационным механизмом измашивания для объяснения износа при прямом внедрении. По его теории материал удаляется двумя способами: микрорезанием и передеформированием. Его модель расчета состоит из трех уравнений:

$$I_{d} = (v \cdot \sin \alpha - K)^{2} / (2 \cdot \varepsilon); \qquad (5)$$

$$I_{11} = \frac{2 \cdot C \left( v \cdot \sin \alpha - K \right)^2}{\sqrt{v \cdot \sin \alpha}} \left( v \cdot \cos \alpha - \frac{C \left( v \cdot \sin \alpha - K \right)^2 \cdot P}{\sqrt{v \cdot \sin \alpha}} \right); \quad (6)$$

$$I_{12} = \left[v^2 \cos^2 \alpha - K_1 (v \cdot \sin \alpha - K)^{3/2}\right] / (2p); \tag{7}$$

- $I_{k} = I_{d} + I_{11} \quad \text{npu} \quad \alpha \leq \alpha_{0}; \tag{8}$
- $I_{k} = I_{d} + I_{12} \quad npu \quad \alpha > \alpha_{0}, \qquad (9)$

## где К - предельная скорость упругого удара; ъ - удельная энергия деформационного изнашивания;

- удельная энергия изнашивания микрорезанием;
- С, K<sub>1</sub> константы, зависящие от свойств материала и абразива;
  - A. угол атаки, при котором горизонтальная составляющая скорости превращается в нуль.

Удельные энергии деформационного изнашивания и изнашивания микрорезанием необходимо определять из опытов.

Недостатком этой теории можно считать то, что для расчета интенсивности изнашивания нужно проводить предварительные испытания для определения коеффициентов & и р. Кроме того, искомые параметры зависят не только от свойств материала, но и от геометрической формы абразивных частиц.

Е.Ф. Непомнящий [8] рассматривает эрозионное изнашивание как процесс малоцикловой усталости или микрорезания.

Принимается, что все частицы сферические с одинаковым радиусом и массой и соударяются они с поверхностью под одним углом и с одинаковой скоростью. Общий вид расчетной формулы при усталостном изнашивании:

$$I_{k} = \frac{1.75 \, \rho_{A}^{3/4}}{e_{0}^{2}} \left( \frac{v \cdot \sin \alpha}{\sqrt{c \cdot \sigma_{T}}} \right)^{7/2} \frac{(1+k'f)}{(1-k'f)} (\cot \alpha - f), \quad (10)$$

при микрорезании

$$I_{k} = 0.2 \rho_{A}^{1/4} \left( \frac{v \cdot \sin \alpha}{\sqrt{c \cdot \sigma_{T}}} \right)^{5/2} (\cot \alpha - f), \qquad (II)$$

где од - плотность абразива;

е. - относительное удлинение;

сот - твердость материала по Бринеллю;

k' - материальная константа.

Механизм удаления материала зависит от критического угла атаки

$$\sin \alpha_{kp} = \frac{e^2(1-k'f)}{4v(1+k'f)}\sqrt{\frac{3c\sigma r}{\rho_A}}$$
 (12)

При « « « и ир следует пользоваться формулой (IO), в противном случае формулой (II). Как видно из рассмотрения формул (IO) и (II), они имеют ограничения для использования: I. 1-k'f>0;

2. ctga-f>0.

Из первого ограничения зытежает, что f < 0, II, а это в свою очередь значительмо ограничивает использования данной теории, потому что в большинстве случаев f = 0, 2... ...0,6. Кроме этого f не постоянный как примято в дакной теории, а зависит от угла атаки.

Б.Е. Стыллер [16] использует для создания расчетной модели абразивной эрозии теорию Е.Ф. Непомиящего. При создании модели было принято также допущение, что поверхмость изнашивается абсолютно косткими сферическими частицами. Все эти частицы имеют одинаховые скорость и угол атаки. Каждая частицы действует саместоятельно. При усталостном изнашивании формулу для расчета можно представить в зиде

$$I_{k} = \frac{15}{16\pi e_{0}^{2}} \left( \frac{P_{A}(v \cdot \sin\alpha)^{2}}{3 \cdot c \cdot \sigma_{T}} \right)^{7/4} \frac{(1+k'f)}{(1-k'f)} (\cot\alpha - f), \quad (13)$$

при микрорезании в зиде

$$I_{k} = \frac{15}{32} \left( \frac{P_{A}(v \cdot \sin \alpha)^{2}}{3 \cdot c \cdot \sigma_{T}} \right)^{5/4} (\cot \alpha - f) .$$
 (14)

Формули (13) и (14) имеют такие же ограничения для использования, как (10) и (11). Чтобы учесть геометрию зерна абразива Е.Е. Стыллер рекомендует использовать методику Дж. Г.А. Биттера, в ксторой плотность абразива замемяется условной плотностью. Коэффициент тремия вычисляется по формуле

$$f = \frac{v \cdot \cos \alpha - v_f \cos \alpha p}{v \cdot \sin \alpha + v_f \sin \alpha p},$$
 (15)

где V<sub>f</sub> - скорость частицы после удара; «р - угол отскока частицы.

Как видно из (15), коэффициент тремия зависит и от угла атаки и от скорссти абразива. Это змачит, что для использования данной теории нужно определить змачения † при издом угле атаки отдельно, что эначительно затрудияет применение теории Е.Е. Стылиера. По В.Н. Макарову [6, 7] процесс эрсзионного изнашивания протеквет при стохастическом взаимодействии частиц с поверхностью преграды – случайными являются количество и расположение единичных участков взаимодействия частиц с поверхностью в каждый момент времени, в также частота соударений частиц с одним и тем же участком. В теории приняты следующие допущения: частицы абсолютно жесткие, распределены в потоке случайным образом, средняя массовая комцентрации частиц постоянна, каждая частица взаимодействует с преградой только одии раз. Расчетиая формула имеет ококчательный вид

$$I_{k} = \frac{v^{2} \sin^{2} \alpha}{3 \cdot \sigma_{\tau}} (1, 1 \cdot (\cot \alpha - f) \sqrt{v \cdot \sin \alpha} \sqrt{0, 22 \rho_{A} / \sigma_{\tau}} + 1).$$
 (16)

Как видно из формулы (16), она также имеет ограничения: cota -f > 0 и коэффициент трения принят постоянным.

По И.Б. Червякову [10] интенсивность изнашивания в области скользящего потока ( $0^{\circ} < \propto < 30^{\circ}$ ) однозначно связяна с объемом лунки: с увеличением объема лунки интенсивность измашивания увеличивается. В области угла этаки  $45^{\circ} < \propto < 90^{\circ}$ интенсивность изнашивания уменьшается с увеличением числа циклов магружения, предшествующих разрушению. Основные положения пострознной математической модели сводятся к следующему:

I. Образование частицы износа происходит по описанному механизму, в результате многократного пластического передеформирования материала. Отделение материала в результате одного актя соударемия рассматривается как предельный случай и формально включается в общую схему.

2. Объем частиц износа пропорционален объему материала, деформированному при одном акте соударения. Для упрощения расчотов предполагается, что объем деформированного материала равен объему лунки.

Математическая модель изнашивания матэриала в потоке твердих частиц имеет следующий вид:

$$I_{k} = \frac{H^{2}Lexp(-N/\lambda)}{5R^{3}P_{0}\rho_{\lambda}}; \qquad (17)$$

$$L = V \cdot \cos \alpha \cdot \tau + 2 \cdot \sin \alpha \sqrt{(2R - H)H}; \qquad (18)$$

$$H = v \cdot \sin \alpha \exp(-(n/q) a \tan(q/n))/k$$
 (19)

$$q = \sqrt{k^2 - n^2}, \qquad (20)$$

- где N нормальная составляющая силы реахции материала; R - радиус частицы;
  - Н, L глубина и длина лунки;
    - т длительность комтактного взаимодействия;
  - n, q. коэффициенты, зависящие от свойств материала и абразива;
  - λ, Р. структурные постоямные.

Использование данной модели затрудилет необходимость определения большого числа коэффициентов и также тот факт, что N не постояниа, а зависит от угла атаки.

В теории Г. Бекманиа для создамия расчетной модели использована гипотеза, что во время абразивного измашивамия металлов, удаленный объем пропорционалем работе сил адгезионных связей на поверхностном регионе материала [I, II, I2]. Допускается, что частицы имеют сферическую форму с радиусом R и массой го и частицы перед ударом ме вращаются. Интемсивности изнашивания можно представить в виде

$$I_{k} = \frac{3KF\tau_{0}}{4\pi\rho_{A}e_{s}} [6.81(h/R)^{0.5}2\rho_{A}v^{2}\cos^{2}\alpha/(3.HV) + 0.85(h/R)^{2}], \quad (21)$$

$$h/R = \sqrt{\frac{2\rho_A}{3HV}} \left[ v^2 \sin^2 \alpha - \frac{4E'}{5\pi\rho_A} (HV/E')^5 \right];$$
(22)

$$\frac{1}{E'} = \frac{1 - \mu_1}{E_1} + \frac{1 - \mu_2}{E_2}; \qquad (23)$$

$$\tau_0 = L\rho_m \ln \left( T_m / T \right) / 3; \qquad (24)$$

$$e_0 = k \perp p_M, \qquad (25)$$

где KF - козффициент формы; h - глубима царалины;



Рис. 1. Зависимость интенсивности изнашивания I<sub>k</sub> стали 20x13 (HV481) от угла атаки (v = 40 м/с): 1 - результаты испытаний; 2 - теория Дж.Г.А. Биттера; 3 - теория И.А. Финни; 4 - теория И.К. Лебедева; 5 - теория Е.Ф. Непомнящего; 6 - геория Г. Бекманна.



Рис. 2. Зависимость интенсивности изнашивания І<sub>К</sub> меди (HV86) от угла атаки (v = 29 м/с): 1 - результаты испытаний; 2 - теория Дж.Г.А. Биттера; 3 - теория И.А. Финни; 4 - теория И.У. Лебедева; 5 - теория Г. Бекманна.

е, - плотность энергии сдвига;

То - напряжение сдвига;

HV - твердость материала;

Е, Е, - модули упругости материала и абразива;

µ1. µ2 - коэффициенты Пуассона малериала и абразива;

L - теплота плавления материала;

Тт - температура плавления в кельвинах;

Т - температура среды в кельвинах;

k - константа материала;

Р. - плотность материала.

Для чистых металлов и сталей с твердостью до 150 кгс/мм<sup>2</sup> к = 21. Для получения k для более твердых сплавов построена номограмма [11].

Таблица І

Неизвестные величины в теориях эрозионного изнашивания

Автор теорий	Номера формул	Неизвестные величины
И.К. Лебедев	I	$k, f, \epsilon, m, \sigma_0$
И.А. Финни	2, 3, 4	C, Y, P, K
Дж. Г.А. Биттер	5,6,7,8,9	ε,ρ
Е.Ф. Непомняций	IO, II, I2	f
Е.Е. Стыллер	13, 14, 15	f
В.Н. Макаров	16	p contract and
И.Б. Червяков	17,19,19,20	N. J. P. T. n.k
Г. Бекманн	21,22,23,24,25	k

Таблица I показывает, что каждая теория содержит неизвестные величины, которых иет в справочниках. Чтобы сравмить приведенные теории с дамными испытаний, нужно прежде всего определить эти величины. Для этого с помощые симплекс-метода создама программа "SIMPL-E" [2]. Исключением являются теории Е.Е. Стыллера и И.Е. Червякова, в которых имеются величины ( f у Е.Е. Стыллера и N у И.Е. Червякова), не являющиеся константами, а зависят они от угла атаки частиц, так что их вычислить мевозможно по дажной программе.

Для проверки приведенных теорий использованы данные работ [5, 9]. На рис. I – 2 приведены графики по мекоторым материалам. На рисунках не показаны кривые теории В.Н. Макарова, точки которых маходились примерно в десять раз выте точек испытамий. Такая же тенденция обнаруживается и в теории Е.Ф. Непомаящего. Как видно из графиков, наилучшее совпадение с данными испытамий имеет теория Г. Бекманна. Кривые данных испытамий и эго теории имеют одинаковую форму. Этсюда можно сделать вывод, что после модифицирования можно использовать в инжемерных расчетах теорию Г. Бекманма.

# Выводы

I. Все твории газоворазивного изнавивания имеют неизвестные величины, которые можно определить только посредством опвтов.

2. Единственной теорией, которая дала хорошее совпадение с денными испытаний, была теория Г. Бекманна.

## Литература

I. Бекмани Г., Клейс И.Р. Новые ссновы расчета металлов на износ // Трения, износ и смазочные материалы. Труды Меддународной научной конференции. Ташкент, 22-26 мая 1985 г. М., 1985. Т. І., С. 205-210.

2. Бромштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для миженеров и учащихся втузов. М.: Наука, 1986. 544 с.

З. Хлейс И.Р., Ууэмийс Х.Х. Износостойкость элементов измельчителей ударного действия. М.: Машиностроение, 1986. 160 с.

4. Дебедев И.К. Золовой измос в котельных устамовнах и борьба с ним // Элекгрические станции. 1958. и II. C. 22-26.

5. Левии С.М. Исследование гавоабразивного изнаимвания конструкционных материалов в различных структурных и фазовых состояниях: Дисс. ... намд. техн. маук. М. 1978. 207 с.

6. Макаров В.Н. Расчет частоты взаимедействий при эрозионном измосе // Эмергоманиместроение. 1978. № 7. С. 38-39. 7. Макаров В.Н. Об эрозионном изнашивании энергооборудования // Энергомашиностроение. 1979, № 6, С. 35--39.

8. Непомияций Е.Ф. Трение и износ под воздействием струи твердых сферических частиц // Контактное взаимодействие твердых тели расчет сил трения и износа. М.: Наука, 1971. С. 190-200.

9. Тадольдер D.A. Об изнашивании технически чистых металлов в абразивной струе. Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04 Таллинн, 1966. 230 с.

IO. Червяков И.Б. Теория изнашивания материалов в потоке твердых частиц // Тр. ВИНХ и ГП им. И.М. Гупкина. М. 1985. Вып. 185. С. 39-45.

11. B e c k m a n n G.A. A theory of abrasive wear based on shear effects in metal surfaces // Wear. 1980. Vol. 59. N 2. P. 421-432.

12. Beckmann G., Gotzmann J. Analytical model of the blast wear intensity of metals based on a general arrangement for abrasive wear // Wear. 1981. Vol. 73, N 2. P. 325-353.

13. Bitter J.G.A., A study of erosion phenomena. Part II // Wear. 1963. Vol. 6, N 2. P. 169-190.

14. Finnie I. Erosion of surfaces by solid particles // Wear. 1960. Vol. 3, N 2. P. 87-103.

15. Finnie I., Levy A., McFadden D.M. Fundamental mechanisms of the erosive wear of ductile metals by solid particles // Erosion: Prevention and useful applications, ASTM STP 664, Vail, Colo., 24-26 Oct. 1977. Fhiladelphia, Pa., 1979. P. 36-58.

16. R a t n e r S.B., Styller E.E. Characteristics of impact friction and wear of polymeric materials // Wear 1981. Vol. 73, N 2. P. 213-234.

# Metallide erosioonkulumise teooriate analuus

#### Kckkuvote

Artiklis kirjeldatakse ja analüüsitakse kaheksat metallide erosioonkulumise teooriet. Tuuakse graafikud, mis käsitlevad vaadeldud teocriate võrdlust katseandmetega. Järeldatakse, et paremaid tulemusi annab G. Beckmanni energeetiline kulumisteooria.

R.-R. Ellermaa

## Analysis of Theories of Erosion of Metala

#### Abstract

Eight different theories of erosion of metals were analysed and compared with test results. The conclusion was made, that the best result was given by G. Beckmann's energy theory. ₩ 690

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED TPYIN TALINHHCKOFO TEXHIYECKOFO YHIBEFCUTETA

> УДК 621.002.3:678.4]:620.178.16 А.Я. Палласе

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМА НАГРУЖЕНИЯ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ ЭРОЗИОННОГО ИЗНАШИВАНИЯ ЭЛАСТОМЕРОВ

Эластомеры находят все более широкое применение в качестве износостойких покрытий [10, 15], но в литературе недостаточно справочных данных об износостойкости эластомеров для разных условий внешнего воздействия, а предлагаемые для расчетов на износ формулы содержат константы и физико-механические характеристики, значения которых надо выбирать из таблиц и определять экспериментально. Все это приводит к трудностям при выборе конструктором материала для покрытий.

В статье приводятся некоторые экспериментальные данные по испытанию эласточеров на установке ЦУК-ЗМ [5]. Испытанные резины и их характеристики даны в табл. І. В качестве абразива использованы электрокорунд 25Д (ГОСТ 3647--80) и нормальный песок (ГОСТ 6ї39-78).

Глявное внимание уделялось режимным факторам, таким, как скорость струи абразива у и угол этаки с. Испытания проводились на образцах, которые вырезались из резины толциной S = 2 +0, I мм. В держатель вставляли по два образиа, чтобы исключить влияние подложки на жесткость обрезца. Поверхность образцов обезжиривали спиртом и выдерживали 15 минут, после чего взвешивали на лабораторных весах ЛР-200 2 кл. точности, а затем испытывали на ЦУК-ЗМ. Одновременно испытывали 15 образцов из 5-ти материалов при опинаковом угле атаки (по три образца из одного материала). Перед очередным эзвешиванием образцы из резины промывались проточной водой, сушились, протирались спиртом и выдерживались 15 мин. Изнашивание образцов производилось до появления стационарного режима износа. В этом режиме проводились две серии опытов. Обработка результатов прсизводилась на ЭВМ. Методом наименьших квадратов рассчитывались коэффициенты к и т в

21

	01 .	CES					
ица I	Твердость Шору А Н, усл. ед	84	76	ξĐ	60	20	
Табл	Относитель- ное удлине- ние при разрыве Ео, %	125	I63	330	455	640	
резин	Эластич- ность по отскоку Э, %	41	na of 1 na of 1 na paga na paga	40	37	67	
актеристики	Временное сопротив- ление разрыву о <sub>0</sub> , МПа	5,6	8,9	6,8	I2,6	I9,3	
ческие хара	Объемное содержа- ние на- полните- ля, %	57	ន្ល	42	66	99 Se	
з ико-механи	Объемное содержа- ние кау- чука, %	58	11 44	43	ß	ŝ	
Состав и фи	Тип каучука	CKC-30APKM-15 CKU-11 CKU-26+IIBX-30	CKU-3 CKC-30	CHC-30 30APHM-I5	CKC-30APKM-I5 CKU-3C	HK CKM-3C	
	обозна- чение резины	<b>fi</b> 14	% IS	₩ 175	16 93	M 351	

уравнении интенсивности изнашивания от скорости струи a6-I = ку<sup>m</sup> (см. табл. 2). Коэффициент вариации разива Deзультатов испытаний V составлял в среднем 10-15 %.



Рис. 1. Зависимость интенсивности Рис. 2. Зависимость интенсивности изнашивания резин от угле. в струе корунда 25Д: 1 - V = 102 m/c, 2 - V = = 75 M/c, 3 - V = 51 M/c.

изнашивания резки от угла о в струе песка (ГССТ 6139-78). Остальные обозначения см. рис. 1.

a, 2pad.

Опыты проводились со скоростями 51, 75 и 100 м/с, так как при V < 50 м/с износ эластомеров незначительный 173. В этом диапазоне коэффициент m оставался постоянным в отличие от гидроабразивного изнашивания, которому xaрактерно изменение т при переходе критической скорости CIOJ.

a. 2Dad.

Другим важным фактором, оказывающим влияние на износ, является угол атаки, который влияет на механический эквивалент давления П и на коэффициент трения при ударе f [16].

