Ep.67
636

ISSN 0136-3549
0320-3344

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED
636

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

TPI
'87

ТРЕНИЕ И ИЗНОС
В МАШИНАХ
XIV

Ер. 6.7

636

TPI '87

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.170

ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ XIV

Таллин 1987

Содержание

I. А.Я. Палласе. Маятниковый склерометр для испытания эластомеров..... 3

2. Т.А. Паппель, Л.А. Ярвпыльд. Определение абразивности сыпучих горных пород..... I4

3. Я.Э. Вайну. Дезинтеграторная установка для исследования процесса износа и измельчения..... . I9

4. П.А. Кулу, Я.А. Халлинг. Механизм и закономерности изнашивания порошковой стали в условиях абразивной эрозии..... 25

5. П.А. Кулу, И.И. Таммерайд, Я.А. Халлинг. Прогнозирование износостойкости порошковых материалов и покрытий в условиях абразивной эрозии..... 32

6. С.М. Летунович, Д.С. Аренсбургер, Ю.Ю. Пирсо. Износ порошковых токоподводящих мундштуков автоматической сварки под флюсом 4I

7. П.К. Каллас, Ю.Ю. Пирсо, Б.О. Юридицкий, Б.Г. Михайлов. Абразивная эрозия керметов. 48

8. Х.И. Аннука, Я.П. Кюбарсепп, Л.Э. Вальдма. Исследование технологических возможностей улучшения износостойкости сплавов TiC-сталь..... 54

9. А.Э. Калласвеэ, Б.Я. Саар. Исследование изнашивания нержавеющих сталей на центробежном трибометре..... 64

I0. Х.П. Мёльдер. Устройство и методика для исследования миниатюрных направляющих..... 69

II. М.И. Тамре. Устройство для исследования триботехнических характеристик опор бесконтактных приборных электродвигателей..... 76

I2. М.Э. Аяотс, Р.Х. Лээс. Триботехнические характеристики самосмазывающихся опор с газовым вытеснением масла из пор подшипников..... 82

I3. М.Э. Аяотс, Х.П. Мёльдер, М.И. Тамре. Обобщенный метод выбега с применением микроЭВМ для исследования узлов трения приборов.. 95

© Таллинский политехнический институт, 1987

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 678.4.017

А.Я. Палласе

МАЯТНИКОВЫЙ СКЛЕРОМЕТР ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ ЭЛАСТОМЕРОВ

Деформационные и прочностные свойства поверхностных слоев во многом определяют сопротивление материалов изнашиванию. Довольно часто для определения механических свойств материалов используют склерометрический метод [I, 2, 3, 4].

В склерометрах царапающее острие может пропахивать материал с постоянным или же переменным углублением. В последнем случае используют маятниковые склерометры, которые в лабораторной практике нашли широкое распространение.

Метод заключается в следующем: на образце пропахивают лунку и определяют работу царапания

$$W = mgl(\cos\beta - \cos\alpha), \qquad (I)$$

где mg - вес маятника;

l - расстояние от оси маятника до его центра тяжести;

α - угол отклонения маятника при его свободном ходе;

β - угол отклонения маятника после процарапания лунки.

Сопротивление царапанию выражают

$$\sigma_ц = \frac{W}{V} \quad \text{или} \quad \sigma_ц = \frac{W}{h^2}, \qquad (2)$$

где V - объем лунки;

h - глубина лунки.

Представляет интерес использовать маятниковый склерометр для исследования эластомерных материалов, так как в литературе соответствующих данных крайне мало. С этой целью был сконструирован склерометр маятникового типа (рис. I). Склерометр состоит из основания I, стойки 2,

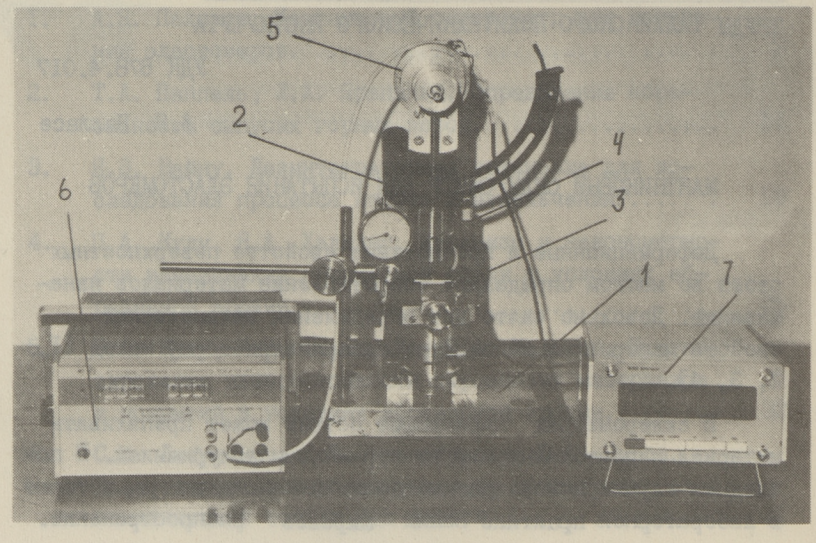


Рис. 1. Общий вид склерометра.

предметного столика 3, маятника с острием 4, преобразователя углового перемещения 5, источника питания 6 и индикаторного устройства 7.

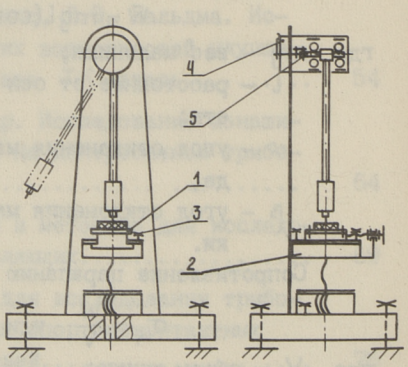


Рис. 2. Принципиальная схема склерометра.

Технические данные склерометра

1. Вес маятника mg =3,56 Н или 1,64 Н.
2. Максимальная скорость царапания v = 2 м/с.
3. Погрешность отсчета углового перемещения $\pm$ 15'.
4. Рабочий диапазон глубин пропахивания h = 0,1 – 1,5 мм.
5. Погрешность установки углубления $\Delta h = \pm$ 0,01 мм.

Испытания проводятся следующим образом. Плоский образец приклеивается к пластинке 1 (см. рис. 2), которая, в

свою очередь, прикрепляется с помощью двух винтов к предметному столику 2. Предметный столик передвигается в двух перпендикулярных направлениях. Оба движения осуществляются винтовыми механизмами. Зазоры в кинематических парах выбираются вспомогательными винтами 3, тем самым увеличивается и жесткость системы. Затем устанавливается начальное касание индентора с образцом. Для наблюдения за сближением индентора с образцом используется бинокулярный микроскоп МИБ-9С с 100-кратным увеличением. Маятник поднимается в исходное положение, а предметный столик с образцом - на соответствующую величину углубления h_i, отсчет которой производится по индикатору ценой деления 0,01 мм. Спуск маятника осуществляется крюковым спусковым механизмом.

Измерительный комплекс состоит из высокоточного проволочного резистора 4, стабилизированного источника питания постоянного тока Б5-47 и быстродействующего вольтметра постоянного тока Ф 203.

При отклонении маятника поводковый механизм 5 отклоняет подвижной контакт проволочного преобразователя. Фиксация положения контакта производится за счет сил трения при возвратном ходе маятника. Функция преобразования $\varphi = kU$ найдена при тарировке путем применения оптической делительной головки, причем φ - угол поворота маятника, k - коэффициент пропорциональности и U - показание вольтметра в вольтах.

В [2] предложена зависимость между работой царапания W и длиной лунки l в виде степенной функции

$$W = a l^n, \qquad (3)$$

где a - коэффициент;
l - длина лунки.

При этом показатель степени n зависит от конструкции склерометра и является константой данного склерометра. Коэффициент a зависит от комплекса механических свойств испытуемого материала. В логарифмических координатах зависимость (3) представляется прямой. Результаты испытаний с рядом металлов и пластмасс дали параллельные прямые [2].

Нами проделаны опыты с пятью различными составами резин и двух марок полиуретанов. В опытах применялись инденторы конической формы с углами при вершинах 20 и 120^0 с радиусом округления вершин соответственно $r = 30$ и $r = 50$ мкм.

Экспериментальные данные были обработаны на ЭВМ Искра 226 по двум методам: методом наименьших квадратов и симплекс-методом. Оба метода дали одинаковую зависимость, аналогичную зависимости (3). Для данного склерометра получена зависимость

$$W = a h^m, \qquad (4)$$

где $m = 2,25$.

Вместо длины лунки l ввиду того, что на эластомерах видимая лунка не образуется, была принята глубина внедрения h. На каждом уровне h_i было проведено 5 царапаний, как предполагалось в [2]. При таком количестве испытаний получены регрессионные прямые, имеющие угловой коэффициент регрессии $m = 1,7 - 2,84$. Это свидетельствует о трудности получения повторимости результатов испытаний. Большие отклонения параметра m можно объяснить различными причинами. К первой группе причин можно отнести неодинаковую чистоту поверхности (обезжиривания поверхности спиртом), неплоскость поверхности образцов, нестабильность механических свойств образцов, неточности при установке h_i.

Ко второй группе причин можно отнести нестабильность условий испытаний (изменение влажности воздуха).

Как отмечалось в [1, 3], коэффициент трения скольжения между образцом и индентором является важным фактором и его следует учесть.

Согласно [1], глубина царапания на склерометре СТ-6А составляет при длине лунки $l = 4$ мм всего 0,130 мм, поэтому работа царапания (при испытании резин) представляет собой только работу сил внешнего трения. При увеличении глубины h_i часть работы затрачивается на срез поверхности и на внутреннее трение [3].

В таблице 1 представлены значения для коэффициентов регрессии m и механические характеристики резин. На рис. 3 значения m нанесены на вероятностную нормальную сетку.

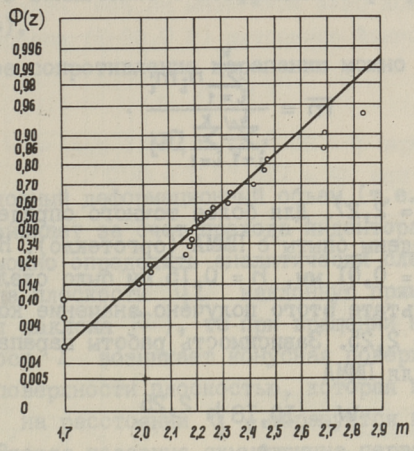


Рис. 3. Нормальное распределение параметра m.

Таблица I

Механические характеристики наполненных резин
Результаты испытания

Материал, обозначение	Сопротивление разрыву σ_0, МПа	Относительное удлинение ε, %	Твердость по Шору А	Коэффициент линейной регрессии m^x	
				$\varphi = 20^0$	$\varphi = 120^0$
Резина № I4	5,6	I25	84	2,02	2,04
Резина № I5	8,9	I63	76	2,84	2,20
Резина № I75	6,8	333	65	2,27	2,25
Резина № 93	I2,9	455	60	2,28	2,3I
Резина № 35I	I9,3	640	50	2,29	2,38
ПУР-7Л № 28	-	-	85	2,0	2,25
ПУР-8ПГ № I0I	-	-	80	2,0	2,25

x средние значения

Видно, что результаты испытаний подчиняются нормальному закону распределения. Осредненное значение

$$\overline{m} = \frac{\sum_{i=1}^{k} n_i m_i}{\sum_{j=1}^{l} \sum_{i=1}^{k} n_{ij}} .$$

Подсчет дал $\overline{m} = 2,27$. Для более точного определения значения были проведены опыты с ПММА (оргстекло). На уровнях $h = 0,05$ мм, $h = 0,01$ мм, $h = 0,15$ мм было сделано по 30 царапин. В результате этого получено значение коэффициента регрессии $m = 2,25$. Зависимость работы царапания от глубины внедрения для ПММА

$$W = 10,18\, h^{2,25}.$$

Работа царапания, рассчитанная по вышеуказанной формуле, имела расхождение с экспериментальным значением при $h = 0,05$ мм 1,3 %, при $h = 0,1$ мм 0 % и при $h = 0,15$ мм 1,6 %. Коэффициент корреляции $R = 0,9999$. Вышеуказанные результаты были получены при совместимости двух серий опытов, проведенных в разные дни. При этом число царапин в обоих сериях $n_i = 15$. Получено два уравнения регрессии: $\ln W = 2,74 + 2,47 \ln h$ и $\ln W = 1,86 + 2,00 \ln h$ с выборочными коэффициентами корреляции, соответственно $R = 0,9998$ и $R = 0,9995$. Из этих данных видно, что наибольшее расхождение в работах царапания получено при $h = 0,05$ мм $\Delta W = 26$ %, так как установка глубины царапания имеет при этом наибольшую погрешность. Замер длин царапин дал расхождение $\Delta l = 10$ %. На глубине $h = 0,1$ мм $\Delta W = 18$ %, $\Delta l = 8$ % и на глубине $h = 0,15$ мм $\Delta W = 7$ %, $\Delta l = 6$ % (см. рис. 4). По вышеприведенным результатам

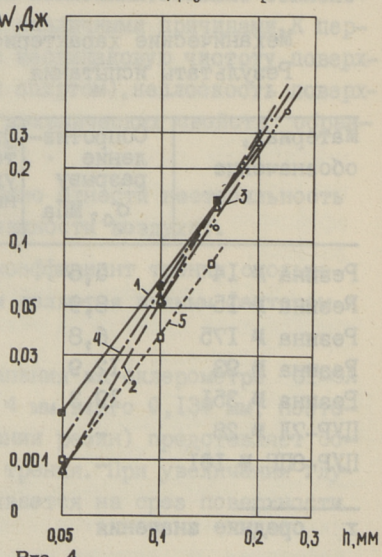


Рис. 4.

Работа царапания W в зависимости от глубины царапания h для ПММА (оргстекло): 1, 2 – конус $\varphi = 120^\circ$, $v = 1$ м/с число царапин $n_i = 15$; 3 – $\varphi = 120^\circ$, $v = 2$ м/с, $n_i = 5$; 4 – осредненное по результатам 1 и 2; 5 – $\varphi = 20^\circ$, $v = 1$ м/с, $n_i = 5$.

можно сделать заключение о коэффициенте регрессии $m = 2{,}25 \pm 0{,}22$ (0,95).