Таблица

2

Экспериментальные значения кооффициентов к и показателя степени и в уравнении интенсивности изнашивания  $I=\kappa\nu^m$ 

Обозна-	Beau-		Электрокору	нд 25Д		Hot	омальный пес	OCK
чение	нини	a =150	oi = 30 <sup>0</sup>	$ct = 45^{0}$	ce = 150	$\alpha = 30^{0}$	$\alpha = 45^{\circ}$	$\alpha = 60^{0}$
16 I4	× 8	837.10 <sup>-4</sup>	261.10 <sup>-4</sup>	I43.I0 <sup>-4</sup>	2503.10 <sup>-0</sup> 282	1534.10 <sup>-6</sup>	597.10 <sup>-6</sup>	321.10 <sup>-6</sup>
gI 🕷	X	89.7.10-4	164,4.I0 <sup>-4</sup>	2,25.10 <sup>-4</sup>	42,2.I0-6	64.7.10 <sup>-6</sup>	 I2I,3.I0 <sup>-6</sup>	63,3.I0 <sup>-6</sup>
175 W	E -x	2,20 313.10 <sup>-4</sup>	1,95 $106.7.10^{-4}$	2,66 127.5.10 <sup>-4</sup>	3,26 58,9.10 <sup>-6</sup>	3,I 211,I.10 <sup>-6</sup>	2,79 56.10 <sup>-6</sup>	2,90 74,2.10 <sup>-6</sup>
2	E	2,0	2,14	I,85	3,28	2,9	3,0	2,86
JF 93	× E	44.I0 <sup>-4</sup> 2,25	27,7.10 <sup>-4</sup> 2,22	22,2.10 <sup>-4</sup> 2,07	174,4.10 <sup>-6</sup> 2,89	251,7.10 <sup>-6</sup> 2,74	2,08.I0 <sup>-6</sup> 3,69	29,4.I0 <sup>-6</sup> 2, <i>9</i> 7
N 351	×	I44,5.10 <sup>-4</sup>	I8,3.I0 <sup>-4</sup>	7.I0 <sup>-4</sup>	144,3.I0 <sup>-6</sup>	9-01.7.e	0,7.I0 <sup>-6</sup>	4,6.10 <sup>-6</sup>
	Æ	I,98	2,34	2,38	3,05	3,54	4,0	4,6

Эксперименты различных авторов [2, 4, 10, 13] показывают, что максимум на кривой интенсивности изнашивания для резин находится в диапазоне углов атаки от 10 до 30. С повышением твердости резины происходит смещение максимума адоль оси углов атаки в сторону увеличения угла с. Эксперименты по определению коэффициента трения при ударе f в зависимости от угла атаки показывают, что коэффициент трения (для резин) увеличивается с уменьшением угла атаки. Этим объясняется смещение максимума на кривой интенсивности износа [16].

Наши опыты с резинами показали, что максимум находится при углах атаки  $10-20^{\circ}$  (рис. I). При испытании в струе окатанного абразива (при  $\infty = 15-60^{\circ}$ ) все материалы дали убывающую ветвь кривой (рис. 2). Точное место максимума нами не определялось, так как это не существенно. В работах [2, 4, 13, 14, 16] получены аналогичные же результаты.



Рис. 3. Поверхность резины № 93, изношенной в струе корунда 25Д ( d <sub>ср</sub> = 0,25 мм) при v = 75 м/с и с = 60<sup>°</sup>.

Результаты испытаний псказаны в таблице 2. Показатель степени m в уравнении интенсивности изнашивания имеет значения I,9...4,0. Для песка m = 2,8...4,0, для электрокорунда 25Д m = I,9...2,7. Среднее значение для острогранного абразива m = 2,2 и для округленного абразива m = = 3,I. В таблице З представлены отношения интенсивности изнашивания в струе корундовых частиц  $I_{\kappa}$  к интенсивности изнашивания в струе песка  $I_{n}$ . Отношение  $I_{\kappa}/I_{n}$  с увеличением угла атаки уменьшается и возможна инверсия (резины № 351 и № 93).

Электронно-микроскопический анализ изношенных поверхностей этих материалов позволяет объяснить причину инверсии разностью в размере единичной частицы песка (d<sub>ср</sub>=0,6 мм) и корунда (d<sub>ср</sub>=0,25 мм). Частицы с большей массой вызы-



Рис. 4. Поверхность резины № 93, изношенной в струе песка ( d<sub>ср</sub> = 0,6 мм) при v = 75 м/с и с. = 60°.



Рис. 5. Измельченный песок d ср= 0,5 мм.

Таблица З

Отношение интенсивностей I<sub>к</sub>/I<sub>п</sub> при разных режимах испытания

Обозна-		Скорость у м/с								
		V	= 51	and Ro	V	= 75	226. 275	V ==	102	
лице I Угол атаки с., град				ад				BRAS		
	OHIDAO	15	30	45	15	30	45	15	30	45
h	175	3,85	2,39	2,2	I,95	I,88	I,32	I,62	I,39	0,98
No	14	-	I,89	I,83	I,45	1,56	I,28	I,16	I,28	I,I7
<b>}</b> 6	15	3,02	2,95	I,05	I,86	I,88	I,23	I,46	I,34	0,95
<b>N</b> 6	93	I,99	I,32	I,08	I,56	0,99	I,I	I,27	0,9	0,5
M	351	I,49	I,45	I,48	0,88	1,02	0,83	0,71	0,73	0,47

Таблица 4

Becoboff износ резин при v = 102 м/с и  $\omega = 30^{\circ}$ 

派

Обозна- чение по таб- лице I		I, м./кг (при разной фракции абразива)									
		Песот (ГОСТ 6139-78)	Песок	Пәсок	Корунд 25Д d <sub>ср</sub> = 0,25 мм						
		dcp=0,6 MM	d <sub>cp</sub> =0,5 MM	d <sub>cp</sub> =0,25 MM							
		The state of the									
16	175	I43 <u>+</u> 2,5	243 +2	2ï8 <u>+</u> 3,5	238 <u>+</u> II						
M	14	865 <u>+</u> 18	1226 ±33	1042 <u>+</u> 30	1083 130						
Ж	15	104 <u>+</u> 6	I45 <u>+</u> 5,5	II3 <u>+</u> 2,5	135 <u>+</u> 5,5						
*	93	84 <u>+</u> 3,5	9I <u>+</u> 45	64 <u>+</u> 3	72 ±4,5						
No	35I	I26 <u>+</u> ô	II7 <u>+</u> 2	63 <u>+</u> 3	85 ±5,5						

варт более крупномасштабные разрушения (см. рис. 3 и 4). Для подтверждения этого были проведены опыты с измельченными песком двух фракций (рис. 5 и 6) и электрокорундом 25Д (рис. 7). Данные табл. 4 показывают, что инверсия у эластичных резин № 35І и № 93 вызвана разницей в размере частиц, т.е. в их массе. Форма абразива мало сказывается на изменении интенсивности изнашивания при углах атаки больше 30°. При « ≤ 15° форма частицы оказывает сильное влияние на износ сильнонаполненной резины № 14 и маслонаполненной резины № 175.



Рис. 6. Измельченный песок dcp = 0,25 мм.



Рис. 7. Электрокоруна 26Д d cp = 0,25 мм.

Исследователей часто интересует вопрос о корреляции износостойкости с физико-механическими характеристиками материалов. Выделение одного-двух показателей, характеризующи износ, не дает результата [II]. С.Б. Ратнером и И.И. Фарберовой [I] была предложена зависимость для расчета износа пластмасс в виде

$$I = \frac{f}{HB\sigma_0\varepsilon_0},$$

(I)

где f - коэффициент трения;

НВ - твердость по Бринеллю;

О. - временное сопротивление разрыву;

Ео - относительное удлинение при разрыве.

Ратнер подчеркивает особую важность относительного удлинения при разрыве  $\varepsilon_0$  [I6], которое характеризует износ резин. Такие же результаты получены в работе [3]. Связь износостойкости с твердостью полимеров не однозначна.



лиуретана SYS PUR (ГДР) в зависимости от твердости. Известно, что с изменением твердости полимеров меняются и остальные его физико-механические характеристики [I]. В некоторых случаях удается выяснить корреляцию между твердостью и износостойкостью [9, 12].

Экспериментальные данные [9] показывают, что твердость резин двояко влияет на ее износостойкость. Увеличение твердости вызывает увеличение износа при абразивном процессе и понижение износа при усталостнок процессе. Следовательно, при комбинированном процессе изнашивания должна получиться корреляционная зависимость с минимумом. Для резин можно ожидать минимум при твегдости 60-65 единиц по Шору А. Опыты с различными полиуретанами по схеме палец-диск [12] подтверждают вышесказанное. Авторы этой статьи объясняют такое поведение химическим строением материалов. Характерной чертой данных материалов является существозание в их структуре двух фаз: аморфной и кристаллической жесткой фазы. Поэтому повышение твердости уретанов до определенного значения, которое сопровождается увсличением количества твердых макроблоков, уменьшает износ. Дальнейшее увеличение твердости вызывает некоторое увеличение износа 38 счет появления микрорезания. Для полиуретанов данного классе оптимальная твердость 80...85 единиц по Шору А. Эти выводы были сделаны на основании микроскопического англиза поверхностей изношенных материалов и сопоставлений результатов с их структурой [12, 17].

Нами проделаны опыты с термопластичным полиуретаном различной твердости. На установке ЦЛК-ЗМ получена анало-ГИЧНАЯ ЗАВИСИМОСТЬ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ОТ ТЕОДОСТИ МАТЕРИАЛА (рис. 3). Сравнение износа полиуретанов и резин показывает. что износ в струе острогранного абразива PUR-60 (H = 60) при ∝ = 15° примерно в I,4 раза выше износа резины № 93 (H = 60). B to brems hak b ctove okatahhoro adpaseba при « =60° износ этих же материалов одинаковый. Следовательно, аналогичное влияние массы на интенсивность изнашивания. как в случае резин, наблюдается и у полиуретанов. Таким образом, полиуретаны более чувствительны, чем резины к изменениям формы абразива при  $\alpha \leq 30^{\circ}$ . Так при  $\alpha = 15^{\circ}$ пля PUR -60 можно ожидать отношение I / I = 2,5. Это значение хорошо согласуется с данными работы [4], где получено I<sub>к</sub>/I<sub>п</sub> = 2,3. Интенсивность изнашивания резин (при с =

30

= I5...60°) изменяется примерно в 4...5 раз, а для полиуретанов это изменение в 4...10 раз. Показатель степени для полиуретанов m = 2...2,5.

Выводы

I. Максимум кривой интенсивности изнашивания для резин находится при совсем малых углах атаки (α=10...20<sup>0</sup>).

2. Корреляционная зависимость между интенсивностью изнашивания эластомеров и их твердостью имеет минимум.

3. Интенсивность изнашивания в струе острогранных частиц электрокорунда менее чувствительна к изменению скорости удара, чем в струе окатанных частиц песка (m = 1,9... 2,7 и m = 2,8...4,0 соответственно).

4. На интенсивность изнашивания существенное влияние оказывает размер абразивных частиц (при  $\alpha > 30^{\circ}$ ). Форма частиц имеет преимущественное влияние при  $\alpha \leq 30^{\circ}$ .

 Болиуретаны более чем резины чувствительны к изменениям формч частиц при с ≤ 30°.

Фото изготовлены научным сотрудником Урве Каллаус из лаборатории электронно-микроскопии и рентгеноанализа, за что автор статьи приносит ей свою благодарность.

Литература

I. Бартенев Г.М., Лаврентьев В.В. Трение и износ полижеров. - Л.: Химия. Ленинградское отд., 1972. С. 159-182.

2. В е л л и н г е р К., У э т ц Г. Изнашивание струей абразивного материала // Сб. трудов и переводов обзоров иностранной литературы. Б.М. 1956. Т. 32. № 2. С. 52-77. (Сер. Машиностроения).

3. Е р с ш к и н В.П. Исследования закономерностей ударно-абразивного изнашивания полимеров: Авторефер. дис. ... к.т.н. М., 1975. 22 с.

4. Износ размольно-смесительного оборудовения // Отчет по НИР. Таллинн, 1980. С. 28-29. 5. К л е й с И.Р. Центробежный ускоритель ЦУК-ЗМ гля определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозик // Тр. Таллиннск. политехн. ин-та. 1970, Сер. А. № 294. С. 23-33.

6. Крательски М И.В. и др. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. С. 327-366.

7. Марей А.И., Извозчиков П.В. Определение износа резин в потоке абразивного зерна // Фрикционный износ резин. М.-Л., 1964. С. 216-2<3.

8. Непомнящий Е.Ф. Трение и износ под воздействием струи твердых сферических частиц // Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. М.: Наука, 1971. С. 190-200.

9. О механизме износа протекторных резин / Е.Ф. Евстратов и др. // Фрикционный износ резин. М.-Л., 1964. С. 56-75.

IC. Пенкин Н.С. Гуммированные детали машин. М.: Машиностроение, 1977. 198 с.

II. Путилина С.Н. Стачистическое исследование и метод оптимизации составов износостойких резин для нефтяной промышленности: Автореф. дис. ...к.т.н. М., 1974. 25 с.

I2. Роль структурного фактора при оценке износостойкости полиуретанов / А.Н. Трофимович и др. // Трение и износ. 1937. Т. 8. № 3. С. 493-499.

I3. Ууэмыйс Х., Балбат А. Исследование закономерностей изнашивания и износостойкости резин // Сб. тр. НИПИсиликатобетона. Таллинн, 1973. № 7. С. 109-122.

14. Beckmann G., Gotzmann J. Strahlverschleiß einiger nichtmetallischer Werkstoffe // Neue Bergbautechnik. 1983. Jg. 13, H. 8. S. 443-446.

15, 0 ° Connor Gray E. THEs challenge the thermosets // Mach. Des. 1986. Vol. 58, N 20. P. 116-121.

16. Ratner S.B., Styller E.E. Characteristics of impact friction and wear of polymeric materials // Wear. 1981. Vol. 73, N 2. P. 213-234.

17. Thomas S. Scanning electron microscopy studies on wear properties of blends of plasticized polyvinylchloride and thermoplastic copolyester elastomer // Wear. 1987. Vol. 116, N 2. P. 201-209.

#### A. Pallase

# Koormusrežiimi mõju elestomeeride kulumisintensiivsusele

# Kokkuvõte

Katsetati viit kunnimarki ning erineva kõvadusega termoelastomeere SYS PUR (SDV), Kulumisintensiivsuse ja abrasiivijoa kiiruse vahel on astmesõltuvus I =  $kv^{m}$ . Astmenäivajal m on väärtused 1,9...4,0. Ümara abrasiivi korral (normliiv FOCT 6139-78) m = 2,8...4,0, teravatipulise abrasiivi korral (korund 25 $\mu$  FOCT 3647-80) m = 1,9...2,7. Polüuretaanide puhul m = 2,0...2,5.

Kulumisintensiivsuse maksimumi võib täheldada väikeste kohtumisnurkade korral ( $\propto \pm 10^{\circ}$ ...20°).

Uuriti ka abrasiivi mõju kulumisintensiivsusele. Väikeste kohtumisnurkade korral ( $\alpha \leq 30^{\circ}$ ) on polüuretaanid kummidest tundlikumad abrasiivosakeste kuju muutusele.

#### A. Pallase

#### The Effect of Loading on the Erosion Rate of Elastomers

# Abstract

Five types of rubbers and thermoelastomers of different hardnesses were studied for erosion resistance. It was established that the exponent w in the erosion rate formula  $I = kv^{m}$  ranges between 1.9 and 4.0. Erosion tests were carried out with two types of abrasive material. For roundshaped abrasive (river sand) the exponent was found to be 2.8...4.0, while for sharp-edged abrasive (korund) it was 1.9...2.7 respectively. For the thermoelastomers m = 2...2.5.

For all rubbers tested (with a single exception), the erosion rate dependence on impact angles within  $15...60^{\circ}$  showed a decreasing function.

The effect of abrasive grain size and shape was also examined. The evidence obtained for  $\alpha > 30^{\circ}$  showed that the erosion rate increases with the grain size.
₩ 690

#### TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УДК 539.538:678.4

А.Я. Палласе

#### О МЕХАНИЗМЕ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА ЭЛАСТОМЕРОВ

В статье [6] рассмотрены три главных вида изнашивания резин: абразивный, посредством скатывания и усталостный (фрикционный). Абразивному износу посвещены работы А.Шалламаха и И. Крагельского [2] и С. Ратнера [9]. Износ попредством скатывания описан в работе [1]. Причиной этого вида износа является адгезия. Усталостному износу посвящены работы И. Крагельского [2, 3], М. Резниковского [10], Е. Непомнящего [3], С. Ратнера и Е. Стыллера [8, 12].

В большинстве этих работ рассмотрен износ закрепленным абразивом. К ним относятся и последние исследования по износу эластомеров [14, 15, 16]. Систематический и детальный анализ процесса износа свободным абразивом эластомеров мало отражен в литературе [7, 12, 13, 17].

Нами были исследованы на эрозмонный износ разные резины и полиуретаны различной твердости (табл. I) и проведен анализ изношенных поверхностей этих материалов с целью выяснения главного механизма их изнашивания. Эксперименты показали, что на износ резин оказывает влияние как геометрия (при угле атаки  $\alpha \leq 30^{\circ}$ ), так и размер абразивных частиц (при «> 30°). При этом возникает вопрос, каким механизмом обусловлен износ в этих случаях. Резина № 14 (таблица I) как более твердая (H = 82) изнашивается за CUET микрорезания (рис. I). Видны продольные следы царапания и оставшиеся лепестки с поперечным напрывом материала позади них. Расположение разрушений случайное. Маслонаполненная резина № 175 имеет более гладкую поверхность с некоторыми надрезами поверхности за счет острого внедрения частки поска. Причиной этого является разрушение частии песка при проходе через каналы ротора [4]. При повышенной скорости острых частиц значительно больше (рис. 2). B

35

Теблица

H

Состав и физико-механические характеристики резин

верцость o Шору А , усл.ед.	NUMBER OF	84	76	ß	09	ß
Относи- тедьное п удлинение Н при раз- рыве, Ео, %	116	125	I63	330	455	640
Эластич- ность по отскоку Э, %	TRAN	41	Total T	64	31	67
Временное сопротив- ление разрыву с <sub>0</sub> , Міа		5,6	о, б Ю	6,8	12,6	I9,3
Объемное содержа- ние на- поднутеля,		57	53	42	Ŗ	%
Объемное содержа- ние каучука,		83	11 44	43	ß	28
Тип каучука	CKC×30APKM-I5	CKU-II CKU-II	CKM-3 CKM-3 CKC-30	CKC-30 30APKM-15	CHC-30APHM-I5 SKVI-3C	HK CHM-3C
0бозна	14 Id		GI 4	94I 4	1 33 2 3	M 351

36

струе корундовых частиц у резины № 14 более четко видны продольные канавки, свидетельствующие о микрорезании (рис. 3). Поверхность резины № 15 с неактивным наполнителем имеет более рыхлур, но мелкозернистую поверхность. Эластичные резины № 93 и № 351 после изнашивания в струе скатанного и острогранного абразивов имели поверхность, типичную для фрикционного износа (рис. 4).



Рис. 1. Поверхность резины № 14, изношенной в струе песка при у = 75 м/с и с. = 15°. (Направление струи вертикально вверх.)



Рис. 2. поверхность резины № 175, изношенной в струе песка при У = 75 м/с и α = 15°. (Направление струк вертикально вверх.)



Рис. 3. Поверхность резины № 14, изношенной в струе корунда 25Д ( d<sub>ср</sub> = 0,25 мм) при V = 102 м/с и c = 10<sup>0</sup>. (Направление струи вертикально вверх.)



Рис. 4. Поверхность резины № 351, взношенной в струе песка при √ = 75 м/с и ≪ = 15°. (Направление струи справа налево.)



Рис. 5. Поверхность резины № 351, изпошенной в струг песка при v = 75 м/с и  $v = 30^\circ$ . (Направление струв спрева налево.)



Рис. 6. Поверхность резины № 351, изношенной в струе цеска при V = 75 M/C # 0 = 45°.