Условное сопротивление царапанию можно рассчитать по формуле

$$\sigma_ц = \frac{W}{V}, \qquad (5)$$

где V – условный деформационный объем (т.е. объем, который возникает за счет прохода индентора через материал). Этот объем можно определить аналитически следующим образом. Если взять на плоскости yZ наклонную прямую относительно оси y (угол наклона ϑ), то при вращении этой прямой относительно оси Z возникает конусная поверхность. После среза этой поверхности плоскостью, которая параллельна плоскости XZ на расстоянии y, образуется половина искомого объема. Вторая половина симметрична первой. Обозначив координату точки пересечения наклонной прямой с осью y через R, получим уравнение прямой в виде

$$y/R + Z/R\,tg\vartheta = 1.$$

Уравнение поверхности выражается формулой $\sqrt{x^2+y^2}/R + Z/R\,tg\vartheta = 1$, откуда $Z = tg\vartheta(R - \sqrt{x^2+y^2})$.

Следовательно, искомый объем будет

$$V = 4\int_y^R dy \int_0^{\sqrt{R^2-y^2}} dx \int_0^{tg\vartheta(R-\sqrt{x^2+y^2})} dz =$$

$$= 4\int_y^R dy \int_0^{\sqrt{R^2-y^2}} tg\vartheta(R-\sqrt{x^2+y^2})\,dx =$$

$$= 4tg\vartheta\int_y^R \left[R\sqrt{R^2-y^2} - \int_0^{\sqrt{R^2-y^2}} \sqrt{x^2+y^2}\,dx\right] dy.$$

После интегрирования получается формула

$$V = 4tg\vartheta\left[\int_y^R R\sqrt{R^2-y^2} - \frac{y^2}{4}\left\{\left(\frac{\sqrt{R^2-y^2}}{y} + \frac{R}{y}\right)^2 + 2\ln\left(\frac{\sqrt{R^2-y^2}}{y} + \frac{R}{y}\right) - \right.\right.$$

$$\left.\left. - \frac{1}{2}\,\frac{1}{\left(\frac{\sqrt{R^2-y^2}}{y} + \frac{R}{y}\right)^2}\right\}\right] dy. \qquad (6)$$

Объемы лунок были вычислены на ЭВМ "Искра 226". Этот объем с достаточной точностью ($\leq 0{,}02$ %) аппроксимируется формулой

$$V = ch^{2,5}, \qquad (7)$$

где $c = 3{,}72$ при $\varphi = 20^{\circ}$; $c = 21{,}11$ при $\varphi = 90^{\circ}$ и $c = 36{,}53$ при $\varphi = 120^{\circ}$ ($\gamma = \varphi/2$).

Используя уравнение (7), получим для $\sigma_ц$ зависимость следующего вида:

$$\sigma_ц = \frac{W}{V} = \frac{ah^m}{ch^{2,5}} = \frac{a}{c}h^{m-2,5}.$$

Так как $m < 2{,}5$ (в большинстве случаев), то должны получиться убывающие зависимости. На рис. 5 представлены зависимости $\sigma_ц - h$ для некоторых материалов. Видно, что для сильно наполненных резин 3 и 6 (см. рис. 5) вышесказанное подтверждается. Для эластичных резин (4 и 5) с определенного углубления зависимость меняется. Причиной этого может быть изменение твердости резины.

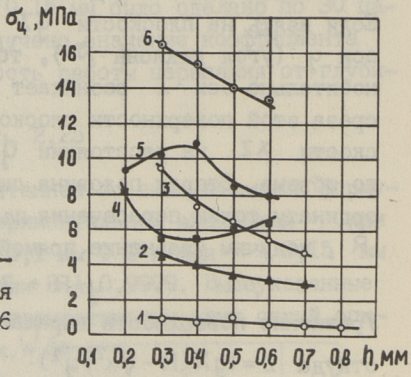


Рис. 5.
Сопротивление царапанию $\sigma_ц$ в зависимости от глубины царапания h при конусе $\varphi = 120^{\circ}$ и скорости царапания $v = 1$ м/с: 1 – резина № 93, смазанная вазелином; 2 – резина № 15, смазанная вазелином; 3 – резина № 175; 4 – резина № 351, 5 – резина № 93; 6 – резина № 15.

Как отмечалось в [1, 2], связь между величинами $\sigma_ц$ и h имеет сложный характер. Наблюдается резкое увеличение $\sigma_ц$ при малых углублениях. В дальнейшем $\sigma_ц$ сначала резко, а затем медленно уменьшается. Для металлов такая зависимость объясняется [1] переходом процесса от смятия металла к отделению стружки. Происходит наклеп тончайших поверхностных слоев. У эластомерных материалов это можно объяснить изменением условий взаимодействия индентора с материалом, т.е. переходом от внешнего трения к разрыву поверхности (при $\varphi = 20^{\circ}$) или изменением внешнего трения (при $\varphi = 120^{\circ}$).

Как отмечалось в [3], гистерезисные потери изменяются с увеличением углубления h_i и скорости царапания. Причем особенно чувствительными к изменению скорости являются резины.

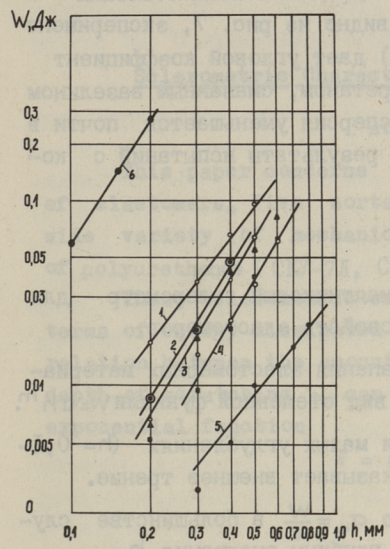


Рис. 6. Работа царапания W в зависимости от глубины царапания h при конусе $\varphi = 120^{\circ}$ и скорости царапания $v = 1$ м/с: 1 – ПУР-7Л без смазки; 2 – ПУР-7Л, смазанный вазелином; 3 – резина № 93; 4 – резина № 351; 5 – резина № 93, смазанная вазелином; 6 – ПММА.

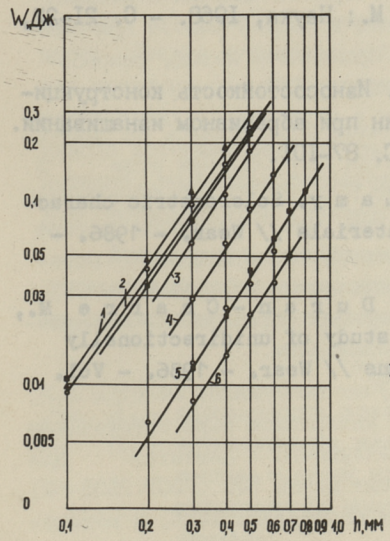


Рис. 7. Работа царапания W в зависимости от глубины царапания h при конусе $\varphi = 120^{\circ}$ и скорости царапания $v = 1$ м/с; 1 – резина № 14, $\varphi = 20^{\circ}$; 2 – резина № 14; 3 – резина № 14, смазанная вазелином; 4 – резина № 15; 5 – резина № 175; 6 – резина № 15, смазанная вазелином.

Внешнее трение и скорость царапания взаимосвязаны и влияют на потери энергии. Это видно из рис. 7, эксперимент с сухим полиуретаном (прямая I) дает угловой коэффициент $m = 1,83$, эксперимент с полиуретаном, смазанным вазелином (прямая 2) $m = 2,34$. Причем дисперсия уменьшается почти в 4 раза. На рис. 6 представлены результаты испытаний с конусом $\varphi = 120^0$.

Выводы

I. Разработан и построен маятниковый склерометр для исследования триботехнических свойств эластомеров.

2. Зависимость работы царапания эластомерных материалов от глубины царапания имеет вид степенной функции $W = a h^m$.

3. На работу царапания при малых углублениях ($h = 0,1$–$0,3$ мм) существенное влияние оказывает внешнее трение.

4. Сопротивление царапанию $\sigma_ц = \frac{W}{V}$ в большинстве случаев уменьшается с увеличением глубины внедрения h.

Литература

I. Склерометрия. Теория, методика, применение испытаний на твердость царапанием. - М.: Наука, 1968. - С. 21-22, 37-41.

2. Тененбаум М.М. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин при абразивном изнашивании. - М.: Машиностроение, 1966. - С. 87-101.

3. Mathia T.G., B. Lamy. Sclerometric characterization of nearly brittle materials // Wear. - 1986. - Vol. 108, - N 4, - P. 385-399.

4. De Mello J.D.B., Duran-Charre M., Mathia T. A sclerometric study of unidirectionally solidified Cr-Mo white cast irons // Wear. - 1986. - Vol. 111, - N 2. - P. 203-215.

A. Pallase

Sclerometric Characterization of Elastomers

Abstract

This paper concerns sclerometric characterization of elastomers. Five sorts of vulcanizates having a wide variety of mechanical properties and two types of polyurethanes (СКУ-7Л, СКУ-8ПГ) were tested.

These sclerometric experimental results analysed in terms of energy dissipated in scratching have shown, that relation between the amount of dissipated energy W and the depth of scratching h, can be established in the form of exponential function

$$W = ah^m.$$

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178

Т.А. Паппель, Л.А. Ярвпыльд

ОПРЕДЕЛЕНИЕ АБРАЗИВНОСТИ СЫПУЧИХ ГОРНЫХ ПОРОД

Важным показателем свойств горных пород, почв и минеральных материалов является их абразивность. От абразивности породы зависит не только износ оборудования, применяемого при добыче, но и сама технология добычи. Поэтому сведения об абразивности горной породы представляют интерес еще в стадии проектирования новых шахт и карьеров. Абразивность целесообразно определять при геологическом исследовании месторождения на основе буровых керн. В зависимости от твердости породы, буровые керны являются монолитными или сыпучими. Для оценки абразивности породы на основе буровых керн требуются способ и методика, обеспечивающие сопоставимость показателей абразивности материала сыпучих и монолитных проб. Для решения такой задачи в данной работе при оценке абразивности монолитных проб применялся метод, разработанный Л.И. Бароном и А.В. Кузнецовым [I].

Абразивность сыпучих материалов определялась на центробежном ускорителе абразивных частиц ЦУК [2]. При этом в стандартную методику испытаний по ГОСТ 23.201-78 было внесено дополнение, заключающееся в том, что в канавках ротора центробежного ускорителя устанавливаются образцы из материала, относительно которого определяется абразивность [3]. По износу этих образцов можно оценить абразивность материала при скользяще-кориолисовом изнашивании.

Для оценки абразивности сыпучих материалов методом Л.И. Барона и А.В. Кузнецова из этих материалов были изготовлены искусственные монолиты на базе связующего - цемента. Для этой цели применялся портландцемент марки 500 (ГОСТ 2538-82), причем количество цемента в смеси составляло 25 %, а количество воды-25 % от количества цемента по массе. Монолиты подвергались твердению в течение 48 часов во влажной среде при

температуре 75 °С. Монолиты просушивали в печи при температуре 50 °С в течение 16 часов.

За показатель абразивности искусственных монолитов, определяемый методом Л.И. Барона и А.В. Кузнецова, был принят износ торца стержня без отверстия, поскольку износ торца стержня с глухим отверстием является нестабильным. Абразивность монолитных проб определялась по износу торца стержня как с отверстием, так и без отверстия в торце. Опыты на центробежном ускорителе ЦУК проведены при следующих параметрах испытаний: частота вращения ротора 6000 об/мин., углы атаки 15, 30, 45, 90 и 0°, что соответствует скользяще-кориолосовому изнашиванию. Скорость абразивных частиц при соударении с образцами 76,7 м/с. При скользяще-кориолисовом изнашивании средняя скорость скольжения абразива у внутренних образцов 26, у внешних образцов 35 м/с. Ускорение Кориолиса составляет соответственно 33175 и 44234 м/с^2.

Материалом, относительно которого определена абразивность, служила инструментальная сталь У8А (ГОСТ 1435-74) в состоянии поставки при твердости НВ не более 187 кгс/мм^2.

Для сопоставления показателей абразивности, полученных разными методами испытания, применяли относительную абразивность. Анализ относительной абразивности (износостойкости), как критерия для сопоставления различных видов абразивного изнашивания, приводится в работе М.М. Тененбаума [4], согласно которому результаты, полученные разными методами испытаний, полностью сопоставимы, если соблюдается подобие рядов абразивностей (износостойкостей) материалов.

Для анализа подобия рядов абразивностей, а также сопоставления их абсолютных значений, полученных разными методами, вычислены т.н. приведенные абразивности по формуле

$$A_{пр} = \frac{A_э U}{U_э},$$

где $A_э$ – абразивность эталонного сыпучего материала;

$U_э$ – интенсивность изнашивания стального образца эталонным сыпучим материалом или абразивность искусственного монолита из эталонного сыпучего материала;

U – интенсивность изнашивания стального образца сыпучим материалом или абразивность искусственного монолита.

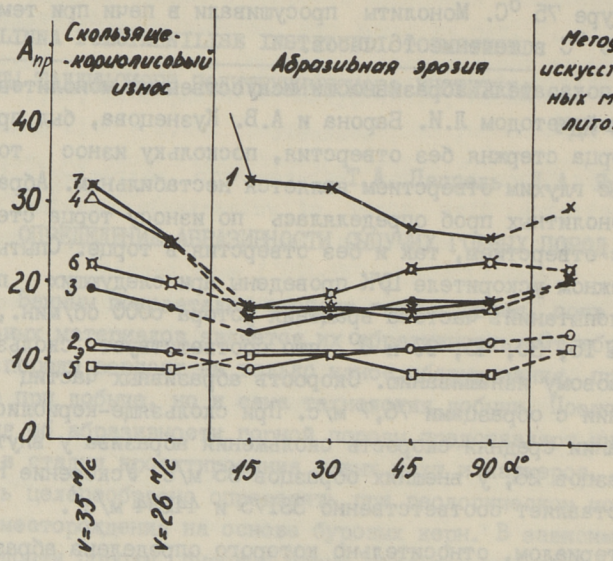


Рис. 1. Приведенные абразивности.
1, 2, ..., 7 – номера проб
э – эталонная проба

Результаты приведены на рис. I.

За эталонный сыпучий материал принята проба из скважины; для этой пробы удалось определить абразивность методом Барона-Кузнецова, а после раздавления пробы как на центробежном ускорителе, так и методом искусственных монолитов (см. рис. I).

Из рис. I видно, что в рядах абразивностей наблюдается подобие, и значения приведенных абразивностей сопоставимы с действительным при определении абразивности методом искусственных монолитов на центробежном ускорителе при углах атаки свыше 45 ^{o} и методом Барона-Кузнецова. При малых углах атаки и скользяще-кориолисовом изнашивании подобия абразивностей не наблюдается. Особенно резкое нарушение подобия рядов абразивности имеет место при сравнении приведенных абразивностей остатков флотации (острогранные частицы) с другими исследуемыми абразивами (более округлые частицы) при скользяще-кориолисовом изнашивании. Причиной нарушения подобия рядов абразивностей является различие в

механизмах изнашивания частицами остроугранной и округлой формы при скользяще-кориолисовом износе.

На основе результатов испытаний можно сделать следующие выводы:

I. Для оценки абразивности горных пород на основе сыпучих проб можно использовать как центробежный ускоритель ЦУК при средних углах атаки, так и метод искусственных монолитов. Использование центробежного ускорителя ЦУК оправдано при сравнительно большой массе проб (свыше 2 кг). Метод искусственных монолитов применим при массе проб свыше 0,I5 кг.

2. Поскольку наблюдается подобие в рядах абразивностей, полученных на центробежном ускорителе ЦУК при средних углах атаки, методом искусственных монолитов и методом Барона-Кузнецова можно заключить, что характер в доминирующих механизмах изнашивания при этих видах испытаний сходен.

Литература

I. Барон Л.И., Кузнецов А.В. Абразивность горных пород при добывании. - Изд-во АН СССР, I96I. - I68 с

2. Клейс И.Р. Центробежный ускоритель ЦУК-3М для определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозии // Тр. Таллинск. политехн. ин-та, серия А, № 294, - I970. - С. 23-33.

3. Клейс И.Р. Машина для исследования изнашивания свободным абразивом // Тр. Таллинск. политехн. ин-та, серия А, № I52. - I958. - I9 с.

4. Тененбаум М.М. Сопротивление абразивному изнашиванию. - М.: Машиностроение. - I976. - 27I с.

T. Pappel, L. Järvpõld

The Determination of Abrasivity of Crumbly Rocks

Abstract

This paper presents the results of an experimental study of the abrasivity of the rocks, including crumbly ones, by three methods: the method of Baron-Kuznetsov, on artificial monoliths, and with the use of a centrifugal accelerator of solid particles at an impact angle of about 45°. It was established that all these methods yield comparable results for the estimation of abrasivity.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178.167

Я.Э. Вайну

ДЕЗИНТЕГРАТОРНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ИЗНОСА И ИЗМЕЛЬЧЕНИЯ

Закономерности изнашивания материалов, в частности металлов в абразивной струе, и измельчения материалов ударом относительно хорошо известны, но, учитывая сложность протекающих в дезинтеграторе процессов, которые мало изучены из-за большого числа одновременно действующих факторов, математическое моделирование обоих процессов во многих случаях весьма затруднено.

Более того, трудности возникают и при физическим моделировании промышленных режимов обработки на лабораторных

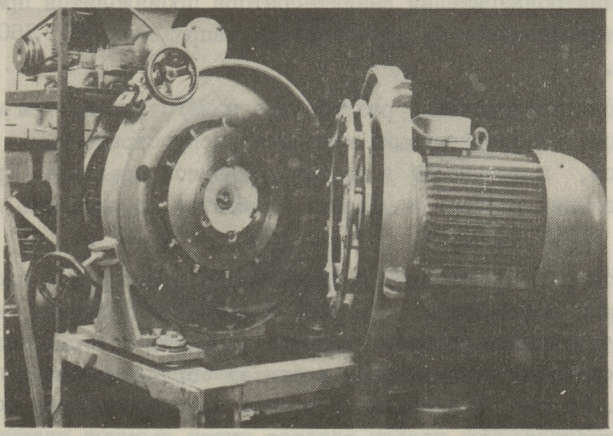


Рис. 1. Дезинтегратор-128 с открытой рабочей камерой.

установках. Приходится учитывать скорость соударения, доминирующие углы атаки частиц, их размер, долю пылевидных частиц, концентрацию частиц на ударных элементах, интенсивность прохода воздуха через рабочие органы и т.д. Необходимо также учитывать, что при изменении отдельных параметров процесса изменяется весь процесс измельчения, а также процесс износа роторов. Вышеизложенными причинами обусловлена необходимость применения при исследованиях установки, габариты которой сравнимы с промышленными установками.

На основе анализа различных схем конструкций установок в НПО "Дезинтегратор" разработана и изготовлена дезинтеграторная установка для проведения полупромышленных испытаний. Дезинтегратор с открытой рабочей камерой изображен на рис. I. Схема основных агрегатов установки приведена на рис. 2. Установка состоит из полупромышленного дезинтегратора Д-I28 (I), дозатора (2), приемного бункера (3) и из пылеуловителя (4).

Для изучения влияния расхода воздуха, проходящего через роторы, на процесс измельчения и износа роторов можно присоединить к приемному бункеру циклон, разработанный специально для данной установки. Управление частотой вращения электродвигателей дезинтегратора производится при помощи тиристорного преобразователя напряжения ЭКТ I60/380-УХЛ4.

Для исследований разработано и изготовлено три модели роторов, соответствующие наиболее распространенным типам роторов, применяемых в производственной практике. При проектировании роторов и ударных элементов соблюдались требования ГОСТ 2.80I-74.

На рис. 3 приведен фрагмент модели роторов с плоскими ударными элементами. На рис. 4 приведен фрагмент модели самофутерующихся роторов, ударные элементы которых покрываются частично стационарным слоем из обрабатываемого материала. На рис. 5 изображена модель круглопальцевых роторов. Все перечисленные модели роторов имеют съемные ударные элементы (см. рис. 6) и возможность съема отдельных пальцевых кругов. Следует добавить, что промышленные прототипы моделей роторов с плоскими ударными элементами применяют при измельчении сырья твердостью по шкале Мооса до 4 еди-

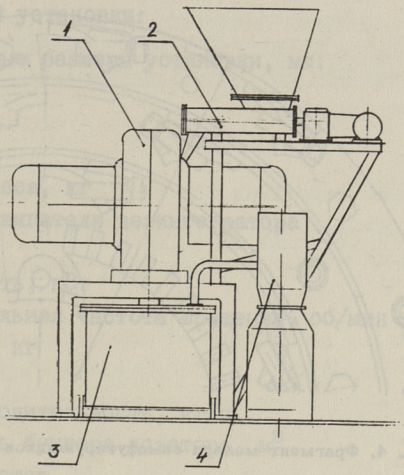


Рис. 2. Схема основных частей дезинтеграторной установки.

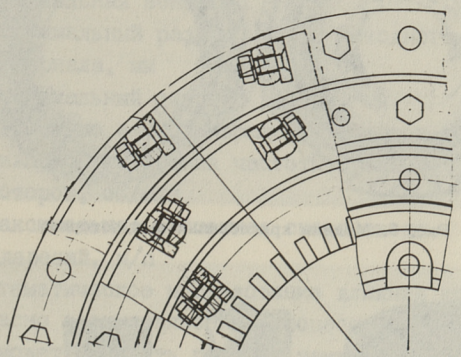


Рис. 3. Фрагмент модели роторов с плоскими ударными элементами.

ниц, круглопальцевые роторы в основном при измельчении сырья твердостью по шкале Мооса до 3 единиц и роторы с самофутерующимися ударными элементами при измельчении влажного материала твердостью по шкале Мооса до 7 единиц.

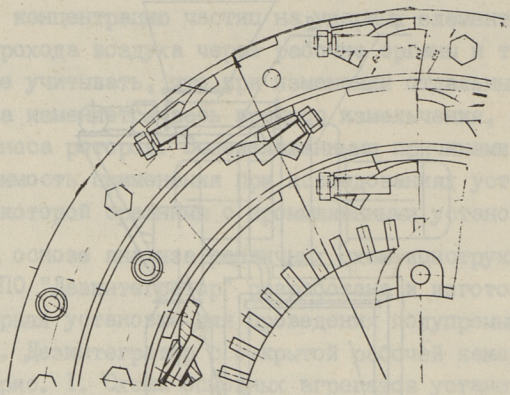


Рис. 4. Фрагмент модели самофутерующихся роторов.

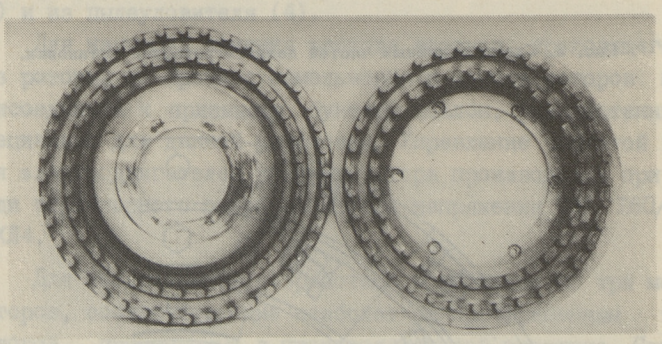


Рис. 5. Модель круглопальцевых роторов.

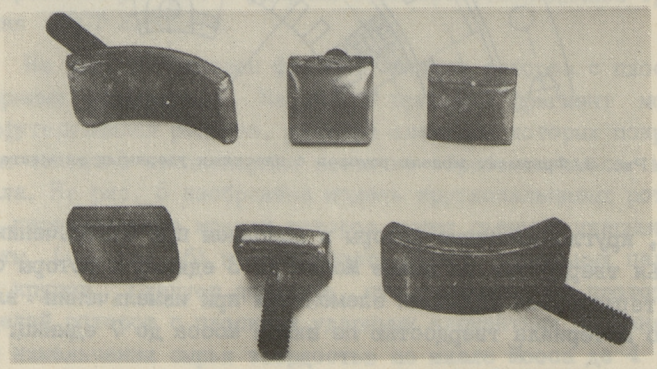


Рис. 6. Съемные ударные элементы моделей роторов.

Ниже приводится техническая характеристика опытной дезинтеграторной установки:

Габаритные размеры установки, мм:	
- длина	2200
- ширина	I400
- высота	2550
Общая масса, кг	II00
Электродвигатели дезинтегратора	
- тип	4AI80M2У3
- мощность, кВт	2x30
- номинальная частота вращения, об/мин	2945
- масса, кг	2xI80
Дозатор	
- производительность, кг/ч	I000-2500
- емкость бункера дозатора, $м^3$	0,I
Электромотор	
- тип	A02-22-6
- мощность, кВт	I,I
- номинальная частота вращения, об/мин	930
Испытательная зона:	
- максимальный размер частиц исходного материала, мм	I0
- максимальный диаметр ротора, мм	620
- изменение частоты вращения роторов	плавное
- диапазон изменения частоты вращения роторов, об/мин	300-3000
- максимальная расчетная скорость соударений, м/с	I60

Систематическое исследование влияния конкретных факторов на тесно взаимосвязанные процессы изнашивания и измельчения поможет уточнить решение таких практических проблем, как моделирование конкретных режимов обработки, прогнозирование ресурса роторов и оптимизация затрат при измельчении.

J. Vainu

Disintegrator for Investigation of Wearing and Grinding Process

Abstract

The paper describes the test unit, gives its technical characteristics and the main fragments of rotors used in the research work.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.762:620.178.167

П.А. Кулу, Я.А. Халлинг

МЕХАНИЗМ И ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ПОРОШКОВОЙ СТАЛИ В УСЛОВИЯХ АБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ

Изучение износостойкости порошковой стали в условиях абразивной эрозии показывает [1], что любая пористость в материале снижает его износостойкость в абразивной струе. Пористость 5 % уменьшает износостойкость стали примерно на 25 % при угле атаки 30° и 10-15 % при угле атаки 90°. При дальнейшем увеличении пористости (до 20-25 %) наблюдается замедление темпа уменьшения износостойкости, при этом износостойкость порошковой стали составляет примерно 70 % от износостойкости компактной стали. Пористость выше 25-30 % (в зависимости от угла атаки) приводит к резкому уменьшению износостойкости.

Изменение характера хода кривых интенсивности изнашивания и относительной износостойкости порошковой стали (рис. 1), обусловленной, в первую очередь, изменением относительной доли разных процессов при разрушении материалов, позволяет разделить материалы по пористости на следующие характерные интервалы:

- практически беспористые (пористость 3-5 %),
- пористость до 10 % (зона незначительного уменьшения износостойкости),
- пористость от 10 до 25-30 % (зона стабизилированного износа),
- пористость выше 25-30 % (зона резкого уменьшения износостойкости).

Изнашивание практически беспористой порошковой стали (пористость 3-5 %, практически отсутствуют открытые поры) происходит аналогично изнашиванию беспористой компактной стали. При положительном угле резания удаление материала

в процессе эрозионного изнашивания ($\alpha \neq 90^0$) может произойти в результате микрорезания, при отрицательных углах резания происходит пропахивание, время от времени волна материала перед частицей абразива удаляется полностью.