(Направление струк справа налево.)



енной в струе песка при Рис. 7. Поверхность ре ANNUA No 351.  $V = 75 \text{ M/C H} 0 = 60^{\circ}$ . (Направление струи снизу вверх.)

При увеличении угла атаки происходит изменение маханизма изнашивания у всех резин. Разрушения носят глубинный характер. При этом появляется разрыхленная глобулярная структура (рис. 7). Отделение частицы при этом происходит за счет усталостного разрушения. Процесс изменения характера изнашивания наиболее четко прослеживается у резины № 351 (см. рис. 4...7), для которой бы- Рис. 8. Зависимость среднего расстояло определено среднее расстояние между волнами Сср. Анализ проведен при помещи



ния между волнами Ссь от скорости струи V и угла ата-KN

растрового электронного микроскопа и ЭВМ. Обработка данных производилась с использованием преобразований Фурье. Ha рис. 8 показана зависимость  $l_{cp} = f(v, \alpha)$ . При  $\alpha = 15^{\circ}$  с pocтом скорости среднее расстояние между волнами уменьмается, а при «= 30, 45 и 60° увеличивается. При увеличении скорости (v = 102 м/c) при  $\alpha = 60^{\circ}$  подвляются более сбъемные разрушения и нарушается рисунок истирания. Из STOPO следует. что с увеличением угла 🗢 и скорости ৈ происходит переход от одного вида разрушения к другому. т.е. переход от фрикционного износа (поверхностный процесс) к объемной усталости (деформационный процесс).



Рис 9. Частица износа резины No 351 ( v = 75 м/с,  $c = 15^{\circ}$ ).



Рис. 10. Частица износа резины No 14 ( v = 75 м/с.  $\alpha = 15^{\circ}$ ).

Для более полного выяснения механизма изнашивания были исследованы и продукть износа. Анализ был произведен для резин № 351 и № 14, изношенных при  $\infty = 15^{\circ}$  и v = 75 м/с. Частицы изношенного материала из проработанного песка высеивались на ситах. Фракция 0,160 <  $d_{\rm cp} < 0,25$  и  $d_{\rm cp} < < 0,16$  мм высыпалась в воду, с поверхности которой вылавливали частицы резины. Замер частиц произведен с помощью микроскопа микротвердометра ПТМ-3.

Для резины № 351 было замерено 45 частиц, средние размеры которых: С<sub>кр</sub> = 92 мкм, b<sub>ср</sub> = 62 мкм. Частицы имели форму рулона или скатки (рис. 9).

Анализ продукта износа резины № 14 показал, что частицы износа содержат два вида продукта: один в виде тонких лепестков, другой имеет форму свертка или рулона (рис. 10 и II).



Рис. 11. Частица износа резины № 14 ( у = 75 м/с, с = 15°).

Микрофото поверхности резины № 14 подтверждает мнение, что большинство частиц должно иметь форму лепестка, так как поверхность изнашивания гладкая, с невысокими неотделенными лепестками (рис. I). Размеры частиц: G<sub>ср</sub> = I80 мкм, b<sub>ср</sub> = II5 мкм. Толцину лепестка точно трудно определить, но в среднем она составляет около I0 мкм. Используя эти данные, можно определить среднее число циклов до разрушения. Объемный износ резины № 14  $I_V = 353 \text{ мм}^3/\text{кг. Число частиц}$ в одном кг песка принимаем равным 2,65 ·10<sup>3</sup>. Следовательно, число частиц, вызвавших износ I мм<sup>3</sup>, будет N = 7500, а число циклов до разрушения будет равно n=2. Это значение вполне реальное и можно сделать заключение, что отделение продукта происходит за счет микрорезания и адгезионного отрыва. Этот вывод сделан на основании того, что среди частиц песка найдены и песчинки, на поверхности которых были видны прикрепленные к ним частицы резины. Аналогичный расчет для резины № 351, если принять за толщину рулона размер  $b_{\rm CP} = 0,62$  мкм, дает число циклов до разрушения n = 100.

Для резины № 351 произведем расчет числа циклов n до разрушения при с = 60°, исходя из среднего расстояния между волнами l<sub>cp</sub> = 87 мкм. Приняв b<sub>cp</sub> = 87 мкм, a<sub>cp</sub> = 1,5 · b<sub>cp</sub>, получим n = 280.

Следовательно, число циклов до разрушения при с = 60° и U = 51 м/с может быть равно 10<sup>3</sup>. Из вышеприведенного анализа вытекает, что для исследуемых резин характерны несколько механизмов изнашивания. При этом у всех материалов встречаются одновременно по меньшей мере два из них. У резины № I4 (при с ≤ I5<sup>0</sup>) встречаются все три вида повреждения (микрорезание, малоцикловая усталость и адгезионный отрыв материала. Особенно наглявно вилно существование двух механизмов изнашивания у резины № 175 (см. рис. 2). Эластичные резины № 93 и № 351 изнашиваются при  $\alpha < 30^\circ$ преимущественно посредством фрикционного процесса. Для этого процесса характерно разрушение на двух уровнях. Единичные микроразрушения образуют волны, которые удаляются за счет многократного деформирования [14]. Именно эти частицы, которые удаляются с поверхности многократного деформирования, определяют интенсивность изнашизания. Там же отмечается, хотя в некоторых "случаях" наблюдается сходство в механизме износа и многократного деформирования при механическом испытании (усталость) резин. но имертся также исключения, по-видимому, из-за особенностей структуры.

Авторы статьи благодарят за помощь сотрудников кафедры физики Удер D., автора программы анализа регулярностей, а также Каллаус У. за изготовление качественных микрофосографий.

#### Выводы

I. Сканограммы поверхности изнашивания позволяют более полно и точно объяснить характер изналивания резин и полиуретанов з струе образива.

2. В случае эрозмонного износа характер изменения расстояния между гребнями носит весьма сложный характер и не может быть принят за характеристику количественного износа.

3. Анализом установлено, что в механизме изнашивания резин участвуют два процесса: абразивный и усталостный. Их совместное действие определяет величину износа.

4. К абразивному изнашиванию склонны высокомодульные, твердые (H > 75) резины (особенно при α ≤ I5<sup>0</sup>).

 5. Механизм изнашивания эластичных и мягких резин (Н≤ ≤ 60) преимущественно усталостный.

## Литература

I. Истирание резин / Г.И. Бродский и др. М., Химия, 1975. С. 11-14.

2. Крагельский И.В. Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.

З. Крагельский И.В., Непомнящий Е.Ф., Харач Г.М. Усталостный механизм и краткая методика аналитической оценки величины износа поверхности трения при скольжении. М.: ИМАШ, 1967. 19 с.

4. Мяги Р. Разработка методики определения абразивности промышленных пылей применительно к роторам центробежных компрессорных машин: Дис. ... канд. техн. наук. Таллинн, 1982. С. 89.

5. М у р Д. Трение и смазка эластомеров. М.: Химия. 1977. С. 228-230.

6. О механизме износа протекторных резин / В.Ф. Евстратов и др. // Фрикционный износ резин. М.-Л.: Химия, 1964. С. 56-75.

7. Пенкин Н.С. Износостойкость гуммированных деталей машин в абразивных средах: Автореф. дис. .. докт. техн. наук. М., 1978. 46 с. 8. Ратнер С.Б. 0 роли усталостных процессов при истирании (износе) полимерных материалов: Докл. Акад. наук СССР. 1963. Т. 150, № 4. С. 848-851.

9. Ратнер С.Б. Сопоставление истирания резин и пластмасс // Фрикционный износ резин. М.-Д.: Химия, 1964. С. 31-45.

IO. Резниковский М.М. Эсвязи между износостойкостью и другими механическими свойствами резины // Каучук и резина. 1960. № 9. С. 33-37.

II. Сизиков Н.И., Бродский Г.И., Евстратов В.Ф. Лабораторный метод определения износостойкости протекторных резин // Каучуки и резина. 1973. № 7. С. 45-47.

I2. Стыллер Е.Е. Исследование трения и износа полимерных материалов при ударном воздействии твердых частиц: Автореф. дис. ... канд. техн. наук.: 05.02.04. М.: 1972. 24 с.

I3. У у э к. ы й с Х., Балбат А. Исследование закономерностей изначивания и износостойкости резин // Сб. тр. НИПИсиликатобетона. Таллинн, 1973. № 7. С. 109-122.

14. G e n t A.N., P u l f o r d C.T.R. Mechanism of rubber abrasion // Jcurnal of Applications Polymer Science. 1983. Vol. 28, N 3. P. 943-960.

15. Kurian J., Nando G.B. Scanning electron microscopy studies on wear of HDFE-filled natural rubber vulcanizates // Wear. 1988. Vol. 127, N 2. P. 139-147.

16. Thomas S. Scanning electron microscopy studies on wear properties of blends of plasticized poly (vinylchloride) and thermoplastic copolyester elastomer // Wear. 1987. Vol. 116, N 2. P. 201-209.

17. Wellinger K., Uetz H. Verschleißuntersuchungen an Gummi '/ VDI Zeitschrift. 1954. Bd. 96, N 2. S. 43-48.

#### Elastomeeride erosioonkulumise mehhanismist

## Kokkuvote

Elastomeeride erosioonkulumise mehhanismi täpsustamiseks tehti kulumispindade elektronmikroskoopiline analuus ning mõõdeti kulumisprodukti.

Analuusil selgus, et elastsetel kunmidel esineb põhiliselt abrasiiv- ja väsimuskulumist, kõvadel kunmidel mikroloikamist ning väsimuskulumist. Analuusi tulemusel saadi pingetsuklite arvuks kuni osakese eraldumiseni 2...10<sup>3</sup>.

A. Pallase

#### On the Wear Mechanism of Elastomers

#### Abstract

Scanning electron microscopy studies and wear debris analysis with different types of rubbers were made in order to understand the wear mechanism of rubbers in erosion process.

It was established that there were two types of wear of rubbers, namely single debris removal process and deformation fatigue. For the relatively soft elastomers the predominant mechanism is abrasion with formation of transverse ridges (as the frictional process by Ratner), which will be removed by repeated deformation. At greater impact angles ( $\alpha \ge 45^{\circ}$ ) the mechanism of prime importance is the deformation fatigue.

With hard rubbers the predominant mechanisms are abrasion and wear by roll formation (for  $\alpha \le 15^{\circ}$ ) and the deformation fatigue for greater impact angles.

The calculated number of cycles for wear debris removal was found to be between  $2_{**} \cdot 10^3_{*}$ . ₩ 690

# TAILINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED TPYIH TAJJNHHCKOFO TEXHIYECKOFO YHIBEPCHTETA

УДК 620.178.167:621.762

П.А. Кулу, Я.А. Халлинг

РАСЧЕТ ИЗНОСА ГЕТЕРОГЕННЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ И ПОКРЫТИЙ

Для прогнозирования износостойкости порошковых материаков и покрытий в случае пластического и хрупкого контакта предложены аналитические зависимости [I, 2]. При этом выявлено большое различие в значениях критерия износостойкости (параметр  $\tau_0/e_5$ ) для порошковой стали при различных углах атаки в отличие от компактной стали. Это можно в первус очередь объяснить тем, что эрозионностойкие порошковые материалы и покрытия, в большей или меньшей степени пористые, характеризуются гетерогенностью структуры. Изнашивание такого рода материалов, как правило, происходит по комбинированному механизму, по которому могут иметь место следующие 3 случая:

- I случай контакт упругий,
- П случай преимущественно пластический контакт,
  - Ш случай преимущественно хрулкое разрушение.

При прогнозировании износостойкости в этом случае следует учитывать доли износа от хрупкого разрушения и пластической деформации и интенсивность изнашивания следует списывать уравнением (I)

$$C_{V} = \sum_{i=1}^{n} \left\{ K_{V}^{B} \cdot (H_{i}) \cdot P_{i} + K_{V}^{P} \cdot (H_{i}) \cdot (1 - P_{i}) \right\} f(H_{i}) \cdot \frac{\Delta H}{5}, \quad (I)$$

где Р<sub>і</sub> - вероятность хрупкого разрушения (трещинообразования).

В качестве примера расчета износа в случае комбинированного контакта произведен расчет интенсивности изнашивания напларленного покрытия типа ПГ-СР4 с учетом доли износа от пластической деформации К<sup>Р</sup>, и от хрупкого разрушения  $K_V^{\circ}$ . Результаты расчета и экспериментов приведены на рис. I. Показано хорошее совпадение результатов расчета износа и экспериментов до скоростей 80-100 м/с при малых и средних углах атаки абразивных частиц.



Рис. 1. Зависимостъ интенсивности изнашивания (расчетного, экспериментального) от угла атаки для наплавленного покрытия типа ПГ-СР4 (абразив - кварцевый песок: К - 0,1-0,3 мм, HV = = 11-12 ГПа, V = 25 м/с).

Отличие экспериментальных и расчетных значений интенсивности изнашивания при углах близких к прямым, можно в первую очередь объяснить неправильной оценкой доли пластического и хрупкого разрушения.

Прогнозирование изкосостойкости (расчет интенсивности изнашивания) разрабатываемых порошковых материалов и покрытий при помощи расчетной модели (I) включает следующие этапы:

I) для основного компонента (матрицы) исследуемой композиции следует найти параметр  $\tau_c/e_s$  (энергоемкость сдвига) — один из основных критериев износостойкости в случае пластического контакта;

 исходя из гетерогенной структуры исследуемого материаль следует определить параметры распределения твердости структуры (H<sub>0</sub> - параметр масштаба и m - параметр формы кривой распределения),

3) определить трещиностойкость K<sub>1c</sub> материала (твердых составляющих) и исходя из этого вероятность разрыва, в частности, вероятность трещинообразования Р. Параметр  $\tau_o/e_s$  для различных порошковых материалов и покрытий рассчитан на основании экспериментальных данных их интенсивностей изнашивания, в результате которого составлена диаграмма – зависимость параметра  $\tau_o/e_s$  от твердости материала – рис. I [5].

В качестве значения трещиностойкости К<sub>1с</sub> порошковой основы или твердых составляющих композиционных материалов и покрытий можно использовать литературные данные. Вариантом экспериментального определения трещиностойкости К<sub>1с</sub> Материала является метод микромеханических испытаний, а именно метод непрерывного вдавливания индентора в материал [6]. Более серьезным вопросом является определение связи вероятности хрупкого разрушения Р; порошкового материала с ее физико-механическими характеристиками. На основании экспериментов и исходя из работы [4] для вероятности хрупкого разрушения принято выражение (2), по которому

$$P_{i} = 1 - \exp\left[-\left(\frac{0.9 F_{i}}{F_{c}}\right)^{\alpha}\right],$$
 (2)

где F; - усилие в контакте,

F<sub>с</sub> - минимальное усилие для зарождения трещины.

Исходя из значения трещиностойкости K<sub>1c</sub> уравнение (2) имеет следующий вид

$$P_{i} = 1 - \exp\left[-\left(\frac{F_{c}H_{M}^{s}}{K_{1c}^{4}}\right)^{n}\right], \qquad (3)$$

По этому уравнению определяющим для вероятности хрупкого разрушения является величина  $K_{1C}^4/H_M^3$ . Для интересующей нас армирующей фазы – твердых составляющих (карбидов вольфрама, хрома и титана) – рассчитаны значения величины  $K_{1C}^4/H_M^3$  (табл. I).

Таблица І

Микромеханические свойства (микротвердость, модуль упругости и трещиностойкость) некоторых карбидных составляющих

Тип карбида	H <sub>M</sub> (HV0,1), ITIa	E Ma	К <sub>1с</sub> МПа.м <sup>0,5</sup>	К <sup>4</sup> Н <sup>3</sup> <sub>м</sub>
WC	24,6	680	6	0,04
Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub>	13,5	280	4	0,I
TIC	17	440	4	0,12
		10		

48

Чем больше значение  $K_{1c}^4/H_M^3$ , тем больше вероятность хрупкого разрушения.

В таблице 2 приведена вероятность хрупкого разрушения карбидной фазы композиционного покрытия самофлюсующийся сплав – карбид вольфрама.

Таблица 2

Вероятность хрупкого разрушения карбидной фазы покрытия типа ПГ-СР+ W С

an pagaanta ita	Pi								
Hi	$\propto = 30^{\circ}$	$\propto = 90^{\circ}$	61 man 61 15						
3,69	0,0023	0,048	gusta ay						
3,78	0,0024	0,051							
3,88	0,0026	0,054							
3,97	0,0027	0,057							
4,06	0,0029	0,060							
4,15	0,0030	0,063							
4,25	0,0032	0,066							
4,34	0,0033	0,069							
4,43	0,0035	0,073							
4.52	0.0037	0.076							

Последним является определение параметров распределения твердости Н, и т. т.к. оценка износостойкости в условиях абразивной эрозии таких структурно-чувствительных гетерогенных материалов, как порошковые. в том числе И покрытий, по средним значениям твердости весьма приближен-Более характерным является учет твердости различных Ha. фаз композиции, а именно распределения твердости поверхности. При наличии конкретного материала по результатам большого количества измерений твердости при различных нагрузках находят выражения для параметров распределения твердости Н. и т в зависимости от величины (радиуса) контакта. В расчетах на изное практически соответствующую комбинацию параметров распределения твердости Н, и т находят, исходя из средних фактических контактов в конкретном случае по уравнению (4)

$$r_{i} = R \sqrt{2(\frac{h}{R})_{i} - (\frac{h}{R})_{i}^{2}},$$
 (4)

где глубину внедрения h/R можно определить по уравнению, приведенному в работе [5].

Учитывая то, что определение параметров распределения твердости при каждом материале методом непрерывного испытания микротвердости является трудоемким (следует провести минимум 300-400 измерений), нами сделана попытка связать показатели распределения твердости ( $H_0$  и гг.) со структурными характеристиками покрытия (количеством  $V_k$ и размером  $d_k$  карбидных частиц). В качестве сплавляющего компонента приняты порошки самофлюсующихся сплавов на основе никеля, армирующей фазы – твердый сплав ВКІ5 (твердость I3,5 ГПа) фракции +I0-50, +50-I00, +I00-I60, +I60--200, +200-250 мкм.

Получены следующие выражения для функций:

$$H_{0} = 1,90 + 0,62r + 0,03r^{2} + 0,03d_{k} - 7,4.10^{-5}d_{k}^{2} - 2,74V_{k} + 5,27V_{k}^{2} - 0,005r \cdot d_{k} - 0,61r \cdot V_{k} + 0,001d_{k}V_{k}.$$
 (5)



Рис. 2. Зависимость параметров распределения твердости Н и то от радиуса контакта г, количества V<sub>k</sub> и размеров d<sub>k</sub> армирующих частил покрытий из порошков самофлюсующахся сплавов типа ПГ-СР и твердого сплава типа ВК.  $m = -1,16 + 1,13 r - 0,03 r^{2} + 0,04 d_{k} - 7,8 \cdot 10^{-6} d_{k}^{2} -$ 

 $-14,35V_{k}+0,16V_{k}^{2}-6,1\cdot10^{-5}r\cdot d_{k}+0,06r\cdot V_{k}-0,6d_{k}\cdot V_{k}$ , (6)

где г - радиус контакта в мкм,

dk - размер карбидных частиц в мкм,

Vk - количество карбидных частиц в доллх единицы.

На рис. 2 приведены зависимости параметров распределения твердости H<sub>o</sub> и m от радиуса контакта r, количества V<sub>k</sub> и размеров d<sub>k</sub> армирующих частиц наплавленного покрытия из самофлюсующихся сплавов типа ПГ-СР и твердого сплава ВКI5.

В заключение можно констатировать, что, учитывая существование большого количества факторов, влияющих на изнашивание, в также сложный характер их влияния, в настоящее время экспериментальное определение иктенсивности изнашивания порошковых материалов и покрытий на испытательной установке, хорошо имитирующей реальные условия работы, имеет явные преимущества перед существующими расчетными методами.