Пористость материала менее 10 % характеризует отсутствие открытой пористости. Все поры в материале являются закрытыми (на долю которых приходится 2-3 %) или тупиковыми, размеры которых относительно небольшие (до 10 мкм). Механизм изнашивания материала при $\alpha < 45^0$ аналогичен механизму изнашивания компактного материала, по которому превалирующими являются сдвиговые процессы (микрорезание) - рис. 2. Увеличение интенсивности изнашивания происходит в основном за счет уменьшения сопротивления материала к срезу - рис. 3. При больших углах атаки превалирующим станет механизм полидеформационного разрушения, приводящего к выкрашиванию частиц материала. Заметное уменьшение износостойкости в диапазоне пористости до 10 % как при прямом ударе, так и при

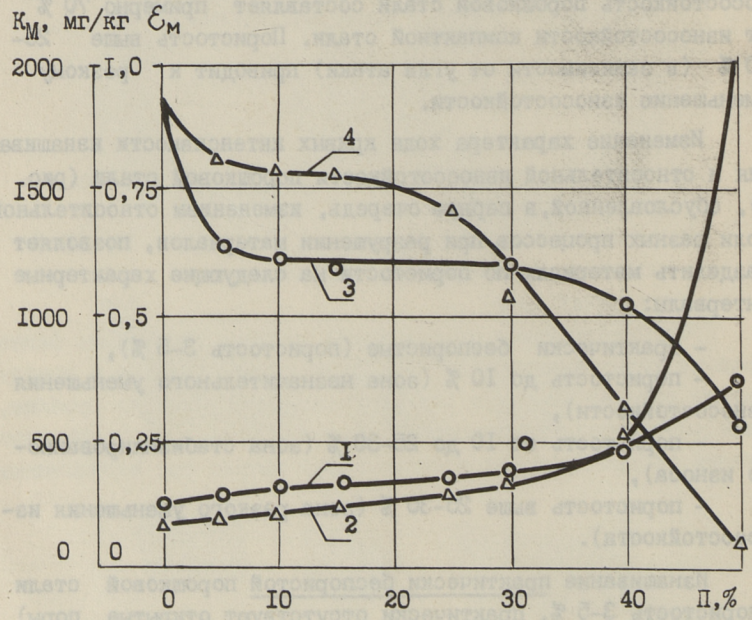
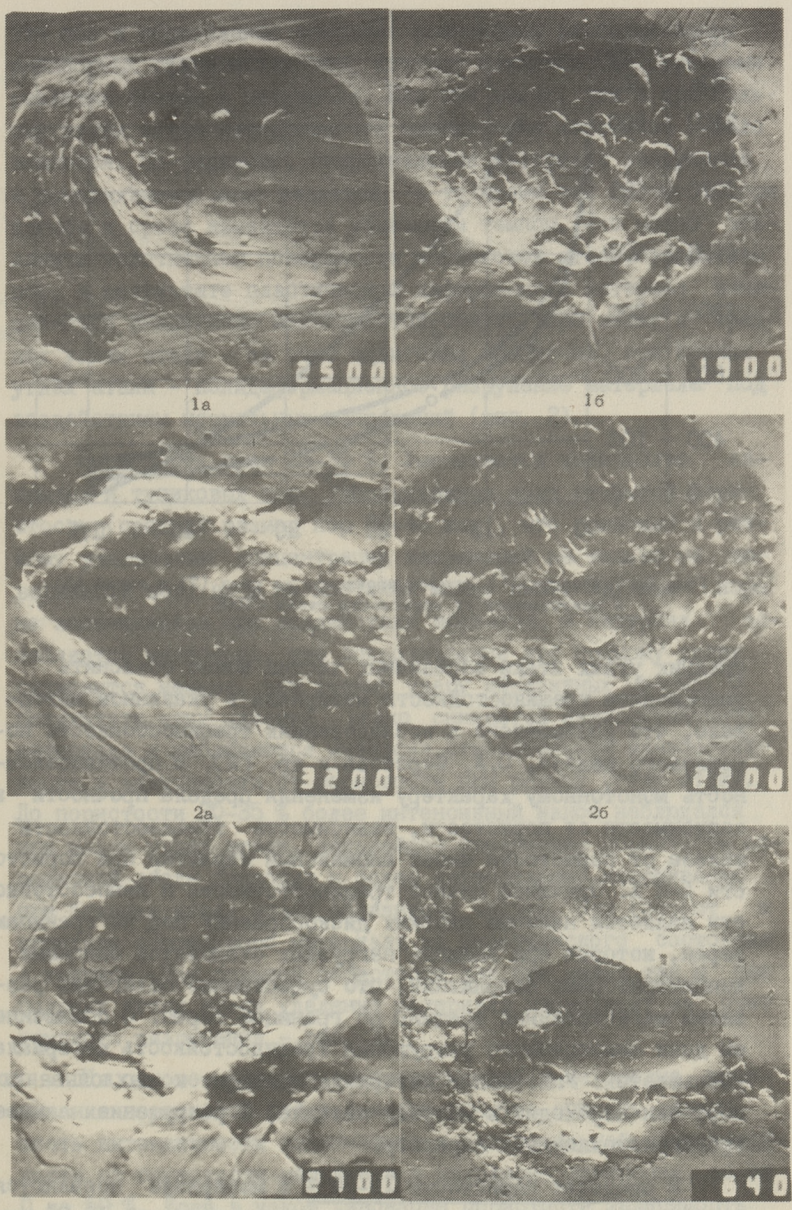


Рис. 1. Интенсивность изнашивания (1,2) и относительная износостойкость (3,4) стали СП45 в зависимости от пористости: 1,3 - $\alpha = 30^0$; 2,4 - $\alpha = 90^0$.



1а 1б

2а 2б

3а 3б

Рис. 2. Следы изнашивания стали СП45 пористостью 5(1), 20(2) и 45 % (3): $\alpha = 30^{\circ}$(а), $\alpha = 90^{\circ}$(б): увеличение на снимке.

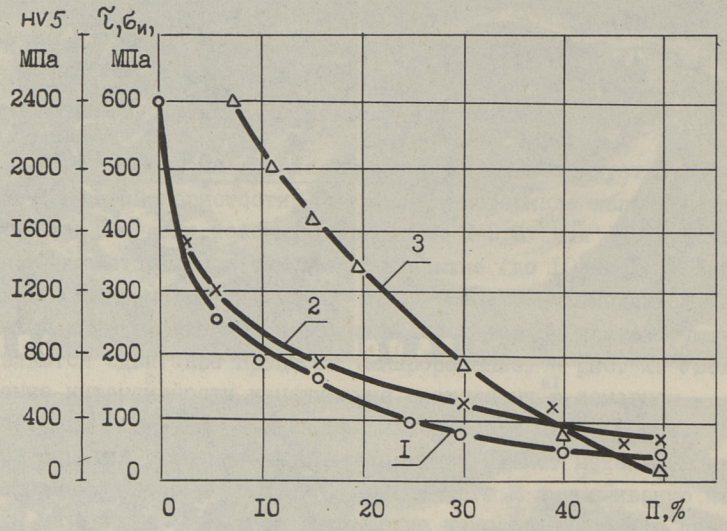


Рис. 3. Твердость (1), предел прочности на срез (2) и изгиб (3) в зависимости от пористости стали СП45.

средних углах атаки абразивных частиц можно объяснить уменьшением трещиностойкости материала в указанном интервале, что установлено в исследованиях трещиностойкости порошкового железа, С.А. Фирстова и др. [2]. В противоположность монотонному характеру изменения предела прочности в зависимости от пористости, зависимость трещиностойкости железа от пористости имеет аномальный характер при пористости 6-8 %. Причиной низкой трещиностойкости и износостойкости является наличие плоских дискообразных пор по границам зерен, которые при внешних нагрузках становятся опасными концентраторами напряжений, что существенно облегчает развитие магистральной трещины по границам зерен. С повышением доли межзеренного разрушения трещиностойкость материала уменьшается. Уплотнение материала приводит к захлопыванию пор, они переходят в матрицу металла, и разрушение имеет транскристаллитный характер.

В пределах пористости I0-30 % в материале появляются открытые поры, средний размер которых в пределах I0-20 мкм. На долю закрытых и тупиковых пор приходится 5-7 %, при этом в процессе спекания происходит сглаживание поверхно-

сти пор и образование закрытых равномерно распределенных равноосных сферических пор, которые являются уже барьерами развития трещин в материале. Как при малых, так и при больших углах атаки интенсивность изнашивания материала мало меняется. По-видимому, сопротивление материала разрушению в микрообъемах мало меняется, в то время как прочность при изгибе и срезе изменяется убывающим темпом. Это можно объяснить уплотнением поверхности порошковой стали, закрытием пор, в результате пластической деформации и материал изнашивается аналогично малопористой стали: при малых и средних углах атаки - за счет сдвиговых процессов, при прямых углах атаки - полидеформационное разрушение материала под воздействием нормальных напряжений (рис. 2).

Пористость выше 25-30 %. Уменьшается количество закрытых и тупиковых пор, увеличивается доля открытой пористости (средний размер пор 20-40 мкм), что приводит к резкому увеличению концентрации напряжений не только на поверхности пор, но и на мостиках между ними. Круглые поры не залечиваются при воздействии абразива, и материал ослабляется настолько, что сопротивление его прямому удару становится меньше, чем косому удару абразивных частиц. В результате этих явлений резко снижается износостойкость материала и наблюдается инверсия относительной износостойкости в зависимости от пористости при разных углах атаки. До пористости 30-35 % более интенсивный износ наблюдался при малых углах атаки, дальнейшее увеличение пористости порошковой стали приводит к более интенсивному изнашиванию при больших углах атаки абразивных частиц. Это говорит о переходе порошкового материала из пластического состояния в хрупкое. При большой пористости как при малых, так и при больших углах атаки удаление материала происходит за счет хрупкого разрушения - рис. 2.

На основе изучения закономерностей и механизма изнашивания порошковой стали сделана попытка описать зависимость интенсивности изнашивания и относительной износостойкости от пористости материала в диапазоне изменения ее от 0 до 50 %. Если в узком диапазоне пористости зависимость между интенсивностью изнашивания и пористостью материала описывается аналогично известному уравнению М.Ю. Бальшина [3] уравнением (I)

$$K^{п} = K^{0}(1-П)^{-м}, \qquad (I)$$

где $K^{п}$ и K^{0} - интенсивности изнашивания, соответственно, пористого и компактного материала;

П - пористость (в долях единицы);

м - показатель степени (м = I,I-2,5),

то зависимость между интенсивностью изнашивания и пористостью материала в более широком диапазоне ее изменения имеет более сложный характер.

Вышеуказанная зависимость с достаточной точностью описывается эмпирическими уравнениями (2) и (3), соответственно при углах атаки 30 и 90^{0}.

$$K^{п}_{м} = K^{0} + 16{,}118П - 0{,}854П^{2} + 0{,}015П^{3}, \qquad (2)$$

$$K^{п}_{м} = K^{0} - 9{,}789П + 4{,}858П^{2} - 0{,}601П^{3} + 0{,}031П^{4} - 0{,}729\cdot10^{-3}П^{5} + 0{,}624\cdot10^{-5}П^{6}, \qquad (3)$$

где П - пористость материала, %,

$K_{м}$ - интенсивность массового изнашивания (для эталонного материала - компактной стали 45 при $\alpha = 30^{0}$ $K^{0}_{м}$ = = 255 мг/кг, при $\alpha = 90^{0}$ $K^{0}_{м}$ = 205 мг/кг).

Зависимость относительной износостойкости (по отношению к стали 45) порошковой стали в диапазоне пористости от 0 до 50 % описывается уравнениями (4) и (5), соответственно, при углах атаки 30 и 90^{0}.

$$\varepsilon^{п}_{м} = 1 - 0{,}753\cdot10^{-1}П + 0{,}720\cdot10^{-2}П^{2} - 0{,}298\cdot10^{-3}П^{3} + 0{,}543\cdot10^{-5}П^{4} - 0{,}368\cdot10^{-5}П^{5} \qquad (4)$$

$$\varepsilon^{п}_{м} = 1 - 0{,}356\cdot10^{-1}П + 0{,}444\cdot10^{-2}П^{2} - 0{,}252\cdot10^{-3}П^{3} + 0{,}570\cdot10^{-5}П^{4} - 0{,}459\cdot10^{-7}П^{5}. \qquad (5)$$

Выявленные в данной работе закономерности и различные механизмы изнашивания порошковой стали в условиях абразивной эрозии являются основой прогнозирования износостойкости и других материалов, в том числе и покрытий, которых характеризует остаточная пористость.

Литература

1. Каллас П.К., Кулу П.А. Влияние пористости на абразивную эрозию пористой стали. // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1983. - № 560. - С. 81-87.

2. Влияние пористости на трещиностойкость порошкового железа / А.С. Драчинский, К.Е. Кущевский, А.В. Перепелкин и др. // Порошковая металлургия. - 1982. - № 12. - С. 80-84.

3. Бальшин М.Ю., Кипарисов С.С.. Основы порошковой металлургии. - М.: Металлургия, 1978. - С. 184.

P. Kulu, Y. Halling

Mechanism of Abrasive Erosion of Powder Steels

Abstract

The mechanism of abrasive erosion of porous powder steels and the influence of the porosity of materials on the wear mechanism in the stream of quartz sand were studied. The various mechanisms of compact and porous steels were determined. The empiric dependence of the wear intensity and resistance on the porosity of the powder steels are given.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178.167:621.762

П.А. Кулу, И.Й. Таммерайд, Я.А. Халлинг

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ И ПОКРЫТИЙ В УСЛОВИЯХ АБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ

В процессе изнашивания действуют различные механизмы разрушения, приводящие к отделению материала с поверхностного слоя. Анализ закономерностей и механизма изнашивания порошковых материалов и покрытий в условиях абразивной эрозии позволяет выделить 2 различных механизма разрушения, а именно:

1) пластическое разрушение (преимущественно пластический контакт),

2) хрупкое разрушение.

В случае пластического контакта для расчета износа порошковых материалов и покрытий нами использована аналитическая зависимость (1), предложенная Г. Бекманном и И.Р.Клейсом [1, 2].

$$K_V=\frac{3}{4\pi\rho_A}K_R K_\varphi\frac{\tau_0}{e_s}\left[6{,}81\left(\frac{h}{R}\right)^{\frac{1}{2}}\cdot\frac{2\rho_A}{3H_M}v_0^2\cdot\cos^2\alpha+0{,}85\left(\frac{h}{R}\right)^2\right], \qquad (1)$$

где K_V – объемная интенсивность изнашивания, м³/кг;

v_0 – скорость абразивных частиц, м/с;

α – угол атаки, град.;

h – глубина проникновения (линейный износ), м;

R – радиус частицы абразива, м;

ρ_A – плотность абразива, кг/м³;

K_R – коэффициент, учитывающий концентрацию твердых частиц в струе;

K_φ – коэффициент, учитывающий отклонение формы частиц от сферической;

H_M – твердость изнашиваемого материала, Н/м²;

τ_0/e_s – критерий износостойкости (e_s/τ_0 – удельная энергоемкость сдвига).

Глубину внедрения частицы при пластическом контакте можно выразить в виде уравнения (2)

$$\frac{h}{R}=\left[\frac{2\rho_a}{3H_M}\left\{V_0^2\cdot\sin^2\alpha-\frac{4E'}{5\pi\rho_a}\left(\frac{H_M}{E'}\right)^5\right\}\right]^{\frac{1}{2}}. \qquad (2)$$

где E' - контактный модуль упругости, учитывающий модули упругости и коэффициенты Пуассона изнашиваемого (E_M, μ_M) и эродирующего материала (E_a, μ_a)

$$\frac{1}{E'}=\frac{1-\mu_a^2}{E_a}+\frac{1-\mu_M^2}{E_M}. \qquad (3)$$

В случае перехода с упругого контакта к пластическому контакту отношение $h/R=0$. В соответствии с уравнением (2) это происходит тогда, когда оба члена правой стороны уравнения одного же порядка (при малой скорости абразивных частиц и большом контактном модуле упругости). Незначительное изменение твердости материала (преграды) приводит к значительному изменению глубины внедрения абразивной частицы. При использовании в качестве твердости средних ее значений получаем при расчете износа нереальные результаты. Это особенно заметно при малых контактах и при порошковых материалах и покрытиях, которых в большей или меньшей степени характеризует гетерогенность. Большая разница твердости матрицы и твердых составляющих при гетерогенных материалах и покрытиях с матричной структурой приводит к сильно отличающимся значениям h/R. Следовательно, в расчетах износа следует учитывать распределение твердости и уравнение для расчета имеет следующий вид:

$$K_V=\int_0^{H^*}K_V(H_n)f(H_n)\cdot dH_n, \qquad (4)$$

где $K_V(H_n)$ - интенсивность изнашивания при определенном значении твердости H_M,

H^* - контактная твердость (значение твердости, при которой $h/R=0$).