### Литература

I. Бекманн Г., Клейс И.Р. Новые основы расчета металлов на износ // Трение, износ и смазочные материалы. Тр. междунар. науч. конф. М., 1985. Т. I. С. 205-210.

2. Beckmann G., Gotzmann J. Analytical model of the blast wear intensity of metals based on a general arrangement for abrasive wear // Wear. 1981. Vol. 73. P. 325-353.

3. Beckmann G., Kleis I. Abtragverschleiß von Metallen. Leipzig: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1983. 200 S.

4. Бекманн Г., Гоцманн И. Моделирование эрозионного изнашивания твердых хрупких материалов // Тр. Таллиннск. политехн. ин-та. 1985. № 609. С. 103-109.

5. Кулу П.А., Таммерайд И.Й., Халлинг Я.А. Прогнозирование износостойкости порошковых материалов и покрытий в условиях абразивной эрозии // Тр. Талдиннск. политехн. ин-та. 1987, № 656. С. 32-40. 6. К у л у П.А. Прогнозирование износостойкости порошковых материалов и покрытий в условиях абразивной эрозии // Трение и износ. 1988. Т. 9. № 5. С. 919-925.

P. Kulu, J. Halling

### Heterogeensete pulbermaterjalide ja -katete kulumise arvutamise metoodika

### Kokkuvõte

Lahtudes pulbermaterjalide ja -katete abrasiiverosioonkulumise keerukast mehhanismist, on välja pakutud metoodika erosioonkulumise arvutamiseks, mis võtab arvesse nii plastilise deformatsiooni kui ka hapra purunemise, On toodud arvutusskeem ja kulumiskindluse kriteeriumid plastilise ning hapra kontakti korral. On puutud siduda pinna kõvaduse jagunemise näitajad heterogeensete

pulbermaterjalide ja -katete struktuuriga.

P. Kulu, Y. Halling

### Calculation of the Wear of Heterogeneity Powder Materials and Coatings

#### Abstract

The combined analytical model of the erosion wear intensity of heterogeneity powder materials and coatings, based on the Beckmann's plastic deformation and brittle failure theory of wear is given.

For the wear prognoses the parameters of the hardness distribution of heterogeneity powder materials and coatings as function of the content and particle size of the strengthening phase for the practical application are given.

It is shown that the experimental wear determination has some advantages before the analytical wear calculation of powder materials and coatings.

#### ₩ 690

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УДК 621.762:621.891

Ю.Ю. Пирсо, П.К. Каллас, Д.Н. Клауч, М.Н. Кущева

### ВЫБОР ТВЕРДСГО СПЛАВА ДЛЯ КОНДУКТОРНЫХ ВТУЛОК

Обычно кондукторные втулки изготавливают из инструментальных сталей УІОА, УІ2А, 9ХС, ХІ2 (закалка до твердости НRС 62-65) при сверлении отверстий диаметром до 25 мм, Средняя интенсивность изнашивания втулок на ІО м пути сверления при обреботке сталей 4-6 мкм. Значительное увеличение износостойкости втулок (в 5-8 раз) достигается изготовлением их из твердого сплава [I]. Обычно для изготовления кондукторных втулок используют вольфрамокобальтовые твердые сплавы, которые являются дефицитными. Поэтому целью данной работы являлось изучение износостойкости безвольфрамовых твердых сплавов в условиях работы кондукторных втулок.

Образцы из испытуемых материалов изготовляли в виде втулок, наружный диаметр которых около 29 мм и длина IO-15 мм. Наружную рабочую поверхность втулок шлифовали алмазным кругом до шероховатости R<sub>0</sub> = 0,63 мкм. Эти втулки закрепляли на вал нижнего образца на машине для испытания материалов на трение и износ типа 2070 СМТ-І посредством вспомогательных втулок из стали 45. Применение вспомогательной втулки вызвано тем, что вследствие разной усадки нельзя одной прессформой прессовать образцы с приемлемым припуском на шлифование внутреннего отверстия. В качестве контртела применялись вставки из карбидовольфрамового сплава ВКб, припаеваемые в колосок твердосплавного сверла отностороннего резания с внутренним подводом COX. Вставки имеют размеры 4x5x25,5 мм.

Режим резания при сверлении отверстий: диаметр сверла I6 мм, скорость резания 70 м/мин, подача 0,05 ым/об, смазочно-охлаждающая жидкость (СОЖ) МРЗ с вязкостью 8 ССТ при температуре 50 <sup>о</sup>С, давление СОЖ 3-4 МПа, число оборстов шпинделя I400 об/мин, осевое усилие на сверло 4000 Н.

Исходя из геометрии режущей части сверла, получим, что силы, воздействующие на кондукторную втулку, равняются 427 Н. Номинальная площадь трения твердосплавной вставки сверла о внутреннюю поверхность кондукторной втулки равняется 60 мм<sup>2</sup>. Тогда удельное давление на поверхность втулки гри сверлении составит 427:60=7.1 МПа. Контртело прижимается торцевой поверхностью к наружной поверхности втулки из испытуемого материала и имеет площадь 4х5 = 20 мм<sup>2</sup> (рис. I). При удельном давлении 7,1 МПа усилие на контртело следует принимать равным 142 Н.



Рис. 1. Схема исгытания диск-стержень на машине СМТ 2070 СМТ-1.

После согласования с заказчиком были выбраны следующие параметры испытания на машине 2070 СМТ-I: частота вращения вала нижнего образца 780 об/мин, что соответствует скорссти резания 70 м/мин при диаметре образца 29 мм, нагрузка на неподвижный образец 300 Н, длина контактной линии образцов вдоль осевой линии вала нижнего образца 5 мм, смазочно-охлаждающая жидкость МРЗ, время испытания 24 часа, нижний образец находится в жидкости. Интенсивность изнашивания определяли на основе потери массы образца. Результаты экспериментов приведены в таблице I.

Таблица І

Износ сплавов за 24 часа

				and					
Показащель	Материалы образцов								
IIORAJA1 AND	ТМЗ	TV3	НТНЗО	TH20					
Плотность, г/см <sup>3</sup>	6,25	6,I	6,14	5,55					
Интенсивность изнашивания, мг/м	4,35.10-5	4,35.10-5	2,37.10-5	12,6.10-5					
Износ контртела из сплава ВК6, мг	0,3	0,1	0,I	0,5					
Момент трения в конце изнашиза- ния, Н.м	0,I	0,2	0,1	0,4					

Момент трения в начале опыта в 2-5 раз превышает момент трения в конце изнашивания. Момент трения стабилизируется через 2-4 часа испытания. Долю приработки в общий вклад износа не удалось исключить, поскольку конструкция держателя неподвижного образца не обеспечивает закрепление образца обратно строго в прежнее положение. Для уменьшения доли приработки в общий вклад износа было в дальнейшем увеличено время испытания до 2 суток. Результаты экспериментов приведены в таблице 2.

Таблица 2

Износ сплавов за 48 часов

Покололь	Материалы образцов								
IIOKASATEJIB	TMI	BK8	XI2	TH30					
Плотность, г/см <sup>3</sup>	5,46	I4,5	7,69	5,78					
Интенсивность изнашивания, мг/м	I,24·10 <sup>-5</sup>	9,95.10 <sup>-6</sup> 3,12.10 <sup>-6</sup> 4,47.10 <sup>-6</sup>	7,99.10 <sup>-6</sup> 4,32.10 <sup>-6</sup>	9,57.10 <sup>-6</sup>					
Износ контртела из сплава ВК6, мг	0,I	3; I,I; 2,7	0; 0	0,2					
Момент трения в конце изнашива- ния, Н.м	0,1	0,2; 0,2;	0,4; 0,3	0,2					

Материалы, которые подвергались изнашиванию несколько раз (XI2 и BKB), показали разницу в износе в 2-3 раза. При этом след износа выбирали на образце на новом месте. Разницу в износе можно отнести к неравномерному распределению нагрузки на контактной линии вдоль осевой линии вала нижнего образца. В целях уменьшения такой составляющей ошибки была уменьшена длина контактной линии образца вдоль осевой линии вала нижнего образца с 5 до 4 мм путем поворота неподвижного образца на 90°. Был изготовлен новый держатель неподвижного образца. Результаты экспериментов приведены в таблице З. Интенсивность изнашивания приведена в мм<sup>3</sup> изношенного материала на I м пройденного пути и получена путем деления интенсивности изнашивания по массе (мг/м) на плотность материала.

ТаблицаЗ

Износ сплавов за 48 часов

Покаватоть	Материал образцов							
IIUEGSGIGID	XI2	BK8	TH30					
Интенсивность изнашивания мм <sup>3</sup> /м	0,88.10-6	0,137.10	6 1,91.10 <sup>-6</sup>					
Износ контртела из сплава ВК6, ыг	0,I	1,5	0,I					
Момент трения в конце из- нашивания, Н.м	0,3	0,3	0,25					
Относительная объемная износостойкость, эталон сталь XI2	I and an	6,4	0,46					

В связи с тем, что в эксплуатации срок службы втулок из сплава ВКВ превышает в десятки раз срок службы втулок из стали XI2, в последующих опытах была уменьшена нагрузка с 300 H до 200 H и увеличено время испытания до 72 часов. Результаты экспериментов приведены в таблице 4.

Сравнение данных таблиц 3 и 4 показывает, что износостойкость материала сильно зависит от режима испытания. Уменьшение нагрузки привело к тому, что износостойкость сплава ВКВ возросла в 3 раза, а у сплава ТНЗО уменьшилась в 59 раз. В то же время интенсивность изнашивания стали XI2 и сплава ТНЗО возрастают с уменьшением нагрузки. Поскольку фактическое давление на пятнах контакта при упругом взаимодействии не зависит от номинального и контурного давлений, то фактическая площадь контакта должна быть меньше при нагрузке 200 Н [2], а износ зависит, по-видимому, от свойств защитных пленок [3].

Таблица 4

Износ сплавов за 72 часа

Поторолоти	Материал образцов								
nokasarens	XI2	BK8	тнзо	TH20					
Интенсивность из- нашивания, мм <sup>3</sup> /м	2,73.10-6	0,138.10-6	352 · 10 <sup>-6</sup>	1,38.10-6					
Износ контртела из сплава ВК6, мг	0,2	0,7	20,4	0,3					
Момент трения в конце изнашивания, Н.м	0,2	0,2	0,3	0,05					
Относительная объемная износо- стойкость	I .	19,8	0,0078	2					



Рис. 2. Схема испытания диск-диск на машине СМТ 2070 СМТ-1.

При данной сжеме испытания (рис. I) слабым местом является трудность изготовления образцов с одинаковыми исходными размерами вследствии разной усадки, зависящей от соТаблица

5

Характеристики трения установившегося режима

Относи- тельная износо- стой- кость	6		0,28	0,35	0,69		0,0057	0,14
момент трения, Н.м	8	0,6-0,7	0,5	0,6-0,7	0,5-0,6	0,6-0,7	C.7	0,6-0,7
интенсив- ность из- рашивание, мм <sup>3</sup> /м	7		7,18.10 <sup>-7</sup> 1,08.10 <sup>-7</sup>	5,79.10 <sup>-7</sup> 5,97.10 <sup>-7</sup>	2,9.10 <sup>-7</sup> 5,84.10 <sup>-8</sup>		3,52.10 <sup>-5</sup> 3,81.10 <sup>-7</sup>	1,38.10 <sup>-6</sup> 0
Потеря массы, кг мт	6	-0,2 -0,1	0,5 0,2	0,4	0,2 0,1	-0,8 -1	25,3	ПО
Temnepa- Typa b Kamepe OC	5	60,9	55,4	53,4	56,5	56,8	52,1	59,8
Путь трения, м	4	136,97378x x10 <sup>3</sup>	124,41272x x10 <sup>3</sup>	I23,59382x xI0 <sup>3</sup>	II4,95999x xI0 <sup>3</sup>	I23,56637x xI0 <sup>3</sup>	I23,34406x xI0 <sup>3</sup>	I23,96553x xI0 <sup>3</sup>
Скорость скольже- ния, м/мин	3	43,23	43,66	43,23	43,66	43,28	44,03	43,19
Частота вращения, об/мин	2	1500 1208,3	1500 1208,3	I500 I208,3	1500 1208,3	1500 1208,3	1500 1208,3	1500 1206,3
Пары трения	I	452 BK60M	.46 I BKGOM	469 BIGOM	473 BK60://	522 BKSOM	136 BK60M	A39 BK60M

6	0,16	0,8	0,5	ß	I
8	0,6-0,7	0,6-0,65	0,3-0,4	0,5-0,6	0,3
	I,24,10 <sup>-6</sup> 2 12.10 <sup>-7</sup>	2,5,10-7	3,97-10 <sup>-7</sup> 2,47-10 <sup>-7</sup>	3,98.10 <sup>-8</sup> 7,75.10 <sup>-8</sup>	2.06.10 <sup>-7</sup>
9	6,0	-0°,2	0,3 0,5	0,I 0,2	0,2 0,4
5	61,5	60,9	53,7	62,3	
4	126,33735x ×10 <sup>3</sup>	124,99189x x10 <sup>3</sup>	136,1095x x10 <sup>3</sup>	173,21511x x10 <sup>3</sup>	I30,I956x xI0 <sup>3</sup>
3	44,40	42,43	35,2	44,2	44,I
2	1500 1208_3	1500 1208,3	I500 I208,3	I500 I208,3	305,6 1000
I	A40 BRE.OM	A4I BK60M	TH20 Bri60M	BHB	XI2 BK60M

	Cranb									(XDOMOHNKe Terse )	( which and a second se	(никеленая)					
	e							3.5		30	.5	30	1				
	Mo	I5	I5	IO	9	Q	8	33	26		46		9	IO	I5	IO	
	SiC Ni	21	6 2I	20	15	Q	8	I,5	I.		I,5		24	20	I5	40	
	TIN VC		.6	IO													
	C NDC	4,4 9,6	4,4	0 I0	6	6,5 I3,5	6	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
Обозначе-	ние сплава	TM3 5	TV3 5	HTH30 5	TH20 7	TMT INT	TH30 6	452 6	461 71	469 71	473 50	522 7(	A38 7(	A39 7(	A40 7(	A4I 50	

става сплава. Это приводит к тому, что номинальное давление меняется от образца к образцу. Также невозможно гарантировать повторную установку неподвижного образца строго в первоначальное положение, что не позволяет определить отдельно износ во время приработки и во время установившегося периода испытания. Поэтому был совершен переход на схему испытания диск-диск (рис. 2). При этом дискам сообщают разную частоту вращения. Скорость скольжения (м/мин) в контакте определяется по формуле:

$$v = \pi \cdot 10^{-3} (d_1 n_1 - d_2 n_2),$$

где

- d<sub>1</sub>, d<sub>2</sub> диаметры нижнего и верхнего образца соответственно, мм,
  - n<sub>1</sub>, n<sub>2</sub> частоты вращения нижнего и верхнего образца соответственно, об/мин.

Используем максимально возможное соотношение n./n. = = I. 2414. Расчеты показали. что машина не позволяет получить скорость скольжения 70 м/мин при циаметре образцов 40 мм, поэтому применяем максимальную скорость машины, т.е. n<sub>1</sub> = 1500 об/мин. Один диск из сплава ВК6 ОМ толщиной 5 мм. а другой из испытуемого материала большей толщины, так что длина контактной линии составляет 5 мм. Нагрузка на верхний образец 200 Н. Приработка 24 часа, основной опыт 48 часов. Результаты экспериментов приведены в табл. 5, а состав исследованных безвольфрамовых сплавов - в табл. 6. Данные табл. 5 показывают, что сплавы 452 и 522 имеют рост массы. т.е. работают в режиме безызносности. Сплав ВКВ превышает сталь XI2 по износостойкости в 5 раз. а остальные сплавы уступают стали XI2. Положительное влияние оказывает добавка кремния в сплав. Предпочтение следует отдать сплаву 452, который не содержит дефицитных составляющих.

### Литература

I. Корсаков В.С. Основы конструирования приспособлений: Учебник для вузов. - 2-е изд., перераб. и доп.-М.: Машиностроение, 1983. 277 с.

2. Хохлов В.М. Инженерный расчет фактических плсщадей контакта и давлений // Вестник машиностроения. 1988. № 11. С. 7-8. З. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение. 1977. 526 с.

### J. Pirso, P. Kallas, D. Klauts, M. Kustseva

#### Kovasulami valik konduktoripuksile

### Kokkuvote

Lähtudes sügavpuurimiskonduktori puksi töötingimustest, on välja töötatud katsetusmetoodika masinal 2070 CMT-1. Tuuakse rea volframivabade kõvasulamite kulumise andmed libisemisel vastu kõvasulamit BK6.

Y. Pirso, P. Kallas, D. Klauch, M. Kuscheva

### Choice of Hard Alloy for Jig Bushings

#### Abstract

Experimental data on tester 2070 CMT-1 about the wear of non-tungsten hard alloys sliding on tungsten carbide hard alloy are given. Testing conditions were chosen in accordance with working conditions of jig bushings for deep hole drilling.

#### ₩ 690

#### TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УЛК 620.178.167

Ю.Ю. Пирсо, М.В. Раук (Рыук), П.К. Каллас

ИЗНАШИВАНИЕ МАТЕРИАЛОВ С ГЕТЕРОГЕННОЙ СТРУКТУРОЙ В СТРУЕ АБРАЗИВНЫХ ЧАСТИЦ

В современном материалсведении с целью достижения уникальных свойств конструируются спланы, состоящие из двух или нескольких фаз с противоположными свойствами. Наиболее распространенными износостойкими сплавами являются порошковые твердые сплавы, в которых твердые и хрупкие карбидные зерна окружены относительно мягкой и пластичной связующей фазой. Карбидные зерна, которые тверже абразива, проявляют блокирующую защиту, снижая воздействие абразивных частиц на материал.

В настоящее время не существует теории, которая позволяет прогнозировать износостойкость двухфазных материалов. Существующие эмпирические формулы, как правило, не учитывают процессы, проходящие в процессе абразивной эрозии.

В данной работе ислытали на абразивную эрозию целый ряд двухфазных материалов, газличающихся соотношением фаз, микроструктурой, макро- и микротвердостые структурных составляющих (табл. I)

Испытания проводились на центробежном ускорителе ЦУК--3М, принцип работы которого списан в ГОСТ 23.201-78. При опытах использовали кварцевый песок крупностью 0,1...0,3 мм. Средняя скорость абразивной струи составляла 20 и 80 м/с, углы атаки 30 и 90°. Одновременно испытывались I5 образцов. Предварительно все осразцы шлифовались и прирабатывались, после чего проведились основные опыты. Режимы приработки были те же, что и при основных опытах. На каждом режиме испытали три образца одного состава с повторением опытов три раза. Величина износа образцов определялась взвешиванием на аналитических весах с точностью 0,1 мг до и после испытания.

63



Рис. 1. Зависимость интенсивности изнашивания от содержания связки и твердости сплавов (состав сплавов приведен в табл. 1).

Таблица І

Состав исследуемых порошковых твердых сплавов

		-								-				
Обоз или спла	значени номер ава	ие		Tic	wc	NPC	TiN	Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub>	TiBz	vc	Sic	Ni	Мо	co
- LB	anread a	1101	RISCOLING	38(3.7(3).35	233307	J.T.C.B.S	1040.356		Ser all	03(3)		Sector Art &	na and	20
I.	TH20			80								15	6	
2.	TH30			69								24	7	
3.	TH40			60								32	8	
4.	TH60			40								48	12	
5.	Сплав	No	5	54		10						21	I5	
6.	Сплав	No	6	54						IO		2I	I5	
7.	Сплав	<b>M</b>	7	53			8					28	II	
8.	Сплав	No	8	50		IO	IO					20	IO	
9.	Сплав	No	9	54		IO						21	15	
IO.	Сплав	No	IO	60		IO						20	IO	
II.	Сплав	M	II	54				IO				21	I5	
12.	Сплав	No	12	54					IO			21	15	
I3.	Сплав	No	13	61					0708		3	21	15	
I4.	Сплав	Ne	14	6I							3X	21	15	
I5.	KTC I			67.5								15.3	17.2	
16.	KTC 2			74								17.5	8.5	
I7.	TM I			76.5		13.5	C T T					5	5	
I8.	KXHIO					8		90				TO	0 A	
19.	BK8				92									8
20.	BKI5				85									15
21.	вкзо				70									30

Результаты испытания показали, что интенсивность изнашивания порошковых твердых сплавов на основе карбидов вольфрама, титана и хрома увеличивается почти линейно с повышением содержания связующей фазы (рис. I). Кварцевый песок может изнашивать только мягкую составляющую твердого сплава. Карбидные зерна, которые тверже песка, проявляют блокирующую защиту, снижая воздействия на нее абразивных частиц.При избирательном изнашивании износсстойкость твердых сплавов определяется толщиной прослоек связующей фазы и надежностью удержания карбидных зерен в материале. Связующая фаза удаляется под действием абразивных частиц путем микрорезания и экструзии [I-3]. При этом микрорезание возможно только B переой стадии изнашивания, когда острые кромки абразивных частиц достигают прослойки связующей фазы. На второй CTAдии преимущественно происходит экструдирование мягкой связующей фазы. С увеличением содержания связующей фазы уменьшается жесткость и прочность карбидного каркаса. Под высоким напряжением, возникающим при ударе абразивной частицы энергией, карбидный каркас растрескивается, карвысокой бидные зерна вдавливаются вглубь материала, вытесняя связку. Поэтому от предела текучести связующей фазы должна зависеть износостойкость сплава. Роль предела текучести связующей фазы на изнашивание 10 исследовали на сплаве KXH30. в котором часть никеля была заменена медью и молибденом. Структура и общее количество связующей фазы у всех сплавов были одинаковы. Разные твердости исследуемых сплавов вызваны только пределом 8 текучести (твердости) связки (рис. 2). Интенсивность изнашивания при угле атаки 300 уменьшается линейно C увеличением твердости (рис. 3). При прямом ударе абразивной частицы прямолинейной зависимости не суще-6. ствует. Очевидно, это связано с понижением хрупкости 50%CU в сплавах, которые содержат небольшое количество 30 меди. Более высокая кон-XH центрация меди в связующей фазе резко понижает твер-Y дость сплава и последний 2 3 4 5 станет ниже твердости HOMEP СПЛАВА абразива. В таком случае изменяется механизм изна-Рис. 2. Зависимость твердости сплаве КХНЗО от содержания ме-ШИВАНИЯ, Т.С. СТАНЕТ ВОЗди и молибдена. можным микрорезание материала.

66

Порошковые твердые сплавы с небольшим содержанием связки изнашиваются вследствие хрупкого разрушения и выкалывания частиц в поверхностных слоях (при высокой энергии абразивной частицы) и в результате усталостных процессов (при низкой энергии абразивной частицы). При усталостном изнашивании после кратковременного изнашивания появляются межкристаллитные границы. Это доказывает, что межзеренные границы являются слабым элементом структуры. Отсюда можно сделать вывод, что износостойкость порсшковых твердых сплавов, которые тверже абразива, можно повысить, повышая прочность карбидного каркаса и надежность удержания карбидных зерен в материале. Карбидные зерна обычно не растрескиваются и их прочность не учитывается.

Прочность карбидного каркаса зависит от смешанности и связанности структуры. Эти характеристики зависят в CBOD очередь от химического состава и технологических факторов. Легирующие элементы оказывают противоречивое влияние на прочность каркаса. Чужие аломы на межзеренных границах MOгут либо повысить, либо понизить прочность межзеренных границ. С другой стороны, легирование оказывает влияние Ha предел текучести связующей фазы. Чем ниже предел текучести связующей фазы, тем легче она мигрирует на поверхность И тем от меньших напряжений растрескивается карбидный каркас.

Легирование порошковых твердых сплавов оказывает CVцественное влияние на износостойкость (рис. I). Как видно из рисунка, небольшие добавки легирующих элементов понижают интенсивность изнашивания в несколько раз при той же прочности сплава. С одной стороны, инородные атомы на межзеренных границах могут либо новысить, либо понизить прочность межкристаллитных границ. С другой стороны, легирующие добазки препятствуют, как правило, росту карбидных зерен при спекании. Мелкозернистые сплавы более ИЗНОСОстойкие, чем крупнозернистые при абразивном изнашивании. Кроме того, при легировании часть легирующих элементов остается в связке, повышая, как правило, предел текучести. Как было показано выше, сплавы с повышенным пределом текучести более износостойкие.

Между интенсивностью изнашивания и твердостью существует линейная корреляция у сплавов ВК и ТН. Однако в леги-



Рис. 3. Зависимость интенсивности изнашивания сплава КХНЗО от твердости сплава (номера сплава соответстуют сплавам на рис. 2). рованных сплавах не существует корреляции между интенсивностью изнашивания и твердостью.

Наибольшей износостойкостью при абразивной эрозии обладают сплавы, состоящие из следующих элементов (% по массе):

54 % TiC - 10 % TiN - 10 % NbC - 21 % Ni - 15 % Mo 54 % TiC - 10 % Ti  $B_{2}$  - 21 % Ni - 15 % Mo.

Эти сплавы по износостойкости превосходят даже карбидовольфрамовый сплав ВКЗ более чем в два раза.

# Литература

1. Shetty D.K., Wright I.G., Clauer A.H. Effects of composition and microstructure on the slurry erosion of WC-Co cermets. Wear. 1987. Vol. 114. P. 1-18.

2. N i n h a m A.J., L e v y A.V. The erosion of carbide-metal composites. Wear. 1988. Vol. 121. P. 347-361.

3. Larsen - Basse J. Binder extrusion in sliding wear of WC-Co alloys. Wear. 1985. Vol. 105. P. 247--256.

4. Каллас П.К., Пирсо Ю.Ю. Механизм изнашивания порошковых твердых сплавов при малой скорости абразивных частиц // Трение и износ, 1986. Т. УП, № 3. С. 484--492. J. Pirso, M. Rauk (Rouk), P. Kallas

### Heterogeense struktuuriga materjalide kulumine abrasiivijoes

#### Kokkuvõte

Töös on uuritud volfram-, titaah- ja kroomkarbiidi alusel loodud standardsete ja mittestandardsete kõvasulamite kulumist abrasiivosakeste joas sõltuvalt osakeste kiirusest, kohtumisnurgast ja materjali kõvadusest. On näidatud, et optimaalse legeerimisega võib tõsta kõvasulamite kulumiskindlust mitu korda võrreldes standardsete kõvasulamitega.

J. Pirso, M. Rauk (Rouk), P. Kallas

### Wear of Heterogeneous Materials in the Stream of Abrasive Particles

#### Abstract

Hard metal alloys on the basis of carbide tungsten, titanium and chromium have been examined experimentally.

The influence of abrasive erosion on the speed of abrasive particle, impact angles and hardness of materials has been determined. The resistance to wear decreases with an increase in binder content in an approximately linear manner. For a given binder content the binder hardness may be more important than bulk hardness.
№ 690

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УДК 621.762

Я.П. Кюбарсепп, Х.И. Аннука, Л.Э. Вальдма

КАРБИДОСТАЛИ КАК ИЗНОСОСТОЙКИЕ КОНСТРУКЦИОННЫЕ И ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Безвольфрамовые твердые сплавы (БВТС) на основе карбида и карбонитрида титана как инструментальные и износостойкие конструкционные материалы имеют характерные особенности (по сравнению с карбидовольфрамсвыми твердыми сплавами WC-Co): пониженную склонность к адгезионному взаниодействию и коэффициент трения при скольжении по металлическим материалам. Коэффициент трения карбидотитанотвердых сплавов по стали в 1,5...2,0 раза меньше, BHX чем карбидовольфрамовых, чему способствует округлая форма харбидных зерен в таких сплавах. Карсидотитановые твердые сплавы отличаются также более высокой жаростойкостью и более низкой (в 2... 3 раза) плотностью. В то же время ОНИ сбладают меньшей теплопроводностью и большим коэффициентом термического расширения (к.т.р.), меньшей прочностью иди изгибе, вязкостью, пластичностью, модулем упругости, жаропрочностью, пределом выносливости и термостойкостью, UPM сплавы WC-CoII]. Карбидотитановые твердые сплавы уступают карбидовольфремовым также по абразивной износостойкости. С технологической точки зрения у ЕВТС хуже шлифуемость и паяемость. Перечисленные преимущества и недостатки характеризуют в большей или в меньшей степени также и карбидостали. За рубежом и в СССР разработано большое количество карбидосталей. Рассмотрим наиболее перспективные области их применения.

Режущий инструмент. ВВТС на основе TiC и Ti(C,N) стойкий против адгезии и диффузионного изнашивания при высоких температурах, возникающих в процессе резания. Однако жаропрочность этих сплавов уступает (особенно у сплавов на основе TiC) сплавам на основе WC, что является причиной их разрушения пластической деформацией. ЕВТС со стальными связками, несмотря на их высокие прочностные свойства при комнатных температурах разупрочняются при повышенных температурах в еще большей степени, чем сплавы со связками на основе Ni [2]. Поэтому карбидостали, как металлорежущие материалы, обычно неконкурентоспособны по сравнению с ЕВТС со связками на основе никеля.

Практически все режущие карбидостали представляют собой сплавы на основе быстрорежущих сталей и Тіс (มภัม (Ti,W)C). Они предназначены главным образом для замены быстрорежущих сталей (сплавы марок J и ТіС-РСМ5 или - TiC-P6M5K5 в таблице). Их применение позволяет использовать в І.5.. 2.0 раза большие скорости резания [3] NILN. при одинаковых с быстрорежудими сталями скоростях резания. повышать стойкость инструмента в І.5...4 раза [3, 4, 5]. При пониженных скоростях и подачах, т.е. в случаях более низких температур в зоне резания, карбидостали ТіС-Р18 по стойкости практически не уступают сплавам марок ВКВ И BKTOM C37.

Последние исследования показали, что некоторые карбидостали имеют высокотемпературную прочность выше известных БВТС и сплавов WC-Co. Такими сплавами являются сплавы марки КНТН (см. табл.) на основе карбонитрида (Ti,Nb) (C,N) со сложнолегированной связкой [6]. Сложное легирование как тугоплавкой, так и цементирующей фазы обеспечивает меньшее разупрочнение при высоких температурах, что позволяет использовать его в качестве режущего сплава.

Инструмент для бесстружковой обработки металлов и для других целей – одна из главных областей применения карбидосталей. Например, рабочие части штампов для холодной и горячей высадки, выдавливания, вытяжки, вырубки и чеканки, фильеры для волочения проволоки и труб, прессформы для прессования порошков. Такой инструмент из карбидосталей может заменить до ІО и более инструментов из высокохромистых инструментальных сталей. Это обусловлено тем, что карбидостали, имея прочность и вязкость обычно выше, чем у других ЕВТС, в то же время сохраняют все преимущества карби-

	Donnokom	иик иик	6	Chromal- Lay Amer. Corp. (CWA)		Тоже	100 miles	To we
), прочность при изгибе σ <sub>и</sub> основных марок карбидо <del>стел</del> е ССР	Применение		8	Инструмент холодной бес- стружковой обработки, из- мерительный инструмент, конструкционные детали повышенной жесткости.	Инструмент для холодной и	горячен оесстружковои ос- работки, режущий инстру- мент для обработки цвет- ных металлов, конструкци- онные деталлов, конструкци- роторых пвигателей и т.п.	В условиях высоких динами-	ческих и статических на- грузок: инструмент для холодной штажловки с ударными нагрузками
(НКА) енение ых в СС	τ <sup>H</sup> ,	4	2	473	813		813	2
НКС или ) и прим зработанн	°"b		9	2,IO	I,94		3,30	
ства (твердость я температура Т <sub>м</sub> ми фирмами и раз	RC3 RA)	Makc.	5	71 (36)	20	(86)	65	(84)
	ΞĔ	.ним	4	4I (70)	46	(23)	8	(69)
новные сво ная рабочи с зарубежни	Состав связки <sub>х</sub>	(Mapka CTAJIN)	3	Сп-3 Мо-3 С -0,6	Cr-IO	Mo-3 C0,85	Cr-5,0	Mo-4,0 C -0,4 NÌ -0.5
остав, осн максималн игускаемых	Содер- жание	Mac.%	2	33	33		30	
О́ка В	Марки- ровка	188-6	Ι	U	CM		SK	

Таблица

6	Chromal- lay Amer. corp- (CWA)	То же	Тоже	То же То же			
8	Износо- и коррозионно- стойкие конструктивные детали и инструмент в условиях умеренной коррозии, например, в пищевой промышленности	Инструмент для холодной и горячей бесстружковой обработки металдгэв и в производстве полимерных изделий, измерительный инструмент, износостой- кие детали машин	Немагнииный с высокой жаростойкостью: изго- товление деталей неф- тяной аппаратуры	Коррозионно- и жаростоек: прессформы для горячего прессования, детали жла- панов и т.д.	Высокопроизводительный режущий инструмент		
5	973	723	I033	923	923		
9	I,76	2,25	I,75	1,86	I,75		
5	69 (36)	63 (83)	54 (78)	56 (79)	72 (87)		
4	50 (75)	50 (75)	45 (7'2)	1	49 (75)		
3	<b>Cr -</b> 17,5 Mo - <b>Q</b> ,5 C -0,75	Ni -18,0 Co -8,5 Mo -4,8 Ti -1,0	Ni -30 Cr -22 Mn -1,1 Ti -1.1	Cr -I8 Ni -I2	Быстро- реж с'галь		
2	R	33	34,3	52	30		
I	CS ≓40	9-W	ML-2	S-55	7		

6	Chromal- lay Amer. Corp. (CUIA)	Thyssen Edel- stahlwerke AG (@PT)	То же	То же
8	Износо- и коррозионно- стойкий инструменталь- ный и конструкционный сплав для химической, пищевой, аэрокосмиче- ской техники	Инструмент для холод- ной и горячей бес- стружковой обработки металлов, режущий ин- струмент для обработ- ки цветных металлов	Износостойкие детали и инструмент холодной бесстружковой обра- ботки	Дегали и инструмент, подвергающийся воздей- стивию коррозии и из- нашивания: измеритель- ный инструмент,клапана насосов, подшипники
2	723	823	523	523
6	I,96	I,90	2,00	I,00
5	65 (84)	14	72	69
4	50 (76)	Ŕ	41	₩.
ŝ	Аналог M6 с высоким дсодерж. Сг	Cr -14,0 Mo -3,0 Cu -0,8 Ni -0,4 C -0,5 C -0,55	Cr -3,0 Mo -3,0 Cu -1,5 B -0,02 C -0,65	Cr -20,5 Mo -2,0 Ni -0,25 Cu -1,0 C -0,5
2	ĸ	30	al 33	2
I	MS5	NES	C-Speric	S

	6	Thyssen Edeistahl- werke AG (@PT)	MICMC (MOCKBA)		To we			To we		E	J.O. X.G	BP HTO IIM	(MNHCK)	Yrpcneucranb	(Запорожье)	
and the second s	8	Инструмент для холодной и горачей бесстружковой обработки петаллов, для реаки цветных металлов, для реаки цветных металлов и в производстве поли- мерных изделий, измери- тельный инструмент, из-	Инструмент и износостой- кие детали		Тоже			Инструмент и износостой-	кие детали в коррозион-	Инструмент и износостой-	кие детали	To me		Режущий и мерительный	инструмент, элементы штамгов конпукторные	втулки, стружколомающие пластини и т.п.
	5	773	ı		1					t						
	9	2,20	I,10 I 25	I.40	I,20	I,40	I,50	06*0	I,I0	I,20	I,23	I,28	I,50	I,20	I,60	06'0
and the second s	5	67	73	2 88	14	69	67	64	53	72	68	74	72	20	14	72
	4	20	55	47	48	43	38	58	47	51	39	1	1	43	44	50
the second	3	Ti -0,2 Mc -13 Co -15,0 Ni -13,0 Cu -0,5	X4H2M8 X4H2M8	X4H2MB	XIZM	XI2M	XI2M	X18HI5	XI8HI5	X6B3M	X6B3M	X694M	X6Ф4M	PGM5KD	ИЛИ	PGM5
	2	58	50	8	50	40	30	50	40	40	30	50	40	20	52	33
	I	-292 -292														

6	ВНИИТС (Москва)	То же	лти лм. Ленсовета	ИШ	То же	То же	e To me
8	Инструмент для холодной бесстружковой обработки металлов	Вытажные штампы, режуций инструмент для деревооб- работки, износостойкие петали	стольных инструмент, вы- режуций инструмент, вы- рубные и гибочные штам- у пы, фильеры, детали прессформ	Инструмент и детали, подвергающиеся изнашива- нию в условиях умеренной коррозии	Инструмент холодной бес- стоулжовой обработки ме- таллов, высокопрочные износостойкие детали машин	Инструмент холодной и го- рячей бесстружковой обра- ботки металлов, прочные и и вязкие износостойкие детали машин.	Инструмент и износостойжие детали с высокой коррозион но- и жаростойкотыр
1 4	i	5235	O B).	673	523	973	I073
6	ни адлато них сталой т. радость	I,I5 I,20	I,00 I,25 I,80	I,60 I,40 I,30	2,20 2,30 2,00 1,50	2,40 2,50 1,50	1,90
5	14	(06)	(91,5) (90,5) (89,0)	(86) (89) (02)	(87) (88) (89) (91)	(83) (86) (98) (90)	(82)
4	45	nine support	1.1	(75)	(74)	1 1 1	1
3	Cr -2,6 Mo -2,6 Cu -2,6 C -1.0	6H8IX	Fe, Cr Ni, Mo	сталь нержав. хромист.	сталь низко- легиров.	сталь Никеле- Вая	сталь
2	32,5	70	××××06	40 50 60	40 50 70 70	80 0 00 80 00 80 80 80 80 80 80 80 80 80 80 80 80 8	50
I	TC 65	TC30XH	KHTHIO KHTH2O KHTH3O	40TXC 50TXC 60TXC	40THC 50THC 60THC 70THC	50THC 60THC 70THC 80-HTC	50TXH

6		
	жига).	
8	обработжи (от	
6	рмической	
9	2,00 I,30	
5	(85) (88) (88) (88) (88)	
4	итн ость посл	
2 3	о нерж. о аустен се железо. вная тверл жарбонитр	
I	60ТХН 6( 70ТХН 7/ х Остальн хх Минималя	

дотитановых твердых сплавов: относительно высокую горячую твердость, низкий коэффициент трения при сухом трении, превосходную стойкость против адгезионного изнашивания. Преимущественно этому виду изнашивания подвергаются инструменты для бесстружковой обработки металлов [7 и др.]. Благодаря вышеупомянутым преимуществам карбидотитановых твердых сплавов перед сплавами WC-Co,обеспечивается лучшее течение обрабатываемого материала в области острых углов инструмента и на поверхности инструментов не наблюдается адгезии обрабатываемого металла.

Карбидостали на основе низко- и среднелегированных инструментальных сталей марок С. С- Spezial. TC-65. THC (таблица) и др. имеют, из-за низкой теплостойкости, относительно ограниченное применение только для холодной бесстружковой обработки металлов (температура инструмента не превышает 523... 570 К). Эти же сплавы применяют при изготовлении измерительного инструмента. Более универсальны-MN SBARNTCS CHARBE H& OCHOBE BECONOXOOMNCTEX NHCTDYMEHTALE. ных сталей со вторичной твердостью, сохраняющих высскую твердость до 773...823 К (сплавы марок CM, WFN, Tic -сталь XI2M и др. в таблице). Эти сплазы можно применять как для холодной, так и горячей бесстружковой обработки металлов. Недостатком высокохромистых карбидосталей является XN меньшая прочность и вязкость по сревнению с низколегированными сплавами.