Контактная твердость H^* (характеристика контакта) введена авторами работ [I, 4] для разграничения случаев пластической и упруго-пластической деформации

$$H^*=E'\left(\frac{5\pi\cdot\rho_A\cdot V_0^2\cdot\sin^2\alpha}{4E'}\right)^{0,2}. \qquad (5)$$

В случае $H^* > 5H_M(HV)$ преимущественно пластический контакт, при $H^* \leq 5H_M(HV)$ – упругопластический контакт.

При абразивном изнашивании параметр τ_0/e_s является одной из триботехнических характеристик материала. Остальными важными показателями являются модуль упругости и твердость. Модуль упругости материала имеет существенное значение в переходной области при упругопластическом контакте, он охвачен контактным модулем упругости E'.

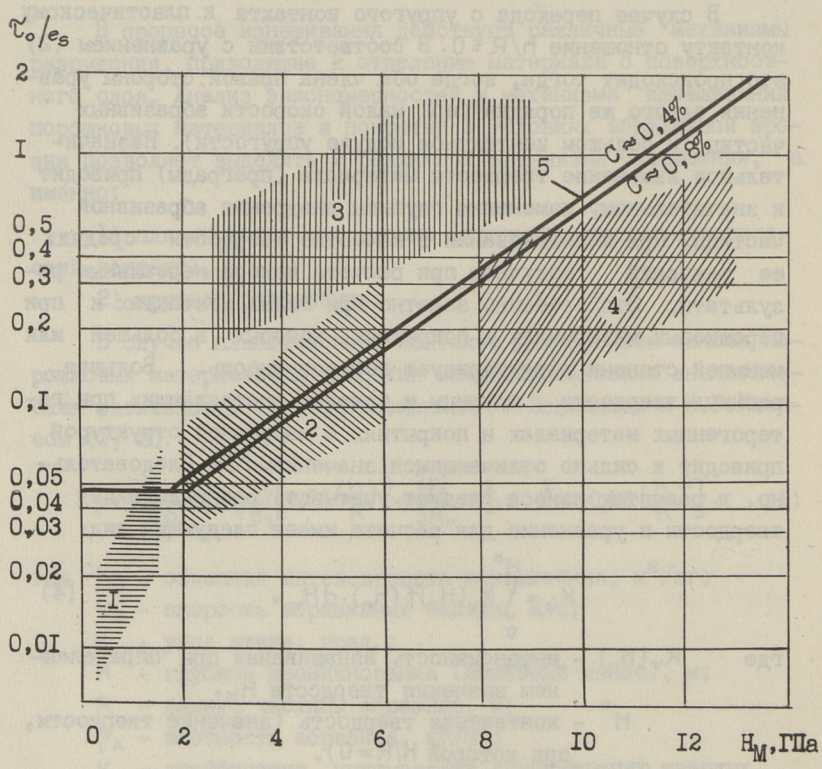


Рис. 1. Критерий износостойкости τ_0/e_s порошковых материалов и покрытий от их твердости:
1 – порошковая сталь; 2 – сталь 45, наплавленные покрытия; 3 – напыленные газопламенные и плазменные покрытия; 4 – напыленные детонационные покрытия; 5 – сталь 40 и 80 [4].

На основе экспериментальных данных рассчитан параметр τ_0/e_s для изученных порошковых материалов и покрытий и составлена диаграмма: зависимость параметра τ_0/e_s от твердости материала (рис. I). Выявлено, что для пластических малопористых порошковых материалов (при при пластическом контакте, $H^* > 5 H_M$) – для порошковой стали получено хорошее совпадение параметра τ_0/e_s при малых и больших углах атаки – табл. I. С увеличением пористости материала наблюдается тенденция увеличения различия между значениями параметра τ_0/e_s при различных углах атаки.

Таблица I

Характеристики контакта для порошковых сталей и наплавленных покрытий

Марка материала или покрытия	Твердость материала, H_M, ГПа	Характеристики контакта		
		E', ГПа	H^*, ГПа	
			$\alpha = 30^0$	$\alpha = 90^0$
Сталь 40 [4]	2,0	-	-	-
45	2,0	65,7	II,8	I5,8
СП 45				
П = 5 %	0,9	59,8	II,4	I4,4
П = 25 %	0,4	45,4	9,I	II,8
Покрытия				
ПГ-СР2	3,5	78,7	I4,2	I8,9
ПГ-СР4	6,2	82,6	I4,9	I9,0
ПС-I2НВК-0I	I0,4	79,4	I3,9	I8,2
88II	5,6/I7,8	75,3	I3,8	I8,4

Большое различие в значениях параметра τ_0/e_s для пористой порошковой стали при различных углах атаки, а также отличие значений τ_0/e_s от соответствующих значений для компактной стали можно, в первую очередь, объяснить тем, что с появлением пористости в материале увеличивается вероятность его хрупкого разрушения (например, начиная с пористости выше 30 % при порошковой стали даже при малых углах атаки превалирующим становится механизм хрупкого разрушения материала). Значит, пластическое внедрение частицы в преграду сопровождается интенсивным хрупким разрушением. Происходит переход от пластического механизма к хрупкому. Это

говорит о непригодности расчетной модели (I) при порошковых пористых материалах и покрытиях, для которых, кроме пор, характерны контакты между единичными частицами, слоем и основой, остаточные напряжения в поверхностном слое и др., способствующие хрупкому разрушению материала. Последнее необходимо учитывать в расчетной модели изнашивания.

Анализ измерений твердости порошковой стали при различных нагрузках показывает, что в качестве твердости при порошковых малопористых материалах можно использовать среднестатистические значения микротвердости или макротвердости, определенной при относительно малых нагрузках (до 50-100 Н). Для порошковых пористых и гетерогенных материалов характерен большой разброс значений твердости в различных точках поверхности, особенно при малых контактах, поэтому в расчетах на изнашивание необходимо учитывать распределение твердости [2, 5]. Это особенно важно в условиях микроконтактов, величина которых сравнима или меньше размеров структурных составляющих. Анализ следов изнашивания показывает, что их величина при абразиве фракций 0,1-0,3 мм (песок нормализованный) порядка 15-30 мкм, а величина твердых составляющих в наплавленных покрытиях - 10-20 мкм (покрятия из самофлюсующихся сплавов типа ПГ-СР) до 50-100 мкм (покрытия из смесей с карбидами вольфрама, хрома и др.).

Как показано Г. Бекманном и И. Гоцманном [2, 5], распределение твердости близко к распределению Вейбулла с функцией распределения

$$F(H) = 1 - e^{-(H/H_0)^m}, \qquad (6)$$

при этом параметры распределения H_0 (параметр масштаба) и m (параметр формы кривой распределения) рассчитываются по результатам непрерывного испытания на твердость (в наших условиях при нагрузках от 0,02 до 2 Н). Оценки параметров H_0 и m выведены симплексным методом из оценок математического ожидания

$$EH = H_0 \Gamma(1 + \frac{1}{m}) \qquad (7)$$

и дисперсии

$$DH = H_0^2 [\Gamma(1 + \frac{2}{m}) - \Gamma^2(1 + \frac{1}{m})], \qquad (8)$$

при помощи асимптотического разложения гамма-функции $\Gamma(x)$.

Ввиду гетерогенности изучаемых материалов оценки для параметров m и H_0 зависят от радиуса контакта r.

В качестве примера приняты следующие материалы и покрытия (табл. 2-4):

I) порошковая сталь СП45, пористостью 25 %,

2) наплавленное покрытие из порошка типа ПГ-СР4 (микрогетерогенное размером твердых составляющих около I0 - 20 мкм),

3) наплавленное покрытие карбидом вольфрама (макрогетерогенное с карбидными частицами около 50-I00 мкм).

Таблица 2

Порошковая сталь СП45 (П = 25 %)

r, мкм	7,5	8,9	I0,2	I0,3	I9,I	28,6	42,4
H_0, ГПа	0,29	0,43	0,43	0,60	0,78	0,70	0,60
m	I,3	I,8	I,6	2,8	4,9	4,3	7,I

Таблица 3

Наплавленное покрытие из сплава типа ПГ-СР4

r, мкм	2,2	3,0	3,8	5,4	7,8	9,5	I0,8
H_0, ГПа	2,73	4,04	4,30	4,35	4,69	7,88	7,43
m	2,0	I,9	2,2	3,4	5,8	3,2	3,7

Таблица 4

Наплавленное покрытие типа 88II

r, мкм	I,6	2,8	3,9	4,9	5,8	7,6	I2,3
H_0, ГПа	I0,55	9,56	I0,23	5,58	7,68	7,60	5,25
m	I,5	I,2	I,I	0,7	0,8	I,0	4,4

На основе полученных результатов методом наименьших квадратов найдены приближенные выражения для функций $H_0 = H_0(r)$ и $m = m(r)$. Следует отметить, что выбор приближающего класса фкнкции существенно зависит от диапазона радиуса контакта r. Этот факт объясняется более сильным влиянием гетерогенности изучаемого материала (при сравнительно малых контактах) на полученные результаты.

При больших контактах гетерогенность материала существенно не влияет на полученные результаты. В диапазоне сильного влияния гетерогенности изучаемого материала хорошие результаты дает приближение функций $H_0(r)$ и $m(r)$ со сглаживающими сплайн-функциями (СП45, П = 25 % - рис. 2).

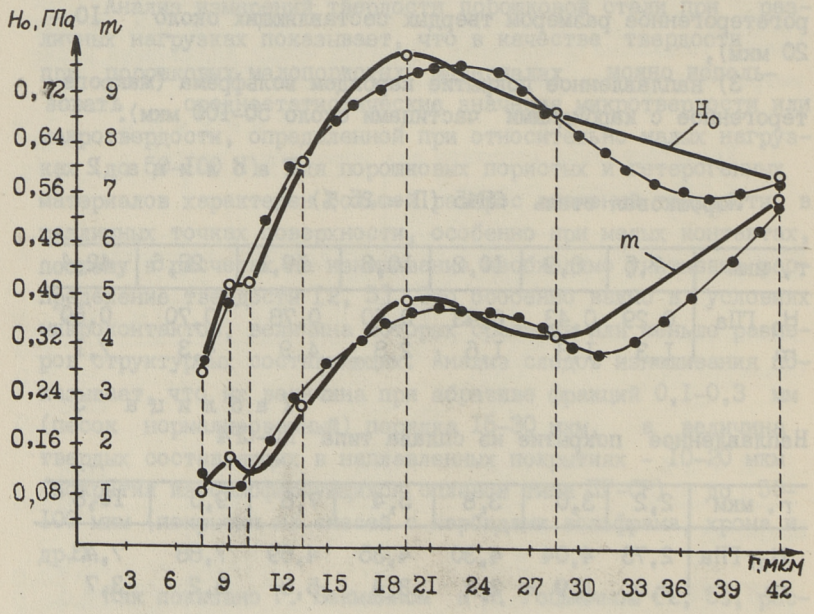


Рис. 2. Пример приближения функций $H_0(r)$ и $m(r)$ со сглаживающими сплайн-функциями при порошковой стали пористостью 25 %.

Если для описания зависимостей приближать функции $H_0(r)$ и $m(r)$ со сглаживающими сплайн-функциями в широком диапазоне (охватывающие контакты), то естественными приближающими функциями являются степенные и дробно-линейные функции, используемые в статьях 2,5 для приближения функций $H_0(r)$ и $m(r)$, соответственно.

Для порошковой стали 45 пористостью 25 % найдены следующие приближенные выражения для функций:

при $r \leq 13{,}3$ мкм

$$H_0 = 0{,}23 - 0{,}05r + 0{,}01r^2 - 0{,}0004r^3, \text{ ГПа} \qquad (9)$$

$$m = 18,41 - 4,90r + 0,44r^2 - 0,01r^3 \quad (10)$$

при $r > 13,3$ мкм

$$H_0 = -0,78 + 0,18r - 0,006r^2 + 0,0001r^3, \text{ ГПа} \quad (11)$$

$$m = -12,33 + 2,04r - 0,08r^2 + 0,001r^3 \quad (12)$$

Для наплавленных покрытий вышеуказанные выражения имеют вид:

а) для покрытия из сплава типа ПГ-СР4

при $r \leq 5,4$ мкм

$$H_0 = -12,32 + 11,74r - 2,66r^2 + 0,19r^3, \text{ ГПа} \quad (13)$$

$$m = 12,04 - 8,38r + 2,10r^2 - 0,15r^3 \quad (14)$$

при $r > 5,4$ мкм

$$H_0 = 27,52 - 10,39r + 1,43r^2 - 0,06r^3, \text{ ГПа} \quad (15)$$

$$m = -16,56 + 7,51r - 0,84r^2 + 0,03r^3 \quad (16)$$

б) для покрытия карбидом вольфрама (88II)

при $r \leq 4,9$ мкм

$$H_0 = 4,74 + 6,43r - 2,11r^2 + 0,18r^3, \text{ ГПа} \quad (17)$$

$$m = 1,92 - 0,23r - 0,03r^2 + 0,005r^3 \quad (18)$$

при $r > 4,9$ мкм

$$H_0 = 34,38 - 11,72r + 1,60r^2 - 0,07r^3, \text{ ГПа} \quad (19)$$

$$m = 2,16 - 0,37r + 0,004r^2 + 0,003r^3 \quad (20)$$

Для практического использования при расчетах на изнашивание в случае упругопластического контакта соответствующую комбинацию параметров распределения H_0 и m найдут, исходя из средних фактических контактов при абразивной эрозии.

Литература

1. 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. Бекманн Г., Гоцманн Й. Моделирование эрозионного изнашивания твердых хрупких материалов // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 609. - С. 103-109.

3. B e c k m a n n G., G o t z m a n n J. Analytical model of the blast wear intensity of metals based on a general arrangement for abrasive wear // Wear. - 1981. - 73. - P. 325-353.

4. B e c k m a n n G., K l e i s I. Abtragverschleiß von Metallen. - Leipzig: VEB Deutscher Verlag für Grunstoffindustrie, 1983. - 200 S.

5. A representation of the microhardness distribution and its consequences for wear prognoses / G. Beckmann, P. Dierich, P. Grau, M. Petzold, F. Fröhlich // Wear. - 1986. - 107. - P. 195-212.

P. Kulu, I. Tammeraid, Y. Halling

Prognostication of the Wear Resistance of Powder Materials and Coatings in Abrasive Erosion

Abstract

This paper describes an analytical model of the wear of powder materials and coatings on the plastic and elastic contacts.

The model for wear prognosis is based on the G. Beckmann and J. Gotzmann's energy theory of wear and the V. Weibull's statistical theory of failure of powder materials and coatings.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.762:669.018.5

С.М. Летунович, Д.С. Аренсбургер,
Ю.Ю. Пирсо

ИЗНОС ПОРОШКОВЫХ ТОКОПОДВОДЯЩИХ МУНДШТУКОВ АВТОМАТИЧЕСКОЙ СВАРКИ ПОД ФЛЮСОМ

Широкое использование механизированной сварки и необходимость дальнейшего повышения ее эффективности (увеличение производительности, улучшение качества, снижение трудоемкости и стоимости работ) повышают требования ко всем узлам сварочных аппаратов, в том числе и к деталям, применяемым в мундштуках сварочных автоматов и полуавтоматов для подвода тока к электродной проволоке. Указанные детали - одно из слабых мест аппаратов для дуговой сварки. От износостойкости этих деталей во многом зависит надежность работы аппаратов и установок, а также качество сварки. В настоящее время вследствие износа срок службы деталей из стали и меди, применяемых в качестве скользящих токоподводов мундштуков, чрезвычайно мал [1, 2].

В отечественной и зарубежной литературе недостаточно освещены вопросы исследования износостойкости и выбора материалов деталей скользящих токоподводов мундштуков [2, 3].

Условия работы токоподводящих мундштуков автоматической сварки под флюсом исследовались в ЦСЛ з-да "Атоммаш". Для контактных наконечников сварочных автоматов оптимальным усилием прижатия, по данным ЦСЛ, является 1-2 МПа. Из этого следует, что требования к прочности материала контактных наконечников проявляются опосредственно через сопротивление износу от скольжения по ним сварочной проволоки. Скорость подачи сварочной проволоки составляет 1 - 2 м/мин. Сварочные токи выбираются в пределах от 200 до 1000 А (в зависимости от диаметра сварочной проволоки). Вы-

ло установлено, что максимальная температура токоподводящих мундштуков не превышает 200 °С. Важное значение для контактных наконечников при работе имеют эрозионные процессы. Было сравнено влияние механических и электрических параметров на износ контактных наконечников. Исследования показали, что износ наконечников, работающих без сварочного тока, был в 2,7-3,3 раза меньше, чем под током. Износ зависит и от шероховатости сварочной проволоки. При существующих сейчас методах ее зачистки (механическая, химическая), шероховатость проволоки соответствует параметру Rz 20-40. Но контактные наконечники подвергаются и режущему воздействию различных абразивных частиц, попадающих на поверхность и насечек, которые образуются на поверхности электродной проволоки от роликов подающего механизма.

Основу современных материалов для электрических контактов составляет медь. Основным недостатком чистой меди, как материала для электрических контактов, является сравнительно низкая прочность и износостойкость при трении. Практически прочностные свойства и износостойкость меди можно повысить холодной деформацией с суммарной степенью 40-70 %. Однако сварка приводит к нагреву рабочего конца электрического контакта до весьма значительной температуры (150-200 °С) и, следовательно, к разупрочнению ее вследствие рекристаллизации. Таким образом, чистую медь как материал электрического контакта (например, токоподводящие мундштуки сварочных автоматов) использовать нецелесообразно.

Наиболее перспективным является обоснованное легирование меди с целью повышения температуры разупрочнения, прочности, износостойкости без значительного понижения электропроводности. Примеси и малые добавки легирующих элементов действуют на удельное электросопротивление меди так же, как и на температуру рекристаллизации, т.е. увеличивают его [4, 5].

Поэтому основной задачей является создание сплавов, в которых максимальное увеличение прочности и износостойкости сопровождалось бы минимальным ухудшением электропроводности. К таким сплавам можно отнести малолегированные медные сплавы (дисперсионно-твердеющие сплавы на медной основе).

В производственных условиях были испытаны токопроводящие мундштуки из спеченной меди и спеченных дисперсионно-твердеющих медных сплавов, а также контактные наконечники шведской фирмы "ESAB", которые до сих пор использовались при сварочных работах. Сплавы на медной основе легировали хромом и титаном. Выбор хрома и титана в качестве легирующих добавок основывался на их переменной растворимости в меди, сильно уменьшающейся с температурой. Это является необходимым условием получения пересыщенных твердых растворов при закалке, которые при последующем старении распадаются и приводят к значительному упрочнению сплава.

Были испытаны следующие сплавы: Cu - 0,8 % Cr, Cu - I,0 % Ti и Cu - 0,8 % Cr - 0,2 % Ti. Некоторые физико-механические свойства данных сплавов приведены в таблице I7

Таблица I

Физико-механические свойства дисперсионно-твердеющих медных сплавов после старения

Состав	Твердость HRB	Предел прочности $\sigma_в$, МПа	Электропроводн. λ, %	Относительн. удлинение, δ, %
Cu	30-33	250	98	25
Cu - 0,8 % Cr	60-62	4I0	90-92	I5
Cu -I,0 % Ti	60-65	520	25-30	3
Cu - 0,8 % Cr - - 0,2 % Ti	до 65	530	64-66	5

Токоподводящие мундштуки из данных сплавов испытывали на продолжительность работы до выхода из строя. Испытания проводились на ПО "Ижорский завод". Результаты испытаний показаны на рис. I.

Как видно, больше всего проработали наконечники фирмы "ESAB". Из испытанных сплавов показали лучшие результаты сплавы Cu - 0,8 % Cr и Cu - 0,8 % Cr - 0,2 % Ti. Срок службы некоторых наконечников из сплава Cu - 0,8 % Cr достиг 24 часов. Наконечники из сплава Cu - I,0 Ti выходили из строя очень быстро, они сгорали. Это связано с очень низкой электропроводностью этого сплава, и происходящими в нем сильными электроэрозионными процессами.

Механизм износа исследовали на растровом микроскопе BS-300 фирмы "Tesla".

Исследования показали, что трущиеся поверхности покрыты бороздами и царапинами, т.е. следами механического износа. Очевидно, твердые частицы или насечки стальной проволоки вдавливаются в относительно мягкую медную поверхность. В результате движения электродной проволоки поверхность трения покрывается царапинами, расположенными почти параллельно пути скольжения, а между царапинами находится материал, перетерпевший многократную пластическую

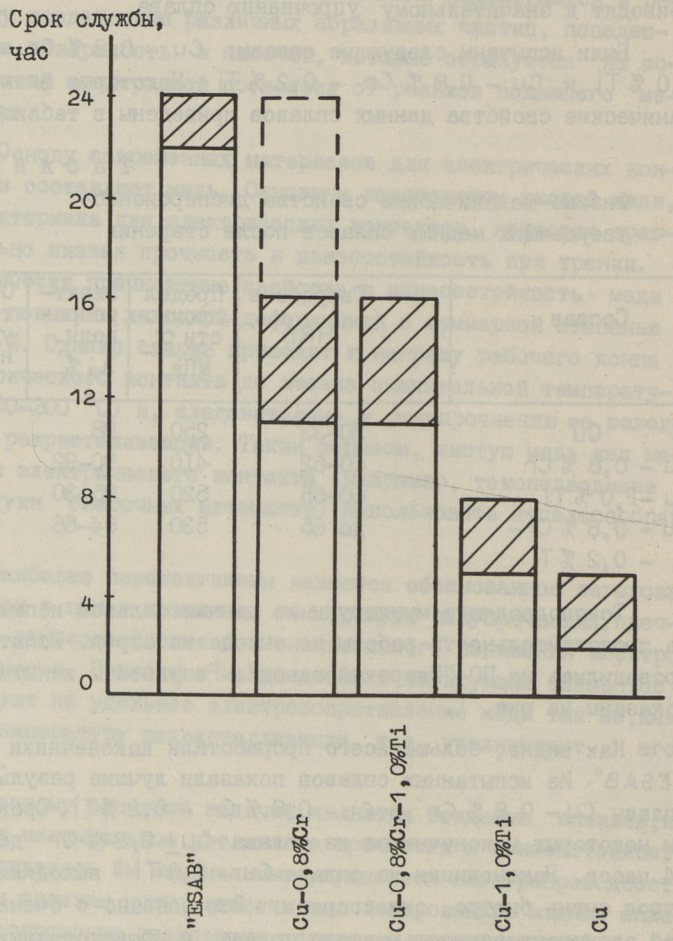
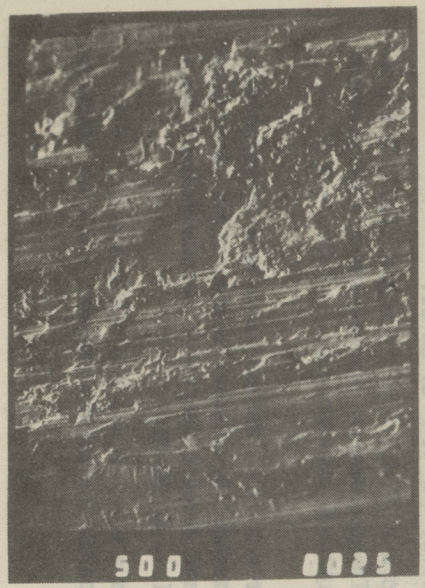
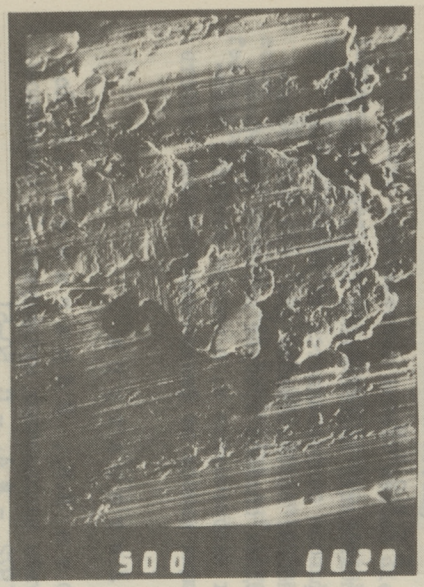


Рис. 1. Срок службы контактных наконечников в зависимости от состава.



а)



б)

в)

Рис. 2. Поверхность трения контактных наконечников.
а) "ESAB"x260
б) спеченная медь, x850
в) Cu – 0,8 % Cr – 0,2 % Ti x250
(фотографии изготовлены в лаборатории электронной микроскопии ТПИ).

деформацию, наклепанный и перенаклепанный, т.е. исчерпавший способность пластически деформироваться. На этих участках легко образуются трещины, с развитием которых материал отделяется от основы. Вырванный материал частично остается на сопряженной поверхности и слипается или впрессовывается в основу материала (рис. 2)

Следов электрического износа, которые появляются в результате искрения и дугообразования, не наблюдается. Можно предположить, что следы электрического износа исчезают в результате механического износа. На поверхности сопряжения контакта из медного сплава, легированного хромом и титаном, наблюдается сильное окисление.

Выводы

Работа токоподводящих наконечников машин автоматической сварки под флюсом сопровождается их механическим и электрическим износом. Использование для этой цели термообрабатываемых медных сплавов требует изучения механизма износа контактных наконечников и, в первую очередь, зависимости составляющих износа от физико-механических свойств сплава.

Литература

1. Батурин Е.К., Ибрагимов Т.Р. Повышение срока службы наплавочных мундштуков // Сварочное производство. - 1972. - № 4. - С. 50-51.

2. Батурин Е.К., Луппиан Г.Э., Ибрагимов Т.Р. Твердосплавные наконечники для наплавочных мундштуков // Сварочное производство. - 1969. - № 10. - С. 45.

3. Чвертко А.И. Исследование износостойкости и выбор материала деталей скользящих токоподводов автоматов и полуавтоматов для дуговой сварки // Автоматическая сварка. - 1975. - № 1. - С. 28-31.

4. Николаев А.К., Розенберг В.М. Сплавы для электродов контактной сварки. - М.: Металлургия, 1978. - 96 с.

5. Николаев А.К., Пружинин И.Ф., Розенберг В.М. Влияние примесей на температуру рекристаллизации меди // Цветные металлы. - 1976. - № 2. - С. 75-77.

S. Letunovitch, D. Arensburger,
Y. Pirso

Verschleiss des stromleitenden Mundstückes für Automatschweissmaschinen

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit werden die aus den Kupferlegierungen gesinterten elektrischen Kontakte der Schweissmaschinen untersucht.

Es wird der Einfluss der mechanischen und elektrischen Eigenschaften des Kontaktes auf ihre Arbeitsdauer festgestellt.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178.167

П.К. Каллас, Ю.Ю. Пирсо, Б.Ю. Юридицкий,
Б.Г. Михайлов

АБРАЗИВНАЯ ЭРОЗИЯ КЕРМЕТОВ

Необходимым составом материала, работающего в химически активных средах и при повышенной температуре в условиях воздействия твердых частиц, является кроме коррозионной стойкости также и высокая износостойкость. В таких случаях представляют интерес коррозионностойкие керметы на основе кислородной и бескислородной керамики [I].

В работе изучалась износостойкость некоторых керметов в струе абразива на центробежном ускорителе твердых частиц ЦУК-3М (описан в ГОСТ 23.201-78). Абразивом служил кварцевый песок зернистостью 0,1-0,3 мм. Скорость струи 80 м/с, углы атаки 30 и 90°. В таблицах I и 2 приведены состав и свойства изученных керметов. Относительная объемная износостойкость определена по отношению к стали 45 твердостью HV 2 ГПа в нормализованном состоянии.

Изнашивание минералов при трении о закрепленные абразивные частицы выявило, что прямая, проходившая через точки для корунда, топаза и других минералов, имеет наклон в II,4 раза меньший, чем прямая, представляющая эту зависимость для чистых металлов. Авторы объясняют это различие разным типом химической связи металлов и минералов [2]. Испытанные материалы имеют твердость, близкую или превышающую твердость кварцевого песка, поэтому вследствие влияния соотношения твердостей материала и абразива на износ нет прямой связи между износостойкостью и твердостью.