Более высокой вязкостью и одновременно достаточной теплостойкостью обладают карбидостали со связками из теплостойких сталей, например сплавы SK и TiC - 5X6BM2 3 таблице. Такие сплавы применяются в штампах, работающих в условиях высоких статических и динамических нагрузок. Инструментальный материал для работы в условиях умеренной коррозии, например, в пищевой и химической промышленности, должен иметь связку на основе хромистых нержавеющих сталей мартенситного класса (например, сплавы марок CS-40, S, ТХС в таблице). Однако эти сплавы. из-за их пониженной вязкости и прочности, не пригодны для работы при значительных нагрузках динамического характера. Такие сплавы за рубежом применяются для изготовления измерительного инструмента, клапанов насосов, подшипников и других деталей, работающих в коррозиснных условиях. Разработанные в ТШИ

сплавы марки 50ТХС нашли применение в качестве ножей для резки ободковой бумаги на фабрике "Леэк". Благодаря высокой коррозионно-абразивной износостойкости срок службы может из этой карбидостали превосходить срок службы ножей из сплава ВК8.

Карбилостали со связками из мартенситностареющих стахарактеризуются высокой прочностью, вязкостью и терлей мостойкостью (сплавы марок M6, MS-5, Nikro-292 в таблице). Инструмент из таких сталей обычно подвергается пополни--тельному поверхностному упрочнению азотированием. Этими карбидосталями армируются крупные изнашиваемые поверхности путем пайки или механического крепления армирующих BCTAвок, облицовок, либо путем аргонодуговой наплавки. Таким образом покрываются червяки экструдеров и машин для литья под давлением полимерных композиций. содержащих абразивные наполнители [8]. Карбидостали на основе аустенитных дисперсионно-твердеющих стадей (сплав HT-2 в таблице) немагнитны и жаростойки до высоких температур. Сплавы на основе нержавеющих аустенитных сталей (марки S -55, TiC - XI8HI5, TC -ЗОХН. ТС -- 40ХН. ТХН в таблице) отличаются наибольшей коррозионной и жаростойкостью и, благодаря аустенитной структуре связки, хорошей вязкостью. Оцнако их абразивная ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ НИЖЕ, ЧЕМ У ТЕрмически обрабатываемых (закаливаемых) карбидосталей. Такие карбидостали применяются для изготовления прессформ горячего прессования, вытяжных штампов, а также инструмента в деревообрабатывающей промышленности [9, 10].

Известна высокая прочность и вязкость сплавов WC-(Fe,Ni). Высокой вязкостью и прочностью обладают также карбидостали на основе железоникелевых сплавов, например марки THC, разработанные в THИ (см. таблицу). Эти сплавы также, как и сплавы на основе аустенитных нержавеюцих сталей, практически не упрочняются термической обработкой и поэтому их необходимая твердость достигается только содержанием карбидной фазы, В этом смысле они отличаются от "традиционных" карбидосталей и похожи на стандартные твердые сплавы. Сплавы марки THC применяются, либо проходят испытания в качестве инструментального материала различного назначения. Например, на заводе "Пионер" работают матрицы из сплава 75 THC для прессования порошковых сталей. по стойкости не уступающие матрицам из сплавов ВКЗ. Высокую стойкость показали фильеры для правки стальной проволоки, рабочие органы штампов для вырубки электротехнической стали и для высадки стальных болтов, изготовленных из сплавов ТНС с разным содержанием карбида. Высокую стойкость показали сплавы этой марки также в качестве резаков угледобывающих комбайнов, в качестве пальцев рабочих органов дезинтеграторов.

Износостойкие конструкционные детали - это область применения, где карбидостали, благодаря высокой прочности и вязкости, часто имеют преимущество перед другими EETC. Карбидостали отличаются высокой стойкостью против адгезионного изнашивания [11]. Поэтому они находят применение в тех случаях, когда трущиеся поверхности должны хотя бы короткое время работать без смазки. Например, подшипники с воздушной смазкой, подшипники и другие скользящие поверхности, работающие без смазки в вакууме. Применение Haxoдит и другое свойство карбидосталей: - высокая жесткость и способность поглощать вибрации (в отожженном состоянии). По этим причинам карбидостали применяются при изготовлении шлифованных оправок, расстояных шпинделей и буровых штанг, что позволяет повысить точность сбработки поверхностей [12].

Разработанный в ППИ сплав 60ТЖС, отличающийся высокой абразивной износостойкостью совместно с высокой прочностью, нашел применение в качестве распылителей жидкого топлива, ресурс работы которых превышает ресурс работы стальных в I0...I2 раз. Этот же сплав показал себя хорошо также в качестве пальцев рабочих органов делинтеграторов. Обе детали, распылители и пальцы дезинтеграторов, из названной карбидостали выпускаются в настоящее время малым предприятием "Кермис".

Карбидостали СМ (см. табл.), в связи с их повышенной теплостойкостью, находят применение при изготовлении деталей реактивных (ротор и лопатка топливного насоса) и роторных двигателей (передняя прокладка – уплотнитель). Коррозионностойкие сплавы СS-40 и S применяются для изготовления седел и штоков клапанов двигателей и насосов, уплотняющих колец, подшипников и других деталей, подвергающихся одновременному изнашиванию, электрохимической или химической коррозии [12, 13].

Сплавы со связками из мартенситностареющих сталей Мб (см. табл.) применяются для изготовления деталей топливных насосов реактивных двигателей) поршень и сегмент подпятника) [8. 12]. Коррозионностойкие сплавы 5-55 применяются пля изготовления деталей различных клапанов. а сплавы этой же группы с более высоким содержением ТіС (ТС-ЗОХН, ТС-40ХН, ТС-40ХН) в качестве кондукторных втулок, насадок гидромониторных установок [9, 10]. Фирмой Thyssen Edelstahlwerke AG: разработаны карбидостали GU-30 имеющие повышенную стойкость против задиров GUNI, И и эффект самосмазывания. Эти свойства достигаются, благодаля солержанию в связке соответственно мартенситной или аустенитной структуры, свободного графита. Применяются для изготовления подшипников скольжения и качения, H8правляющих.

Приведенные примеры иллострируют лишь некоторые возможные области применения карбидосталей. Применение деталей из карбидосталей, в связи с относительно высокой себестоимостью, оправдано лишь в случае их значительного увеличения срока службы по сравнению с аналогичными стальными деталями.

#### Литература

І. Клячко Л.И., Кудря Н.А. Новое в производстве и применении твердых сплавов // Цветн. металлы. 1986. № 9. С. 88-94.

2. Х вопросу установления рационального применения безвольфрамового сплава типа ПІ / О.В. Кочнашвили, Г.Д. Меладзе, А.И. Миканадзе и др. // Тр. Грузинск. политехн. ин-та. 1983. № 8 (265). С. 47-50.

3. Лосева С.С., Эйхманс Э.Ф. Твердые сплавы на основе ТіС со связкой типа стали // Твердые сплавы: Науч. тр. ВНИИТС № 8. М.: Металлургия. 1969. С. 17-27.

4. Инструментальный материал, сочетающий свойства стэли и твердого сплава / Ю.Ф. Бокий, А.Г. Ципунов, А.Н. Эсадчий и пр. // Стань. 1983. № 2. С. 70-71. 5. Карбидостали и их свойства / Ф.И. Жданова, А.И. Ляпунов, А.М. Гусева и др. // Горячая обраб. инструж. и исслед. инструм. материалов. М., 1981. С. 18-21.

6. Механическые свойства керметов харбснитрида титана – ниобия – Fe/Ni.Cr, Mo/C.C. Орданьян, Л.Г. Масхулия, И.Б. Пантелеев и др. // Порошк. металлургия. 1984. № 7. С. 33-36.

7. W e b e r S. Curring- drawing- forming and bending with steel-bonded titanium carbide // Sheet Met. Ind. 1981. Vol. 58, N 4. P. 270-276.

8. Robisch T., Mal N., Tarkan S. Steel bonded carbides now offer hardenable wear resistance overlays // Mod. Dev. Powder Met. 1981, V. 14. P. 467-483.

9. Кулешевская В.М. Использование безвольфрамовых твердых сплавов в черной металлургии // Металлург. 1985. № 12. С. 39-40.

10. Свойства безвольфрамовых твердых сплавов на основе карбида титана со стальной связкой / О.Н. Эйдук, О.Я. Липкес, В.И. Малкерсв и др. // Структура и свойства твердых сплавов: Научн. тр. ВНИИТС. М.: Металлургия. 1983. С. 40-41.

11. E l l i s S. Alloy bonded carbides produced by P/M are superior when adhesive wear is present // P/M 82. Eur. Int. Powder Met. Conf. Milano. 1983. P. 47-54.

12. M a l M.K., T a r k a n S.E. Steel-bonded carbides as engineering materials // Progress Powder Metallurgy. Vol. 28: Proc. Nat. Powder Met Conf. New York. 1972. P. 209--224.

13. Frehn F. Neue korrosions- und verschleißfeste bear beitbare Hartstoffe: Ferro-Titanit für die chemische technik // Werkst. und Korros. 1979. Ed. 30, N 12. S. 870--872. J. Kubarsepp, H. Annuka, L. Valdma

Karbiidterased kui kulumiskindlad konstruktsioonija tööriistamaterjalid

Kokkuvote

Vaetakse volframivabade kõvasulamite, sealhulgas karbiidteraste puudusi ja eeliseid, võrreldes kõvasulamitega volframkarbiidi baesil. Tuuakse meil ja välismaal väljatöötatud karbiidteraste põhilised kasutusalad tööriistamaterjalidena metallide lõike- ja survetöötlemisel, kulumiskindlate konstruktsioonimaterjalidena jne.

J. Kubarsepp, H. Annuka, L. Valdma

Steel-bonded Hard Alloys as Wear Resistance Engineering and Instrumental Materials

#### Abstract

The advantages and shortages of tungsten-free hard alloys, especially steel-bonded ones, in comparison with tungsten carbide hard alloys are represented. The main fields of application of steel-bonded hard alloys, elaborated both abroad and in the USSR as cutting and pressure shaping instrumental materials and as materials for wearresistance structure elements are observed. ₩ 690

#### TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED

#### ТРУЛЫ ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УДК 531.781 (088.8)

М. Аястс, П. Пыдра

# СПОСОБ ДЛЯ ЭКСПРЕСС-ОЦЕНКИ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МИНИАТЮРНЫХ ПАР ТРЕНИЯ

Стандартные измерительные средства для проведения экспресс-оценок и быстрых, но достаточно точных измерений сил и моментов в ходе экспертиз и выбора конструкционных вариантов механических систем приборов, во многих случаях OTсутствуют. Простые и легко реализуемые гравитационные C'Aло- и моментоизмерительные способы - маятниковые, гидростатические, падающей массы и др. - могут быть осуществлены в специальных измерительных средствах только в случае горизонтальной оси исследуемого объекта. При вертикальной оси объекта, например подшипникового узла, такие измерительные системы должны содержать дополнительные передаточные механизмы, направляющие ролики N другие элементы [I], преобразующие направление лействия уравновешивающей силы тяжести. Все это усложняет конструкцию и приводит к дополнительному трению в самой измерительной системе. Следует также стметить, что в маятниковых и др. таких гравитационных измерительных средствах должны быть предусмотрены градуировочные устройства, что Takke ограничивает возможности проведения экспресс-исследований.

Экспресс-исследования момента трения покоя (момента трогания) в различных миниаторных опорах скольжения и качения, силы трогания в направляющих преобразователей перемещения в линейных микродвигателей; силы предварительного натяжения пружин и гибких связей, исследования измерительных сил и сил контактирования деталей и т.д., на наш взгляд, можно успешно осуществлять по приведенной на рис. I а) простой схеме, позволяющей на исследуемый объект I повлиять с помощью нити З, натяпутой дробыо 2 и наклонензой на угол β горизонтальной свлой:



Рис. 1. Принципиальная схема способа (а), вариант контактного элемента (б) и измерение момента трения подшипникового узла при вертикальной оси: 1 - исследуемый объект; 2 - груз (дробь, гиря); 3 - тонкая нить; 4 - крепленае нити; 5 - направляющие движущего наконечника.

При плавном уселичении угла β с помощью смещения точки крепления нити, в момент трогания направляющего (размыкания контактов, достижения заданной деформации и т.д.) значения силы F<sub>0</sub> можно принимать как оценку измеряемой силы, например, силы трения в направляющих. Очевидно, чтобы не нагружать объект чрезмерной вертикальной силой mg(1-соя  $\beta$ ), угол наклона следует выбирать как можно более малый. Если  $\beta \leq 10^\circ$ , эта вертикальная сила составляет примерно I,5 % от горизонтальной составляющей F<sub>o</sub>, чем, как правило, можно при экспресс-исследозаниях пренебречь. Далее, чтобы обеспечить при малом угле наклона нити удобный для практических измерений стандартными измерительными средствами циапазон изменения величины  $l_x$ , длину нити b следует выбирать достаточно большой (в наших экспериментах, как правилс, диаметр нити C,075...0, I мм, длина 500 мм). Таким образом, данный простой гравитационный способ косвенного измерения силы редуцируется на измерение длины, а в градуировочных операциях при его осуществлении не нуждается.

В рассмотренном выше случае трение медду нитьо и контактным элементом исследуемого объекта не рассматривалось. Так как контактный элемент реальной конструкции имеет радиус округления (ги d, рис. I), сила натяжения в ведущей ветви нити видисляется по формуле Эйлера:

$$F_{s} = mge^{\dagger\beta}, \qquad (2)$$

где f - коэффициент трения между нитью и контактным элементом;

В - угол обхвата.

Горизситальная составляющая силы, влияющей на исследуемый сбъект, в этом случае (см. рис. I а):

$$F_{0} = mge^{f\beta}sin\beta = mae^{f\beta}sin\left[\arctan\left(\frac{l_{x}}{b}\right)\right], \quad (3)$$

где lx - перемещение точки крепления нити,

b - расстолние контактного эдемента от направления этого перемещения (исходная длина нити).

При экспресс-исследованиях, как правило, требования к погрешности измерения не так жэстки. Поэтому, в зависимости от требуемой точности измерений, основную формулу (3) можно упрощать. Так, например, при коэффициенте трения f = 0,15 и угле эбхвата  $\beta = 10^{\circ}$  введение величины  $e^{f\beta}$  изменяет результат расчета лишь на 2,6 %, при угле  $20^{\circ}$  на 5,4 %. При малых углах наклона нити ( $\beta \le 10^{\circ}$ )  $\sin\beta \approx \beta = \frac{l_x}{b}$ и формула (3) сокращается до зналогичного формуле (I) вида:

 $F_0 = mg \frac{l_X}{h}$ .

(4)

$$\Delta F_{o} = \pm g e^{\int \frac{l_{x}}{b}} \frac{1}{b} \left[ l_{x}m + m \Delta l_{x} \left( f \frac{l_{x}}{b} + 1 \right) + m \frac{l_{x}}{b} \Delta b \left( 1 - f \frac{l_{x}}{b} \right) \right], (5)$$

где Am, Alx, Ab - погрешности прямых измерения.

Вопрос с выборе значения параметров схемы и типа расчетной формулы при осуществлении способа, изображенного на рис. I, целесообразно решать при каждом конкретном случае отдельно с помощью ЭВМ. Наш опыт показывает, что погрешность таких косвенных измерений несложно держать в пределах 2...3 %, а способ сам особенно удобен для применения его при исследовании миниатерных узлов трения. На рис. I с показана схема измерения момента трения покоя в подшипниковых узлах. Значение момента трения в таком случае определяется как произведение Fog.



Рис. 2. Зависимость момента трогания от нагрузки в подшилниковых узнах поворотной рамы лазерных проигрывателей: 1 - подшилники 1000094; 2 - подшилники 1000084; 3 - поворотная рама проигрывателя "Филипс".

В качестве примера применения данного способа на рис. 2 приведены некоторые результаты экспериментальных исследований приборных подшипников качения.

## Литература

I. А.с. 462356 СССР, МКИ 5 ОІL 1/08. Маятниковое силоизмерительное устройство.

2. Бурдун Г.Д., Марков Б.Н. Основы метрологии. М.: Изд-во стандартов, 1972. 312 с.

# M. Ajaots, P. Podra

# <u>Kiirmeetod miniatuurhöördepaaride</u> tribonaitajate hindamiseks

## Kokkuvõte

Artiklis on antud lihtsa jõudude ja momentide mõõtmise gravitatsioonimeetodi kirjeldus. Selle abil saab mugavalt ja kiiresti määrata minijuhikute, laagerduste, vedrude, liugkontaktide jt. sõlmede tribonäitajaid. Selgituseks on lisatud skeemid, arvutusvalemid ja mõned mõõtetulemused ning soovitused meetod: praktiliseks kasutamiseks.

M. Ajacts, P. Podra

Un mode pour les appréciations rapides des caractéristiques tribotechniques des paires de frottement minuscules

## Résumé

Dans cette article on presente un mode simple et facile d'effectuer les mesurages des forces et des momenta. Ce mode permet réaliser les appréciations rapides des caractéristiques tribotechniques des guides minuscules et des unités de palier, des caractéristiques des éléments élastiques, des forces de contact des interrupteurs etc. On présente encore les schémac et les formules de calcul, quelques recommandations d'effectuer le mode et les exemples des resultats obtenus. ₩ 690

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED TPYAN TALJUHHCKOFO TEXHUYECKOFO YHUBEPCUTETA

УДК 621.891:681.2.084

П. Пыдра

# ОПЫТ ПРИМЕНЕНИЯ ПРИБОРА ДПІІ-А ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МИНИАТЮРНЫХ ОПОР

Среди малочисленных стендов и устройств, предназначенных для экспериментального исследования момента трения в приборных опорах, прибор ДПІІ-А (рис. І), разработанный СКБ Минвуза СССР выгодно отличается конструкцией, в частности поворотной плитой, позволяющей удобно нагружать исследуемые опоры различными комбинациями осевых и радиальных нагрузок, а также – возможностью плановой регулировки частоты вращения в достаточно широком диапазоне (от 400 до 3600 об/мин).



Рис. 1. Прибор ДП11-А, оснащенный текзопреобразователем С50.

С целью выяснения B03можности применения прибора n. ДПІІ-А, кроме учебных целей OS/MH при научных исследованиях 3000 различных опор качения N скольжения приборов. нами 2000 проведены исследования некоторых его метрологических характеристик и проведен цикл<sup>1000</sup> испытаний опор.

Серийная установка оснащена системой измерения частоты вращения при помощи тахогенератора. На рис. 2 показана градуировочная характеристика тахогекератора, полученная нами



Рис. 2. Градувровочная характеристика тахогенератора прибора ДП11-А.





Рис. 3. Измерительная система момента с фотоэлектрическим преобразователем силы (а) и с тензопреобразователем силы С50 (б);

> исследуемый подшилник; 2 – шпиндель; 3 – стержень передачи момента; 4 – плоская пружина; 5 – подвижный экран; 6 – фотоэлемент; 7 – источник света; 8 – тензопреобразователь силы С50.

фотоэлектрическим преобразователем и частотомером типа 43-34, основнал погрешность которого при измерении интервала времени составляет ±0,1 мкс, что ссответствует относительной погрешности частоты в тысячных долях процента. И которой можно пренебречь. Период вращения был измерен по одной метке на шпинлеле. Рассеивание результатов наблюдений на rpaфике в основном вызвано фичктуацией частоты вращения шпинделя. Максимальное рассеивание (до +50 об/мин) наблюдалось при малых частотах врашения (от 400 до 800 об/мин). Лля стабилизации работы привода требуется система автоматического контроля и регулирования частоты вращения при помощи импульсного фотоэлектрического датчика, с отрицательной обратной связью. Для более точного определения конкретного значения частоты вращения, стрелочный прибор на выходе тахогенератора целесообразно заменить на цифровой.

Первоначально прибор ДПІІ-А был оснащен системой измерения момента (рис. 3 а), включающей плоскую пружину N тотоэлементный преобразователь перемещения. Однако данная фотосистема оказалась чувствительной к нестабильности светового потока и параметров электрорадиоэлементов из-за Heиспользования в ней дифференциальной измерительной схемы. Поскольку длина измерительной пружины в конструкции прибора является плавно регулируемой, составление необходимого KOличества градуировочных характеристик достаточно трудоемко. Ввиду этого описанная система измерения была заменена на полупроводниковый тензопреобразователь силы типа C50 TY 25-02.720135-83 (рис. 3. б), имеющий питание от отдельного источника постоянного тока. По наспорту преобразователя номинальное значение диапазона измерения силы составляет 50 H. которому соответствует диапазон измерения выходного сигнала не менее 240 мВ при вариации не более 0.4%.



Рис. 4. Градувровочная характеристика тензопреобразователя С50.

На рис. 4 показана градуировочная характеристика тензопреобразователя с удлиненным стержнем, полученная при помоци комплекта гирь 2-го класса, усилителя выходного сигнала и вольтметра В7-I6, при горизонтальном расположении оси преобразователя (усиление выходного сигнала в 2500 раз). Рассеивание результатов наблюдений на графике (не превышает ±3 %) вызвано в основном неопределенностью точки нагружения на стержне преобразователя.

Моменты трения, соответствующие силам нагрузки F, вычисляются по формуле:

$$M_{TD} = FL, \qquad (1)$$

где L - расстояние от оси шпинделя до оси преобразователя (L = 59 <u>+</u>0, I мм).

Погрешность момента трения вычисляется по формуле:

$$\Delta M_{Tp} = \pm (F \Delta L + L \Delta F)$$

и не превышает +4 %.

Из-за флуктуации момен- Мр, та трения подшилников каче- мнм ния в зависимости от угла поворота в качестве выходного прибора целесообразно примеить самопишущий прибор (нами был использован прибор (намости момента трения некоторых подшилников качения (наот осевой нагрузки при частоте вращения 450 об/мин.

Исследования на приборе ДПІІ-А показали, что <sup>Рис.</sup> значительное влияние на флуктуацию выходного сигнала оказывают осевое и радиальное биения шпинделя, а конструкция системы



(2)



гиревого нагружения способствует возникновению резонансных колебаний исследуемых подшипников, (например у подшипников 1000094, при частоте вращения 1200...1500 об/мин, момент трения увеличился за счет вибрации в 5 раз и флуктуация в 2 раза). Таким образом, при практическом применении прибора ДПІ-А особое значение следует обратить на способы устранения вибрации исследуемого узла (эффективные глушители, безынерционные системы нагружения подшипника, например, электромагнитная, пневматическая и др.). В случае предотвращения резонансных колебаний подшипникового узла, описанная выше тензорезисторная система измерения момента трения и цифровое измерение частоты вращения позволяют использовать прибор типа ДПІ-А кроме учебных целей и для проведения экспериментальных исследований весьма разнотипных приборных опор. Seadme AN11-A kasutamine minilaagerduste tribonaitajate uurimisel

## Kokkuvõte

Artiklis on analüüsitud seadme ДП11-A kasutamise või malusi minilaagerduste höördemomentide möötmisel sõltuvalt koormusest ja pöörlemissagedusest. Lisptud on ka gradueerimiskõverad ning näiteks mõned mõõtetulemused.

### P. Podra

# L'experience d'emploi de dispositif AN11-A pour les recherches des caractéristiques tribotechniques des appuis minuscules

# Résuré

Dans cette article on présente l'unalyse des possibilités d'employer le dispositif ANII-A pour les mesurages des moments de frottement des appuis de précision selon le valeur et le type de la charge et la fréquence de tournement. On présente encore les caractéristiques de graduation et une exemple des résultats obtenus.

#### № 690

# TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED TPYJH TALJUHHCKOFO TEXHUYECKOFO JHUBEPCUTETA

УДК 621.822.5 Ж.И. Темре

# ФРИКЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РАДИАЛЬНО-УПОРНЫХ ОПОР В ПРЯМЫХ ПРИВОДАХ РАДИОЭЛЕКТРОННОЙ АППАРАТУРЫ **\***

Радиально-упорные опоры являются единственными узлами, которые связывают механически вращающуюся систему с неграцающимися частями прямого привода. Параметры трения опоры непосредственно сказываются на характеристике всей системы. Необходимой предпосылкой для реализации надежно функционирующей конструкции является точность учета сопротивления трению в приводе создаваемой радиозлектронной аппаратуры в непостоянных режимах работы [1].

С целью изучения фрикционных характеристик опор. состоящих из радиального подшипника скольжения и цапфы, упирающимися со сферическим торцом на плоский подпятник [2], нами проведены экспериментальные исследования применяемых в производстве опор. Эксперименты проведены в режиме выбеге на специально разработанном стенде [3]. Диапазон изменения угловых скоростей цапфы от 90 до 0 рад/с, угловые ускорения варьирустся в пределах от 0.02 до 0.9 рад/с2. Цаловы изготовлены из стали 95х18-Т-В ГОСТ 5949-75. шероховатость поверхности R. = 9.1 мкм. После сборки исследуемой споры наблюдается значительное колебание момента трения, который стабилизируется через 100 - 150 оборотов цапфы. Все измерения проведены в условиях стабилизированного трения. На рис. І приведены характерные кинематические характеристики момента трения при разных параметрах Haгрузки и с разными смазочными материалами (см. табл. I). Зазоры опор заполнены полностью смазочным материалами. Нагруженное ссстояние опоры за счет действия консольной радиальной нагрузки оценивается средним радиальным давлением по следующей формуле:

Х Работа выполнена под руководством доц. М.Э. Аяотса.

$$=\frac{F_{A}+F_{B}}{2L_{\Sigma}n},$$
 (I

где L<sub>5</sub> - суммарная длина радиального подшипника;

PCPD

F<sub>A</sub> и F<sub>B</sub> - радиальные нагрузки в контактных зонах втулки с цапфой (см. [2]);

r - радиус цапфы.

Консольное действие внешних нагрузок оценивается средним нагрузочным моментом:

$$\bar{A} = \frac{2F_{\rm P}}{2c-\sigma-b}, \qquad (2)$$

где F<sub>p</sub> - радиальная нагрузка;

a, b, c - параметры геометрии опоры по [2, рис. I].

Таблица І

Применяемые смазочные материалы

Масло	Вязкость динамическая, Пас					
	(при 20 °С)					
T 22 (FOCT 32-74)	0,02 - 0,03					
MI-714						
(TY-38-I-258-69)	0,18					
OKE-122-7	I.2 (при 50 °C и скорости деформа-					
(FOCT 18179-72)	ции 1000 с <sup>-1</sup> )					

Наглядное сходство приведенных кривых с диаграммами Герси-Штрибека [4] позволяет предположить, что с изменением угловой скорости цапфы происходит изменение вида смазки в опоре. Результаты проведенных измерений электрического сопротивления между цалфой и втулкой и между цалфой и подпятником по методике [5], а также результаты измерений избыточного давления в опоре (рис. 2) подтверждают это предположение. Электрическое сопротивление между цапфой и подпятником в течение всего цикла эксперимента составляет несколько Ом. в то время как сопротивление между цапфой и втулкой быстро возрастает выше 30 к ? в правой части от минимума кривых кинематических характеристик трения. Полученные результаты свидетельствуют, что в радиальной части исследуемых опор возможно осуществить как граничный, так и гидродинамический вид смазки при относительно малых угловых скоростях цапфы. Как следует из изменения кинематиче-



Рес. 1. Момент трения в радиально-упорной споре в зевисемости от угловой скорости цапфы:

г = 4 мм, подпятник-капролон В,  $R_c$  = 3,5 мм,  $F_o$  = 33,2 H; а - без смазочного материала; б, в, г - со смазочным материалом; а, б, в - радиальный подшилник из ЛС 59-1,  $\Psi$  = 0,0025, L = 20 мм,  $R_d$  = 0,4 мкм; г - радиальный подшилник из пористой бронзы HB-11 ДЕВО.825.000-10ТУ,  $\Psi$  = 0,0018, L = = 21 мм,  $R_d$  = 0,4 мкм.

ской карактеристики трения с изменением нагруженного состояния опоры (рис. I и 3). уволичение длины втулки при-BOILNT ANNIE K SHEVNTEJLHOMY a росту сопротивления врашение. а не к снижению переходной YLAOBON CKCDOCTN, KAK MOMHO было прешнолагать. Возрастание трения обусловлено увеличением вязкостного сопостив-**Ления в слое смазки и повы**шеннем роли погрешностей геометрии в сопряжении. Зна-Рис. 2. Диаграммы давления в радиальчительное влияние на пореход от граничного к гилродинамическому виду смазки оказыва-



ном подшиплике, рыс. 1.б, при угловой скорости цапфы 8 рад. с, Рсрр = 31,9 кПа, M = 48,4 мНм.

ет вязкость смазочного натериала и зазор в радиальной части опоры (рис. 3 и 4). Наблюдаемое уменьшение сил трения с уменьшением зазора при малых радиальных нагрузках обусловлено изменением эксцентриситета действия осевой нагрузки относительно общей оси опоры. Хотя при формировании CYMмарного момента трения определяющими являются силы в paциальной части, упорные элементы (сфера и подпятник) B реальных конструкциях работакт в более тяжелых условиях. Осевые нагрузки превышают рациальные в десятки раз. Доходя .ao 35 H. Экспериментально исследовалось трение верчэния в следующих парах: подпятник из наполненного фторопласта •KH-7 BTY II-16-69. металлофторопластовой ленты (MOI) ТУ 27-01-01-1-75. поднамила ПА 6-210 ОСТ 6-06-С9-79 И блочного поднамида Капролон ВТУ 6-05-1152-78, сфера торца цапфы радиусом 3.5 мм. Контурные давления находятся по теории Герца [6] и коэффициент трения верчения определяется из соотношения

$$f_{B} = 153,8 M_{B} \cdot \left(\frac{F_{0}^{L} R_{0}}{E}\right)^{-\frac{1}{3}},$$
 (3)

где F. - осевая нагрузка;

R. - радиус сферы:

- Е приведенный модуль упругости:
- М. момент трения верчения.



Рис. 3. Момент трения в радиально-упорной опоре в зависимости от угловой скорости цапфы:

P = 1,25 мм, подпятник-капролон В,  $R_0 = 1,4$  мм,  $F_0 = 7,5$  H, радиальный подшилник из ЛС 59-1,  $\Psi = 0,036$ ,  $R_0 = 0,4$  мкм;  $a^{-1}-p_{c,pp} = 0$ ,  $\overline{M}=0$ ;  $2-p_{cpp} = 6,6$  кПа,  $\overline{M}=6,2$  мНм;  $3-p_{cpp} = 12,5$  кПа,  $\overline{M}=14,3$  мНм;  $4-p_{c,pp} = 37,2$  кПа,  $\overline{M}=29,2$  мНм;  $5-p_{cpp} = 58,6$  кПа,  $\overline{M}=46,7$  мНм;  $681-p_{cpp} = 0$ ,  $\overline{M}=0$ ,  $2-p_{cpp} = 26,8$  кПа,  $\overline{M}=7,3$  мНм;  $3-p_{cpp} = 69,4$  кПа,  $\overline{M}=17,5$  мНм;  $4-p_{cpp} = 144,7$  кПа,  $\overline{M}=35,6$  мНм;  $5-p_{cpp} = 277,1$  кПа,  $\overline{M}=55,3$  мНм.

Сильное влияние на момент трения верчения оказывает вязкость смазочного материзла (рис. 5). С повышением нагрузки увеличивается прилегание из-за деформации контакт рушких поверхностой, вследствие которого окружная схорость соны на границе контакта растет. Можно предполагать, что при этом возникает полухидкостная смазка, а также частично элистогидродинамическая смазка, эффективность которых выше при применении пластичного смазочного материала.



Рис. 4. Момент трения в раднально-упорной опоре в зависимости от угловой скорости цапфы:

р = 1,25 мм, подпятник-капролон В, R<sub>0</sub> = 1,4 мм, F<sub>0</sub> = 7,5 H, радиальный подщипник из пористой бронзы НВ-0,5 ДЕВО.825.000-04ТУ, L = 3 мм, R<sub>0</sub> = 0,4 мкм.

С дальнейшим повышением нагрузки интенсивность роста зоны контакта уменьшается и роль благоприятного действия микроклиньев смазки в периферии контакта снижается и коэффициент трения растет.

Настоящие исследования локазывают, что при нетрадициокно малых утловых скоростях возможно реализовать полужидкостную и даже гидродинамическую виды смазки, выбор которой зависит от правильного подбора геометрии опоры и действующих нагрузок.



#### Литература

1. Nobuyoshi Y., Minoru K., Karumi I. Direct-drive capstan motor for VHS VTRs // National Technical Report. 1982. Vol. 28, N 3. P. 162-171.

2. А я о т с М.Э., Т а м р е М.И. Условия для обестечения стабильного трения в приборных радиально-упорных опорах скольжения. См. наст. сб. с.106.

3. Там ре М.И. Устройство для исследования триботехнических характеристик опор бесконтактных приборных электродвигателей // Тр. Таллиннск. политехн. ин-та. 1987. # 636 С. 76-81.

4. Коровчинский М.В. Теоретические основы работы подшилников скольжения. М.: Изд-во машиностроит. литературы, 1959. 404 с. Библ. 235 назв.

5. А я о т с М.Э. Исследование миниаторных самосказывающихся эпор скольжения: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04. Таллинн. 1977. 176 с.

6. Крагельский И.В., Михин Н.М. Узлы трения машин: Справочник. М.: Машиностроение, 1984. 280 с. Библ.: 201 назв.

#### M. Tamre

# Raadio-elektroonikaaparatuuri otseveomootorite radiaal-tugilaagerduste hõõrdekarakteristikud

## Kokkuvõte

Artiklis esitatakse eksperimentaalse uurimise tulemused, mis puudutavad laagerduste geomeetria, määrdeaine ja laagrimaterjalide, koormuse ja tapi nurkkiiruse mõju hõõrdumisele radiaal-tugilaagerdustes. Uuritavad laagerdused koosnevad kompaktsest või poorsest radiaalsest laagrist, milles paiknev tapp toetub sfäärilise otspinnaga tasapinnalisele tugilaagrile. On näidatud hüdrodunaamilise või piirmäärimise realiseerimise võimalusi. Märgitakse höördemomendi vähenemist radiaalse laagri optimaalsel pikkusel. Tuuakse eraldi välja ka tugilaagri höördekarakteristikud.

M. Tamre

Friction Characteristics of Radial and Thrust Bearings of Direct Drive Motors for Radio-electronic Apparata

#### Abstract

The paper deals with the results of an experimental investigation of the influence on friction of geometrical parameters, load, lubrication and bearing materials. It is evident that over optimum length of plain bearings has a negative effect on the friction torque. An analysis of liquid and boundary lubrication areas has been carried out. The results of the analysis allow to quantify the frictional characteristics of radial and thrust bearings in cinematic resime.

#### № 690

# TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED ТРУДН ТАЛЛИННСКОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

УДК 621.822.5

#### М. Аяотс, М. Тамре

# УСЛОВИЯ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ СТАБИЛЬНОГО ТРЕНИЯ В ПРИБОРНЫХ РАДИАЛЬНО-УПОРНЫХ ОПОРАХ СКОЛЬЖЕНИЯ

Широко распространенные в приводах радиоэлектронной аппаратуры, в изделиях звуко-видеотехники, в бытовых и др. приборах односторонние радиально-упорные опоры скольжения являются триботехническими системами, эксплуатационные

свойства которых формируются в результате OIHOвременного трения цапфы. как правило, в трех подшипниках: в двух радиальных (поз. I рис. I) и в одном упорном З. При расчетах,а также экспериментальных исследованиях таких опор считается, что данная система с одной степенью свободы и рассматривается момент трения в каждом из трех подшипников отцельно, а в итоге суммируются результаты [1]. Если для определения общего энергетического баланса в системе и оценки ее ресурса и надежности такой подход весьма приемлемый. то при необходимости более



Рис. 1. Схема радиально-упорной опоры: 1 – радпальные подшиникки, 2 – цапфа, 3 – упорный подшиникк, 4 – корпус.

точного прогнозирования фрикционных характеристик, например, опор современных звуко- и видеотехнических средств, он может привести к искажённым оценкам.




Насколько разные значения может иметь важнейшая для приборных опор эксплуатационная характеристика - мгновенный момент трения - видно на рис. 2 (частота измерений микроЗВМ измерительного комплекса [2] для серийно выпускаемой опоры электродвигателя прямого привода проигрывателя). Очевидно, расхрытие сущности таких изменений момента трения позволило бы разработать конструкционные и технологические мероприятия и наметить пути их реализации для повышения технического уровня отмеченных выше приборов.

Рассмотрим процесс формирования суммарного момента трения в радиально-упорных опорах по схеме рис. I.

Из-за неизбежных отклонений формы и расположения геометрических элементов, связанная с цапфой 2 подвижная система какого-либо прибора приобретает в действительности в участке пространства, определенном зазорами и значением упругой деформации деталей, не одну, а шесть степеней своботы. Эксцентриситеты  $\varepsilon_A$  и  $\varepsilon_B$  цалфы в торцевых плоскостях A и В подшилниковых втулок определяются соотнолением:

 $\boldsymbol{\varepsilon} = \Delta - \boldsymbol{h}_0 + \boldsymbol{h}_1 + \boldsymbol{A}_{u} \cdot \cos(\boldsymbol{n} \boldsymbol{\varphi} + \boldsymbol{\varphi}_0) - \boldsymbol{A}_b \cdot \cos(\boldsymbol{m} \boldsymbol{\Theta} + \boldsymbol{\Theta}_0), \quad (I)$ rge (cootbetctbehho k cevenno):

- радиальный зазор;
- ho минимальная толщина слся смезочного материала;
- максимальное значение суммарной деформации цапфы и втулки;
- Ац, Ав максимальная амплитуда основной гармоники профиля цапфы и отверстия втулки, соответственно, в рассматриваемой плоскости;
- n, m число выступов (неровностей) профиля основной гармоники на периметре цалфы и отверстия, соответственно;
- Фо, Ф начальная фаза и угол поворота цапфы;

00,0 - начальная фаза и угол вскатывания цапфы.

Оказывается, при исследовании положения цалфы в подшипниках, в зависимости от приложенных вношних радиальных и осевых нагрузок, целесообразно различать два случая:

$$\frac{c_{\Pi}yua\Bar{H}\ I}{c_{\Pi}yua\Bar{H}\ I}: \qquad \frac{F_{p}}{F_{0}} < \frac{f_{n1}\cdot \alpha}{c-\alpha}; \qquad (2)$$

$$\frac{c_{\Pi}yua\Bar{H}\ I}{F_{0}}: \qquad \frac{F_{p}}{F_{0}} > \frac{f_{n1}\cdot \alpha}{c-\alpha}. \qquad (2a)$$

При выполнении условия (2) поперечная реакция (сила трения) улорного элемента больше радиальной нагрузки, пятно контакта цалфы с упорным подшипичком З находится около оси вращения, а сила реакции  $F_B$  стремится к нулю ( $F_B \rightarrow 0$ ). При условии (2а) цапфа прижимается до контакта с радиальным подшипником в зоне В и сила реакции приобретает максимальное значение. Исходя из условия, что кривизна любого профиля цапфы в сечениях контактной зоны была бы всегда бслыше кривизны соответствующего профила отверстия подшипника [3], максимальный угол перекоса цапфы определяется для случаев I и П выражениями:

$$\Delta \gamma^{\mathrm{I}} = \frac{e}{a} \cos(\varphi - \varphi_{\mathrm{e}}) + \frac{\epsilon_{\mathrm{A}}}{a} \cos\left[\arcsin\left(\frac{e}{\epsilon_{\mathrm{A}}} \cdot \sin(\varphi + \varphi_{\mathrm{e}})\right)\right];$$

$$\Delta \gamma^{\mathrm{I}} = \frac{\epsilon_{\mathrm{A}} + \epsilon_{\mathrm{B}}}{a - b},$$
(3)

где е - эксцентриситет упирающей поверхности торца цапфы относительно оси цапфы;

- Че начальная фаза эксцентриситета е;
- а, b геометрические параметры опоры (рис. I).