При обоих углах атаки керамические материалы № 7, I0 и II уступают стали 45, несмотря на то, что превышают ее по твердости в 5 раз. Заметно, что материалы на основе окиси алюминия с добавками окислов других металлов в небольших количествах (сплавы № 6, 7, I0, II) уступают дру-

Таблица I

Состав и особенности получения керметов

№ спл.	Состав	Особенности получения	Примечание
I	Al_2O_3 + 20 % плазмохимического TiN	Горячее прессование 5 мин. при I750 °С	кортинит, ОНТ-20 ТУ 2-036-954-84
2	TiC + 60 % TiB_2	Темп. спекания I800 °С	Броварский завод
3	TiN + 60 % TiB_2	Спекание в азоте при I850 °С	
4	TiN + 60 % TiB_2	Спекание в азоте при I650 °С	
5	TiN + 75 % TiB_2	Спекание в азоте при I800-I850 °С	
6	Al_2O_3 +0,5 % MgO	Горячее прессование 5 мин. при I750 °С	ВШ-75
7	Al_2O_3+2%MnO_2+2%TiO_2	Спекание на воздухе при I400 °С	ГМТ
8	(TiNb)(CN)-20%(Ni-Fe)(Mo-Cr)	Спекание в азоте при I550 °С	КНТН
9	SiC самосвязанный	Пропитка расплавом кремния при I400 °С	С 2
I0	Al_2O_3 +1% SiO_2+MnO	Отформовка методом горячего шликерного литья, спекание при I300 °С	ТУМЭП аЯ0.027.002
II	Al_2O_3+1%SiO_2+MnO	Отформовка методом прессования, спекание при I300 °С	ВК94-I
I2	$TiC_{0,5}N_{0,5}$+16%(Ni-Mo)		КНТ I6
I3	TiB_2+12%эвтектики (Fe - Mo)		
I4	TiB_2+15%эвтектики (Fe - Mo)		
I5	TiB_2+17%эвтектики (Fe - Mo)		
I6	TiB_2+25%эвтектики (Fe - Mo)		

Таблица 2

Свойства керметов

№ спл.	Плотность г/см^3	Размер зерна, мкм	Твердость HRA	Микропрочность ГПа	Вязкость разрушения K_{Ic}, МН·м$^{-3/2}$	Прочность при изгибе, МПа	Износостойкость при угле атаки 30°	Износостойкость при угле атаки 90°	Износостойкость в эксплуатации
I	4,I2	3	93	4,7		650	II,8	3,7	
2	2,08	8-I0	90,5			400	2,I	0,55	
3	4,7	до 8	9I	2,36		600	5	0,5	
4	4,43	до 8	9I			600	5,2	0,3	
5	4,83	до 8	9I			600	34,7	I,4	
6	3,87	3	92	3	3,8	400	I,4	0,4	
7	3,92	I0	89			250	0,82	0,I8	
8	6,42		89,5			I000	2,9	I	
9	3,I	20	88			300	2	0,32	
I0	3,73		89,5		2,39	200	0,3I	0,053	
II	3,73		89,5			250	0,96	0,I9	
I2	5,95		89,5		3,4	I200	4,3	2,4	
I3	4,87		92,5			800	3,2	0,8	0,7
I4	4,95		9I,5	5,2	2,9	900	8,7	5,6	0,9
I5	5,I2		90,5			800	4,3	I,3	0,8
I6	5,2		89			750	2,7	I,7	

гим составам как по износостойкости, так и по прочности. При одинаковом составе сплавов № 10 и 11 получена трехкратная разница в их износостойкости. Это объясняется меньшей прочностью сплава № 10, обусловленной технологией его получения - при горячем шликерном литье возможно неоднородное распределение стеклофазы и большая пористость. Такая же закономерность наблюдается при испытании покрытий: плазменные окисные покрытия имеют износостойкость на порядок ниже, чем покрытия на основе карбидов [3]. Из материалов на основе окиси алюминия единственным, обладающим хорошей износостойкостью, является сплав № 1, содержащий 20 % нитрида титана. По сравнению со сплавами № 6, 7, 10, 11, сплав № 1 имеет большую твердость и прочность.

Керамические материалы на основе диборида титана (сплавы № 2, 3, 4, 5) имеют близкие значения твердости и размера зерен, однако по износостойкости различаются в несколько раз. Пониженная износостойкость сплава № 2 объясняется его меньшей прочностью. Повышенная износостойкость сплава № 5 не вытекает из его свойств, его характеризует только большее содержание диборида титана. Следует заметить, что, например, в карбидотитановых сплавах увеличение содержания карбида повышает износостойкость, но не в такой мере, как получено у сплава № 5 [4]. Самосвязанный карбид кремния (сплав № 9) имеет относительно низкие значения твердости, прочности и износостойкости.

Сплавы, содержащие металлическую связку (сплавы № 8, 12 - 16), имеют повышенную прочность по сравнению с керамическими материалами (сплавы № 1 - 7, 9 - 11). Карбонитрид титана и молибдена с металлической связкой сложного состава (сплав № 8) не имеет преимуществ перед карбонитридом титана с никель-молибденовой связкой (сплав № 12), который имеет более простой состав.

В сплавах № 13-16 на основе диборида титана изменяется количество металлической связки в пределах 12-25 об.%. С увеличением содержания связки твердость сплавов понижается, прочность и износостойкость имеют максимум при количестве связки 15 % (сплав № 14). Этот сплав по своим свойствам близок к карбидотитановым сплавам, исследованным в работах [4, 5].

Из сплавов № 13-15 были изготовлены гидромониторные насадки шарошечных долот, работающие в условиях интенсивного гидроабразивного изнашивания [6] и испытаны на стенде и в эксплуатационных условиях. В таблице 2 приведена их износостойкость относительно маловольфрамового твердого сплава. Видно, что сплав № 14 всего на 10 % уступает маловольфрамовому твердому сплаву. Уже выпущена полупромышленная партия гидромониторных насадок.

Выводы

1. Керамические материалы на основе окиси алюминия с добавками окислов других металлов имеют низкую прочность и износостойкость.

2. Сплавы, содержащие металлическую связку, имеют повышенную прочность и износостойкость.

3. Сплавы на основе диборида титана с разным количеством металлической связки обнаруживают максимальную прочность и износостойкость при содержании 15 % связки.

Литература

1. Порошковая металлургия. Материалы, технология, свойства, области применения: Справочник. - Киев: Наукова думка, 1985. - 624 с.

2. Хрущов М.М., Бабичев М.А. Абразивное изнашивание. - М.: Наука, 1970. - 252 с.

3. Кулу П.А., Каллас П.К., Халлинг Я.А. Газоабразивный износ газотермических порошковых покрытий // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1984. - № 566. - С. 47-52.

4. Кюбарсепп Я.П., Вальдма Л.Э., Аннука Х.И. Некоторые пути повышения износостойкости твердых сплавов TiC-сталь в абразивной струе // Трение и износ. - 1985. - Т. 6, № 4. - С. 698-703.

5. Кудрявцев В.А., Каллас П.К. Газоабразивное изнашивание порошковых легированных карбидотитановых сплавов // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1984. - № 566. - С. 19-25.

6. Буяновский И.Н., Линдо Г.В., Агошашвили Б.Т., Чистякова В.А. Исследование износостойкости твердосплавных и минералокерамических композиций в условиях гидроабразивного воздействия // Трение и износ. - 1985. - Т. 6, № 1. - С. 119 - 124.

P. Kallas, J. Pirso,
B. Yuriditsky, B. Mikhailov

Abrasive Erosion of Cermets

Abstract

The wear resistance of cermets was studied on the basis of oxygenous and oxygen-free ceramics in a stream of quartz sand with the velocity 80 m/s. The TiB_2 with 15 % metallic binder phase content proved to have more favourable properties of wear resistance-strength.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178.167:621.762

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УЛУЧШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СПЛАВОВ TiC-СТАЛЬ

Развитие современного машиностроения требует создания новых материалов, обладающих высокой износостойкостью. Поэтому в настоящее время актуальной является задача научно-обоснованной разработки спеченных материалов и создание рациональной технологии их изготовления, позволяющая получать высокие физико-механические и эксплуатационные свойства.

Как известно, изменение механических свойств и износостойкости твердых сплавов возможно либо изменением их химического состава, либо технологических параметров изготовления. Исследованию технологии изготовления сплавов TiC-сталь посвящено довольно много работ. Работы [1, 2] посвящены исследованию оптимальных режимов размола порошковых смесей TiC-сталь. Вопросы формирования структуры и взаимодействие TiC со сталью при жидкофазном спекании рассматриваются в работах [3, 4, 5 и др.]. Условиям жидкофазного спекания сплавов TiC-сталь в разных средах посвящена работа [6], а вопросам термической обработки работы [7,8 и др.]. В то же время в литературе практически отсутствуют сведения о влиянии параметров, таких как скорость подъема температуры, продолжительность и температура спекания, степень вакуума жидкофазного спекания и среды предварительного спекания на механические свойства и износостойкость сплавов TiC-сталь. Исследованию именно этих вопросов посвящена настоящая работа.

В качестве защитной среды в печи предварительного спекания применяется водород. Однако заводы, начинающие вы-

пускать твердосплавные изделия, стараются избежать использования взрывоопасного водорода.

В литературе отсутствуют данные о применении в качестве среды для предварительного спекания других газов, кроме водорода. По этой причине была исследована возможность применения диссоциированного аммиака и азота. Предварительное спекание в водороде и в диссоциированном аммиаке проводилось при 650-700 °С, а в азоте при 850 °С. Продолжительность спекания 35-40 мин. В последнем случае, с целью дополнительной защиты, образцы покрывались графитной крупкой. Окончательное спекание проводилось в вакууме остаточным давлением 0,25 Па в течение 30-40 минут. Исследовались сплавы различных составов. Основные результаты исследований представлены на рис. I.

Полученные результаты указывают на возможность применения диссоциированного аммиака в качестве среды для предварительного спекания, не опасаясь понижения прочности свойств и износостойкости сплавов. Применение же азота в качестве среды предварительного спекания нежелательно из-за понижения прочности и вязкости сплавов с высоким содержанием карбида титана. У малокарбидных сплавов, предварительно спеченных в азоте, уменьшения прочности и вязкости не наблюдалось. Различное влияние предварительного спекания на свойства сплавов разных составов пока объяснить не удалось.

При исследовании влияния различных технологических факторов жидкофазного спекания на прочностные свойства и износостойкость разработанных нами сплавов 60 КТ-ЖК (сплав TiC--Fe-Si) был использован метод математического планирования эксперимента, позволяющий одновременно варьировать все переменные [9]. Было применено факторное планирование на двух уровнях значения факторов типа 2, где n -количество факторов [10]. Для сокращения объема экспериментальных работ использована полуреплика 2^{4-1} в 8 опытах. С целью определения дисперсии опыта применялись дополнительные опыты на основном (нулевом) уровне.

При выборе факторов, основного уровня и интервалов варьирования были учтены технические возможности используемого оборудования, а также продолжительность одной рабо-

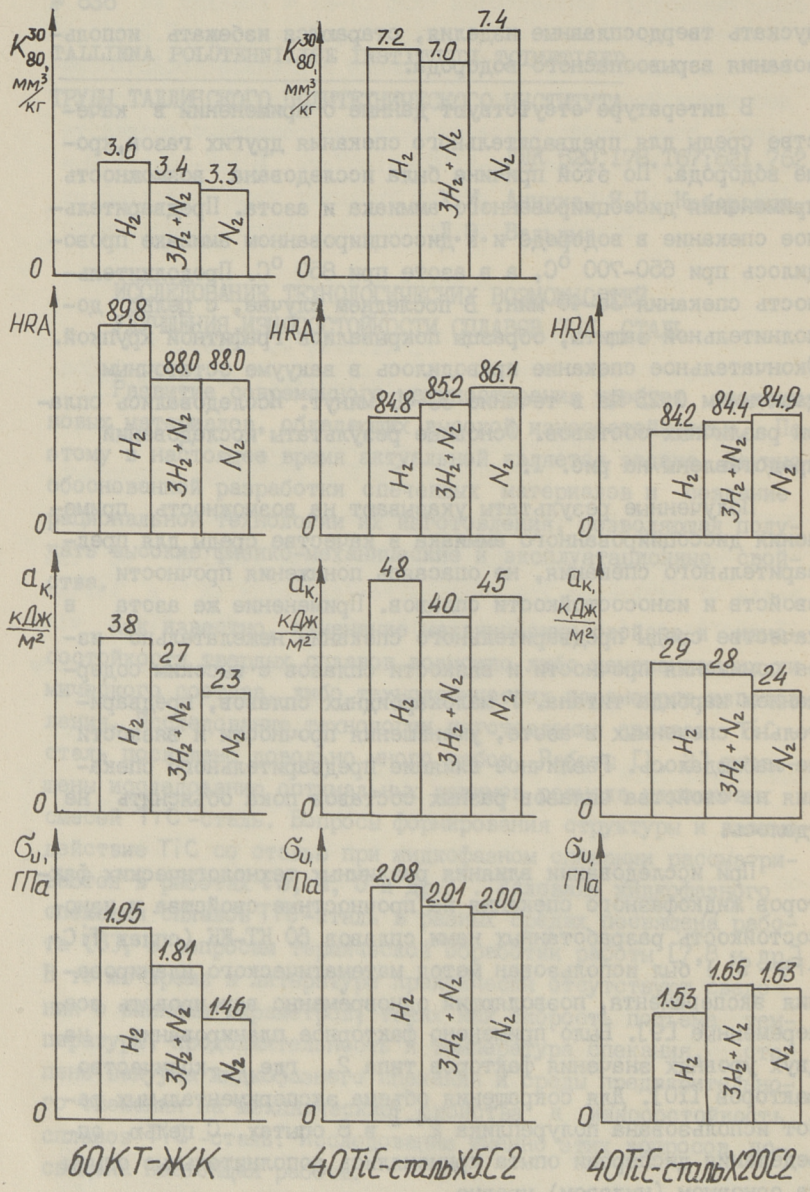


Рис. 1. Влияние среды предварительного спекания на прочность при изгибе σ_u, ударную вязкость $a_к$, твердость по Роквеллу HRA и интенсивность изнашивания K^{30}_{80} сплавов TiC–сталь.

чей смены. В таблице I приведены уровни и интервалы варьирования факторов, включенных в программу исследований, а в таблице 2 матрица планирования.

Таблица I

Уровни факторов и их интервалы варьирования при жидкофазном спекании сплавов 60КТ-ЖК

	Факторы	Уровни факторов			Интервалы варьирования
		-I	0	+I	
x_I-	Скорость подъема температуры от 600 ^{o} до T^o спекания; 0/6 мин.	2,5^o/мин	6°/мин	9,5^o/мин	3,5^o/мин
x_2-	Продолжительность спекания в мин.	I0	40	70	30
x_3-	Температура спекания, ^oC	I380 ^oC	I4I0 ^oC	I440 ^oC	30 ^oC
x_4-	Показатель вакуума lg P, Па	lg 25^x (+I.3)	lg 2,5 Па (0.3)	lg 0,25 Па (-0.7)	I

^{x} Примечание: 25; 2,5 и 0,25 Па равняются соответственно $2 \cdot I0^{-1}$, $2 \cdot I0^{-2}$ и $2 \cdot I0^{-3}$ мм рт.ст.