Радиальные составляющие сил реакций в зонах контакта тогда:

$$F_{A}^{I} = F_{p} \cdot \frac{c}{a}; \quad F_{A}^{II} = F_{p} \cdot \frac{c-b}{a-b} \mp F_{0} \cdot \frac{b}{a-b} f_{n1};$$

$$F_{B}^{II} = 0; \quad F_{B}^{II} = F_{p} \cdot \frac{c-a}{a-b} \mp F_{0} \cdot \frac{a}{a-b} f_{n1},$$

$$(4)$$

где С - расстояние от плоскости приложения радиальной силы F<sub>р</sub> до упирающего торца цапфы,

Fo - осевая нагрузка,

fм - коэффициент трения при поперечном перемещении цапфы на упорном подшилнике;

знак "-" - при 
$$e \ge 0; 0 \le \varphi + \varphi_e < \pi$$
  
знак "+" - при  $e > 0; \pi \le \varphi + \varphi_e < 2\pi$ .

Для определения контактных давлений на площадях S<sub>A</sub> и S<sub>B</sub> целесообразно, на примере [4], ввести безразмерный параметр Ф, характеризующий напряженность радиального подшипника данного типа:

$$\Phi = \frac{F'(r/E_1 + t/E_2)}{R^2 L},$$
 (6)

где F'- нормальная нагрузка в контактных зонах SA и SB;

радиус цапфы;

t - толщина стенки подшипника (вкладыша);

Е, Е2 - модули упругости материала цапфы и подшипника;

R - радиус подшипника;

 расстояние между элементами опоры, определяющими перекос цапфы (для случая І L<sup>I</sup>=с), для случая П L<sup>II</sup>=с).

Максимальное значение суммарной деформации цапфы и втулки найдем тогда из выражения:

$$\Phi = \frac{\bar{h}(1-\psi)^{2}}{3(\bar{h}+K)} \left[ \frac{1}{1-\cos \gamma_{1}} (3\sin \gamma_{1} - \sin^{3} \gamma_{1} - 3\cos \gamma_{1} \cdot \gamma_{1}) - \frac{1}{1-\cos \gamma_{2}} (3\sin \gamma_{2} - \sin^{3} \gamma_{2} - 3\cos \gamma_{2} \cdot \gamma_{2}) \right],$$
(7)

где h = n - относительная суммарная деформация цапфы и подшипника;

• относительный радиальный зазор;

81. 82 - полууглы контакта, отнесенные к цалфе и втулке, соответственно;

К - коэффициент относительного перекоса цапфы.

$$K = \frac{\Delta \chi l}{\Delta} + \frac{l\beta}{\Delta} + \bar{h}^*, \tag{8}$$

- где h<sup>\*</sup> относительная деформация цапфы и втулки (вторая зона контакта);
  - β угол прогиба цапфы в зонах контакта, определяемый для зон А и В выражениями:

$$\beta_{A}^{I} = F_{P} \frac{4a(c-a)}{3\pi E_{1}r^{4}};$$

$$\beta_{A}^{I} = F_{P} \frac{2(a-b)}{3\pi E_{1}r^{4}} [2(c-a) + \frac{F_{o}}{F_{P}}f_{n1} \cdot b];$$

$$\beta_{B}^{I} = 0;$$

$$\beta_{B}^{I} = F_{P} \frac{2(a-b)}{3\pi E_{1}r^{4}} [(c-a) - \frac{F_{o}}{F_{P}}f_{n1} \cdot 2b].$$
(9)

Так как h<sup>\*</sup> является при прецизионных опорах величиной второго порядка, ею можно пренебречь. Относительная площадь контакта тогда:

$$\overline{S} = \frac{2(1-\psi)(\overline{h} + \overline{R}_{z})(\sin\alpha - \cos\alpha \cdot \alpha)}{(\overline{h} + K)(1 - \cos\alpha)} = \frac{S}{Rl}, \quad (10)$$

где S - площадь контакта,

 $\bar{R}_{z}^{u} = \frac{R_{z}^{u}}{\Delta}$  - относительная высота неровностей поверхностей цапфы;

 максимальный полуугол контакта с учетом шероховатостей поверхностей, определяемый по [4],

R<sub>z</sub>- параметр шероховатости поверхности цанфы.

По изложенной методике составлены диаграммы (рис. 3) для определения максимальных деформаций и площади контакта в приборных радиально-упорных опорах скольжения. Максимальные давления в зоне контакта определяются при этом выражением [4]

$$P_{max} = \frac{h\psi}{(1/E_1 + t/rE_2)}$$
 (II)

Из вышеизложенного следует, что при значениях параметра Ф выше критического, изменение F'и K существенно изменяет площадь контакта и, тем самым, контактное давление.



Рис. 3. Номограмма для ресчета относительных деформаций и площадей контакта в раджально-упорных опорах (формулы (8)...(11)).

Для прецизионных опор  $h \leq 0,1$ , что определяет  $\Phi_{\rm KP}$  для данного типа сопряжений.

Так как среднее контактное давление будет определяться выражением

 $P_{cp} = \frac{F'}{\overline{S} \cdot Rl}$ 

а контурное давление р<sub>с</sub> и среднее давление в данном случае считаем совпадающими, удельная сила трения будет равна [5]

где f – коэффициент трения в радиальных подшипниках. Тогда момент трения в радиальных подшипниках оценивается формулой

$$M'_{TP} = \tau_n 2\pi r^2 L z.$$

где L<sub>х</sub> - суммарная длина подшипника.

Суммарный момент трения в опорах определяется из выражений: случай I:

$$M_{TP}^{T} = f \frac{2\pi F_{P} \Gamma L_{\Sigma} C}{\overline{S}_{A} \cdot d^{2}} + 6.5 \cdot 10^{-3} f_{B} \left(\frac{F_{O}^{4} R_{O}}{E_{O}}\right)^{1/3};$$
(12)

$$A_{TP}^{II} = \int \frac{21c_{1}c_{1}c_{1}L_{\Sigma}}{(a-b)^{2}} \left[ \frac{4}{\bar{S}_{A}}(c-b) + \frac{1}{\bar{S}_{B}}(c-a) + \int \frac{1}{\bar{S}_{B}}(c-a) +$$

где f<sub>в</sub> - коэффициент трения верчения;

R<sub>0</sub> - радиус кривизны упирающей поверхности торца цалфы;

Е.о. — модель упругости материала подпятника; знак "-", "+" - см. формула (4).

На рис. 4 приведены расчетные зависимости момента трения от угла поворота цапфы. Как видно, большие колебания значения момента трения получаются в случае II при реализации условия (2а). Непостоянство значения момента трения, при прочих равных условиях, обусловлено изменением площадей контакта  $\tilde{S}_A$  и  $\tilde{S}_B$ , а также изменением знака в формуле (I2), учитывающим изменение реакции в радиальном подшипнике за счет эксцентриситета упирающего торца цапфы.



Рис. 4. Расчетные зависимости момента трения от угла поворота папфы:

1 – случай 1; 2 – случай 11 (условия (2) и (2а)); параметры схемы по рис. 2;  $A_y = 1$  мм, e = 3 мм, n = 6, f = 0.03.

Таким образом, соблюдение при проектировании приборных радиально-упорных опор скольжения условия (2) и структуры формулы (12) поможет избежать области нестабильного трения.

## Литература

1. Nobuyoshi Y., Minoru K., Karumi I. Direct-drive capstan motor for VHS VTRs // National Technical Report. 1982. Vol. 28, N 3. P. 162-171.

2. Тамре М.И. Устройство для исследования триботехнических характеристик опор бесконтактных приборных электродвигателей // Тр. Таллиннск. политехн. ин-та. 1987. № 636. С. 76-81.

3. Хандельсман Ю.М., Голубенко В.Н. Пути повышения стабильности момента треныя камневых опор // Тр. НИИСаспрома. 1980. С. 97-101.

4. Буше Н.А., Захаров С.М., Азаренко В.А. О способе оценки нагруженности радиальных подшипников скольжения // Трения и износ. Т.Ш. № 6. 1982. С. 968-977.

5. Крагельский И.В. Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.

# Stabiilse hoordumise tagamise tingimused aparaadiehituslikes radiaal-tugilaagerdustes

# Kokkuvõte

Artiklis vaadeldakse radiaal-tugilaagerduste kvaliteedinäitajate formeerumise probleemi. Käsitletakse pöörleva susteemi positsioneerimise täpsuse ja höördemomendi formeerumise kusimusi. Analuusitakse höördumise ebastabiilsuse tekke mehhanismi ja esitatakse laagerduste kvaliteedinäitajate ja geomeetriliste parameetrite vahelised analuutilised seosed. Saadud tulemuste alusel näidatakse radiaal-tugilaagerduste kvaliteedi töstmise võimalusi.

## M. Ajaots, M. Tamre

# Conditions Guaranteeing Stable Friction in Radial and Thrust Plain Bearings

#### Abstract

The formation of quality characteristics in radial and thrust bearings has been investigated. Positioning precision of a turning system, stability and magnitude of friction torque have also been analysed. The cause of friction forces instability has been given in an analytical form.

# Содержание

I.	И.Р. Клейс, Т.М. Реми, Х.Ф. Кангур. Эксперимен- тальное определение удельной энергии лункооб-	3
2.	разования различными инденторами РР.Р. Эллермаа. Анализ теорий газовбразив- ного изнашивания металлов	9
3.	А.Я. Палласе. Исследование влияния режима на- гружения на интенсивность эрозионного изнашива-	21
4.	А.Я. Палласе. О механизме эрозионного износа эластомеров.	35
5.	П.А. Кулу, Я.А. Халлинг. Расчет износа гетеро- генных порошковых материалов и покрытий	46
6.	Ю. Ю. Пирсо, П.К. Каллас, Д.Н. Клауч, М.Н. Ку- цева. Выбор твердого сплава для кондукторных втулок.	53
7.	Ю.Ю. Пирсо, М.В. Раук (Рыук), П.К. Каллас. Из- нашивание материалов с гетерогенной структурой в струс абразивных мастиц.	63
8.	Я.П. Кюбарсепп, Х.И. Аннука, Л.Э. Вальдма. Карбидостали как износостойкие конструкционные и инструментальные материалы	71
9.	М.Э. Аяотс, П.Х. Пыдра. Способ для экспресс- оценки триботехнических характеристик миниа- тюрных пар трения	85
10.	П.Х. Пыдра. Опыт применения прибора ДПІІ-А при исследовании триботехнических характеристик миниатюрных опор	91
II.	М.И. Тамре. Фрикционные характеристики радиаль- но-упорных опор в прямых приводах радиоэлек- тронной анцаратисы	97
12.	М.Э. Алотс, М.И. Тамре. Условия для обеспече- ния стабильного трения в приборных радиально- упорных опорах скольжения.	106
	A france and france and a state a	



### M 690

TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOLI TOIMETISED TPYJH TALINHHCKOFO TEXHNYECKOFO YHNBEPCNTETA

ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ ХУ

УДК 539.375.6

Экспериментальное определение удельной энергии лункообразования различными инденторами. Клейс И.Р., Реми Т.М., Кангур Х.Ф. – Труды Таллиннского технического университета. 1989. № 690, с. 3-8.

Данная статья посвящена определению удельной энергии лункообразования с коническими, сферическими и пирамидальными инденторами.

Проведенные эксперименты с 3-мя металлами показали, что у них удельная энергия лункообразования не зависит от формы индентора. Удельную энергию можно рассматривать как универсальную константу, характеризующую пластические свойства металла.

Таблиц – I, рисунков – 2, библ. наименований – 2. УДК 620.193.13

Анализ теорий газоабразивного изнашивания. Эллермаа Р.-Р.Р. - Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 9-20.

В статье дано описание и приводится анализ восьми теорий газоабразивного изнашивания металлов. Приведены графики для сравнения рассмотренных теорий с результатами испытаний. Установлено, что наилучший результат дает энергетическая теория Г. Бекманна.

Таблиц - І, рисунков - 2, библ. наименований - 16.

# УДК 539.538:678.4

Исследование влияния режима нагружения на интенсивность эрозионного изнапивания эластомеров. Палласе А.Я. – Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 21-34.

В статье рассматривается влияние режима нагружения эластомеров при эрозионном износе. Испытывались пять марок резин и термоэластомеры марки SYSPUP (ГДР) различной твердости. Определенс, что скорость абразивной струи влияет на интенсивность эрозионного изнашивания по степенному закону вида  $I = \kappa v^m$ . Показатель степени т имеет значения I, 9...4, 0. Для округленного абразива (песок по ГОСТу 6I39-78) m = 2,8...4,0, для острогранного абразива (корунд 25Д по ГОСТу 3647-80) m = I, 9...2, 7. Среднее значение для острогранного абразива m ср = 2,2 и для округленного  $m_{cp}$ = 3, I. Для полиуретанов m = 2,0...2,5.

В диапазоне углов атаки от 15 до  $60^{\circ}$  испытанные материалы дали убывающую зависимость интенсивности изнашивания. Максимум кривой интенсивности изнашивания для резин находится при очень малых углах атаки ( $\infty = 10...20^{\circ}$ ).

Исследовалось также влияние абразива на интенсивность изнашивания.

Полиуретаны более, чем резина, чувствительны к изменениям формы частиц при ∞ ≤ 30<sup>0</sup>.

Таблиц - 4, рисунков - 8, библ. наименований - 17. УДК 539.538:678.4

О механизме эрозионного износа эластомеров

Палласе А.Я. - Труды Таллиннского технического университета. 1989. № 690, с. 35-45.

С целью уточнения механизма эрозионного изнашивания эластомеров был произведен электронномикроскспический анализ и измерение частиц износа различных типов резин.

Установлено, что в эрозионном процессе участвуют два вида удаления частиц износа: единичный процесс (отрыв частицы материала происходит после первого удара абразивом) и деформационная усталость (отрыв частицы происходит после многократного ее деформирования многими частицами абразива). Для сравнительно мягких резин преимущественным механизмом является абразивный износ, который характеризуется процессом удаления единичных частиц износа, в результате чего образуются поперечные волны, которые в дальнейшем удаляются в результате многократного деформирования (фрикционный износ). Для углов атаки с ≥ 45° (преимущественным) механизмом удаления является деформационная усталость.

Для твердых резин удаление частиц износа происходит за счет микрорезания и адгезионного стрыва (единичный процесс при ≪ ≤ 15<sup>0</sup>) и деформационной усталости при « ≥ 45<sup>0</sup>.

В результате анализа расчетное число циклов до разрушения для данных материалов колеблется от 2-х до 10<sup>3</sup>.

Таблиц - I, рисунков II, библ. наименований - 17. УДК 620.178.167:621.762

Расчет износа гетерогенных порошковых материалов и покрытий. Кулу П.А., Халлинг Я.А. – Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 46-52.

Исходя из комбинированного механизма разрушения порошковых материалов и покрытий при образивной эрозии предложена расчетная модель эрозионного износа, учитывающая доли хрупкого разрушения и пластической деформации.

Приведены схема расчета и критерий износостойкости в случае пластического и хрупкого контакта. Сделана попытка связать показатели распределения твердости поверхности со структурными характеристиками гетерогенных порошковых материалов и покрытий.

Таблиц - 2, рисунков - 2, библ. наименований - 6.

## УДК 621.762:621.891

Выбор твердого сплава для кондукторных втулок Пирсо Ю.Ю., Каллас П.К., Клауч Д.Н., Кущева М.Н. – Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 53-62.

Приводятся экспериментальные данные по изнашиванию безвольфрамовых твердых сплавов на машине 2070 СМТ-I по карбидовольфрамовому сплаву ВК6. Условия испытания были выбраны исходя из условий работы кондукторных втулок для глубокого сверления.

Таблиц - 6, рисунков - 2, библ. наименований - 3. УДК 620.178.167

Изнашивание материалов с гетерогенной структурой в струе абразивных частиц. Пирсо D.D., Раук М.В., (Рыук), Каллас П.К. – Труды Таллиннского технического университета, 1989, № 690, с. 63-70.

Исследованы стандартные и нестандартные твердые сплавы на основе карбида вольфрама, карбида титана и карбида хрома. Выявились зависимости интенсивности абразивной эрозии от скорости абразивных частиц, угла атаки и твердости материалов. Определено влияние предела текучести связурщей фазы на твердость и износостойкость сплава. Показано, что при оптимальном легировании можно повысить износостойкость сплавов в несколько раз.

Таблиц - I, рисунков - 3, библ. наименований - 4. УДК 621.762

Карбидостали как износостойкие конструкционные и инструментальные материалы. Кобарсепп Я.П., Аннука Х.И., Вальдма Л.Э. – Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 71-84.

Приведены преимущества и недостатки безвольфрамовых твердых сплавов, в частности карбидосталей, по сравнению с карбидовольфрамовыми твердыми сплавами. Рассмотрены основные области применения карбидосталей, разработанных за рубежом и в СССР в качестве режущей и бесстружковой обработки металлов, износостойких конструкционных деталей и т.д.

Таблиц - I, библ. наименований - I3. УДК 531.781 (088.8)

> Способ для экспресс-оценки триботехнических характеристик миниатюрных пар трения. Аяотс М., Пыдра П. – Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 85-90.

В статье предлагается простой и легко ссуществимый гравитационный способ измерения сил и моментов, позволяющий провести экспресс-исследования триботехнических характеристик миниаторных направляющих и подшипниковых узлов, характеристик упругих элементов, сил контактирования электрических контактов и др. объектов. Приведены схемы и расчетные формулы, а также некоторые результаты применения и рекомендации для осуществления способа.

Рисунков - 2, библ. наименований - 2.

УДК 621.891 : 681.2.084

Опыт применения прибора ДПІІ-А при исследовании триботехнических характеристик миниатюрных опор. Пыдра П. – Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 91-96.

В статье изложен анализ возможностей применения прибора ДПІІ-А при измерении момента трения миниатюрных опор в зависимости от нагрузки и частоты вращения. Приводятся градуировочные характеристики и пример полученных результатов.

Рисунков - 5.

УДК 621.822.5

Фрикционные характеристики радиально-упорных опор в прямых приводах радиоэлектронной аппаратури. Тамре М.И. – Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 97-105.

В статье приводятся результаты исследования влияния геометрии опоры, смазочных и подлипниковых материалов, нагрузки и угловой скорости цапфы на трение в радиально-упорных опорах, которые состоят из радиального подшипника (компактного или пористого) скольжения и из упорного подшипни ка, образовавшегося из сферы и плоскости. Показана возможность реализации как гидродинамического, так и граничного вида смазки в зависимости от конкретных условий работы. Отмечается наличие оптимальной длины радиального подшипника, увеличение или уменьшение длины от оптимальной приводит к значительному росту момента трения. Приводятся также характеристики трения отдельно для упорного подшипника.

Таблиц - I, рисунков - 5, библ. наименований - 6. УДК 621.822.5

Условия для обеспечения стабильного трения в приборных радиально-упорных опорах скольжения Аяотс М.Э., Тамре М.И. - Труды Таллиннского технического университета. 1989, № 690, с. 105-114.

В статье рассматриваются вопросы формирования качественных показателей радиально-упорных опор. Анализируются вопросы точности позиционирования вращающейся системы, временной стабильности и уровня момента трения в опоре. Показан механизм возникновения нестабильности трения и выведены аналитические зависимости, связывающие качественные показатели с геометрией опоры. На основании полученных результатов показан путь повышения квалитета радиально-упорных опор.

Рисунков - 4, библ. наименований - 5.