Таблица 2

Матрица планирования экспериментов

Серия	x_0	x_I	x_2	x_3	x_4	$x_I x_2 = x_3 x_4$	$x_I x_3 = x_2 x_4$	$x_I x_4 = x_2 x_3$
I	+	-	-	-	-	+	+	+
2	+	+	-	+	-	-	+	-
3	+	-	-	+	+	+	-	-
4	+	-	+	-	+	-	+	-
5	+	+	+	-	-	+	-	-
6	+	+	-	-	+	-	-	+
7	+	-	+	+	-	-	-	+
8	+	+	+	+	+	+	+	+
9,I0	0	0	0	0	0	0	0	0

Согласно требованиям, предъявляемым к безвольфрамовым твердым сплавам, предназначенных для изготовления дета-

лей, имеющих высокие износостойкость и прочностные свойства, в качестве параметров оптимизации были выбраны: прочность при изгибе ($У_I$), ударная вязкость ($У_2$), твердость по Виккерсу ($У_3$), размер карбидного зерна ($У_4$), плотность ($У_5$) и интенсивность изнашивания ($У_6$), определяемая при двух скоростях абразивной струи (20 и 80 м/с) и при двух углах атаки(30 и 90°). На основании результатов 8 опытов, матрицей планирования(см. табл. 3) считали коэффициенты уравнения регрессии, которые после расчета доверительных интервалов и оценки их статистической значимости имеют следующий вид.

Прочность при изгибе

$$У_I = I,99 + 0,06x_2 + 0,04x_3 - 0,05x_4 - 0,05x_Ix_3, \text{ ГПа}$$

Увеличение продолжительности и температуры спекания, а также уменьшение степени вакуума, приводят и к некоторому росту прочности при изгибе. Это можно объяснить улучшением уплотнения сплавов вместе с повышением продолжительности температуры спекания. Благоприятное влияние уменьшения степени вакуума можно объяснить уменьшением потерь металлической фазы в таких условиях спекания. Однако такое предположение не согласуется с одновременным улучшением также износостойкости (см. параметр оптимизации $У_6$).

Ввиду того, что результаты измерения ударной вязкости имели относительно большой разброс, регрессионное уравнение для этого параметра оптимизации ($У_2$) не имело значимых коэффициентов.

Твердость по Виккерсу

$$У_3 = I4,04 + 0,06x_2, \text{ ГПа}$$

Полученное линейное уравнение регрессии. На твердость влияет продолжительность спекания. Известно, что с увеличением продолжительности спекания за счет испарения, растут потери металлической фазы, что приводит к некоторому росту твердости. Продолжительность спекания слабо влияет на величину карбидного зерна исследуемого сплава (см. параметр

Таблица 3

Прочность при изгибе σ_u, ударная вязкость $a_к$, твердость по Виккерсу HV, размер карбидного зерна d, плотность γ и интенсивность изнашивания К сплавов 60 КТ-ЖК (сплав TiC-Fe-Si). Сплавы закалены и отпущены при 200 °С. Применен TiC состава (мас.%) $C_{общ}$ = 18,12; $C_{св}$ = 0,18

№ серии	$У_1$	$У_2$	$У_3$	$У_4$	$У_5$	$У_6$			
	ГПа	$a_к$ кДж/м^2	HV ГПа	мкм	γ 10^3кг/м^3	$К^{20}_{30}$ мм^3/кг	$К^{80}_{30}$ мм^3/кг	$К^{20}_{90}$ мм^3/кг	$К^{80}_{90}$ мм^3/кг
1	1,97	30	14,0	2,53	5,78	0,2	2,4	0,38	7,1
2	2,06	36	13,9	2,6	5,78	0,31	2,96	0,43	7,7
3	1,97	35	14,0	2,57	5,73	0,3	3,7	0,54	8,2
4	2,04	53	14,0	2,52	5,77	0,20	3,0	0,50	6,6
5	2,06	27	14,1	2,47	5,78	0,28	2,65	0,47	7,6
6	1,72	25	14,0	2,47	5,79	0,16	3,2	0,47	6,9
7	2,06	42	14,1	2,7	5,77	0,16	2,7	0,55	6,55
8	2,04	27	14,2	2,62	5,71	0,32	3,3	0,74	9,7

оптимизации $У_4$), поэтому не наблюдалось заметного увеличения карбидного зерна, и, следовательно, уменьшения твердости.

Величина карбидного зерна

$$У_4 = 2,56 - 0,02x_I + 0,02x_2 + 0,06x_3 - 0,02x_4 \text{ (мкм)}$$

Исследованные технологические факторы в пределах варьирования слабо влияют на величину карбидного зерна. Наибольший рост карбидного зерна, как и следовало ожидать, наблюдается при повышении температуры спекания.

Плотность

$$У_5 = 5,76 + 0,02x_3 - 0,0Ix_4 - 0,0Ix_I \cdot x_2 \ (I0^3 \text{ кг/м}^3)$$

Увеличение температуры спекания способствует получению сплава с большой плотностью.

Интенсивность изнашивания при углах атаки 30 и 90^0 при двух скоростях абразивной струи 20 и 80 м/с определялась по методике [II], как объемный износ на I кг абразива, кварцевого песка зернистостью 0,I-0,3 мм.

$$У_6;\ {}^{20}_{30} = 0,24 + 0,03x_I + 0,03x_3 + 0,03x_Ix_2 + 0,02x_Ix_3 - 0,03x_2x_3, \ (\text{мм}^3/\text{кг}),$$

$$У_6;\ {}^{80}_{30} = 2,99 + 0,04x_I - 0,08x_2 + 0,I8x_3 + 0,3Ix_4 + 0,02x_Ix_2 - 0,07x_Ix_3 - 0,09x_2x_3, \ (\text{мм}^3/\text{кг}),$$

$$У_6;\ {}^{20}_{80} = 0,5I + 0,02x_I + 0,05x_2 + 0,05x_3 + 0,05x_4 + 0,02x_Ix_2 + 0,02x_2x_3, \ (\text{мм}^3/\text{кг}),$$

$$У_6;\ {}^{80}_{90} = 7,54 + 0,43x_I + 0,07x_2 + 0,49x_3 + 0,3Ix_4 + 0,6I\ x_Ix_2 + 0,23x_Ix_3 + 0,02x_2x_3, \ (\text{мм}^3/\text{кг}).$$

Абразивное изнашивание является сложным процессом поверхностного разрушения материалов. Исходя из этого, получены сложные, нелинейные, регрессионные уравнения, согласно которым на интенсивность изнашивания влияют все иссле-

дованные факты, причем в различной степени при различных условиях изнашивания. Увеличение скорости подъема температуры не влияло на другие параметры оптимизации, но благоприятно сказывалось на интенсивности изнашивания. Повышение температуры спекания неблагоприятно влияло на износостойкость (как и на размер карбидного зерна). Влияние продолжительности спекания различается в случае малых (30°) и больших (90°) углах атаки. Трудно объяснить также неблагоприятное влияние повышения степени вакуума на износостойкость.

Тенденция повышения интенсивности изнашивания (ухудшения износостойкости) вместе с улучшением степени вакуума в печи подтвердилась и в наших дополнительных опытах. Необходимы дополнительные исследования механизма влияния степени вакуума на износостойкость исследуемых твердых сплавов.

Настоящие исследования показали, что правильным подбором технологических режимов спекания сплавов TiC-сталь можно в значительной степени увеличить их износостойкость, не ухудшая при этом механические свойства. Влияние технологических факторов на другие параметры оптимизации оказалось меньше, чем на износостойкость.

Литература

1. Аренсбургер Д.С., Кюбарсепп Я.П. Изучение условий размола порошковых смесей TiC-Fe-Cr. Порошковая металлургия. - 1978. - № 10. - С. 6-10

2. Шелехина В.М. Некоторые особенности размола и прессования материалов типа карбид титана - сталь. // Порошковая металлургия (Минск). - 1980.- № 4. - С. 19-22.

3. Цукерман С.А. Износостойкий металлокерамический материал на основе карбида титана // Порошковая металлургия. - 1970. - № 6. - С. 53-56.

4. Взаимодействие карбида титана со сталью при спекании. Кипарисов С.С., Нарва В.К., Лошкарева Н.С., Титов А.В. // Порошковая металлургия. - 1977. - № 8. - С. 34-38.

5. Формирование структуры сплавов TiC-сталь при спекании (Сообщение П). Кипарисов С.С., Нарва В.К., Деляева Л.И.,

Чугунов Р.С. // Порошковая металлурния. - 1976. - № 10. - С. 72-76.

6. Исследование условий спекания материалов карбид титана - сталь в разных средах. Кипарисов С.С., Нарва В.К., Лошкарева Г.С., Иванов А.Д. // Порошковая металлургия. - 1976. - № 8. - С. 461-500.

7. Кипарисов С.С., Паисов И.В., Нарва В.К. Термическая обработка металлокерамических материалов на основе карбида титана // Порошковая металлургия. - 1969. - № 9. - С. 10-13.

8. Кипарисов С.С., Нарва В.К. Получение и свойства керметов на основе карбида титана со связкой из легированной стали // Известия вузов. Цветная металлургия. - 1969. - № 3. - С. 135-139.

9. Налимов В.В. Теория эксперимента. - М.: Наука. - 1971. - С. 207.

10. Налимов В.В., Чернова В.Н. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. - М.: Наука. - 1965. - С. 340.

11. Клейс И.Р. Центробежный ускоритель ЦУК-3М для определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозии // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1970, - сер. А. - № 294. - С. 23-33.

H. Annuka, J. Kübarsepp, L. Valdma

An Investigation into Technological Capabilities of Increasing Wear-resistance of Steel-bonded Titanium Carbide

Abstract

The influence of some technological parameters of liquid phase sintering (temperature rise speed, temperature and period of sintering, degree of vacuum) and preliminary sintering furnace atmosphere on the mechanical properties and abrasion resistance of steel-bonded titanium carbide was investigated. The proper choice of the technological conditions of liquid phase sintering will make it possible to increase the wear-resistance of alloys without deteriorating their mechanical properties.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178.16

А.Э. Калласвеэ, Б.Я. Саар

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНАШИВАНИЯ НЕРЖАВЕЮЩИХ СТАЛЕЙ НА ЦЕНТРОБЕЖНОМ ТРИБОМЕТРЕ

Практика инженерного применения методов расчетной оценки износа показывает, что аналитические закономерности позволяют эффективно управлять процессом износа на самых различных этапах создания машин. В то же время методика требует дальнейшего развития как в теоретическом плане, так и в части накопления необходимого справочно-нормативного материала по свойствам поверхностей трения. Условием дальнейшего совершенствования расчетов на износ является также создание специализированного комплекса испытательно-измерительной аппаратуры для определения используемых в расчете параметров, например, стойкости.

Испытание износостойкости материалов является исходным для суждения о надежности тех изделий, в которых износ является основной причиной потери работоспособности. В результате этих испытаний должны быть получены данные о скорости протекания процессов при действии различных факторов или критических значениях параметров, при которых возникают нежелательные формы процесса разрушения. Основной целью испытаний износостойкости материала является установление зависимостей, связывающих характеристики материала с воздействиями, приводящими к его разрушению. Практические цели испытаний обычно более узки и сводятся к получению данных о износостойкости материала в заданном диапазоне условий его работы. Эти данные могут быть выражены в виде таблиц, графиков или в иной форме.

В ПО "Ижорский завод" создан новый тип центробежного регулятора, работающего в приводе АЭС. Надежная работа привода зависит от правильного выбора металлических пар трения для него. В связи с этим было проведено исследование ха-

рактеристик износостойкости материалов для деталей привода АЭС. Учитывая ограниченный срок для выполнения работы, в в ней было бы удобно использовать машины трения, которые имитируют кинематики центробежного регулятора и имеют возможность одновременного определения износостойкости большого количества образцов, работающих в одинаковых условиях.

Этим требованиям достаточно полно соответствует разработанное в Таллинском политехническом институте многопозиционное центробежное устройство [I], предназначенное для исследования износостойкости конструкционных материалов в диапазоне скоростей скольжения от 0,25 до 25 м/с при удельных нагрузках I0 МПа.

С учетом параметров работы пары трения центробежного регулятора (линейная скорость скольжения в пределах 2,5--8 м/с и удельное давление в пределах 0,I-4,5 МПа) проводили исследования на центробежном устройстве при скоростях скольжения 5,4 и 8,4 м/с и при удельных нагрузках I,9 и 4,7 МПа. Учитывая также и характеристики поверхности трения центробежного регулятора (форма поверхности - цилиндрическая; диаметр - I45 мм; высота - I00 мм; ширина рабочего участка колодки - 4-8 мм) выбрали диаметром образца 4 мм и внутренним диаметром контртела I45 мм. В качестве материалов образца применяли стали 25XI7H2, I4XI7H2, IIXI3H3 и контртела - стали I4XI7H2, 08XI8HI0T,xI8H22B2T2.

Исследования проводили в 9 вариантах по различным материалам(табл. I)

Измерение износа образцов осуществляли снятием держателя с образцом из направляющих и последующим измерением линейного износа на измерительных приборах линейных размеров. За характеристику процесса изнашивания принята интенсивность линейного износа J_h, определяемая следующим безразмерным соотношением $J_h = dh/dL_T$, где h - величина линейного износа, L_T - путь трения.

Результаты проведенных опытов приведены в табл. I и графическое изображение в виде сравнения относительных износостойкостей пар материалов при четырех режимах опытов.

Таблица I

Интенсивность линейного износа нержавеющих сталей на центробежном трибометре

№ пары	Материалы		Интенсивность линейного износа $J_h \times 10^{-6}$			
			скорость скольжения трения			
			5,4 м/с		8,4 м/с	
	образцы	контртела	давление на образец			
			I,9 МПа	4,7 МПа	I,9 МПа	4,7 МПа
9	IIXI3H3	08XI8HI0T	3,8	I9	9,I	49
I0	IIXI3H3	XI8H22B2T2	5,2	27	7,2	54
I6	IIXI3H3	I4XI7H2	3,0	25	9,I	59
5	25XI7H2	08XI8HI0T	I,6	II	3,0	27
7	25XI7H2	XI8H22B2T2	2,6	6,5	2,5	34
2	25XI7H2	I4XI7H2	0,8	35	3,8	60
I	I4XI7H2	08XI8HI0T	5,8	63	II,7	98
I7	I4XI7H2	XI8H22B2T2	5,8	50	7,8	II0
8	I4XI7H2	I4XI7H2	5,3	I8	II,4	95

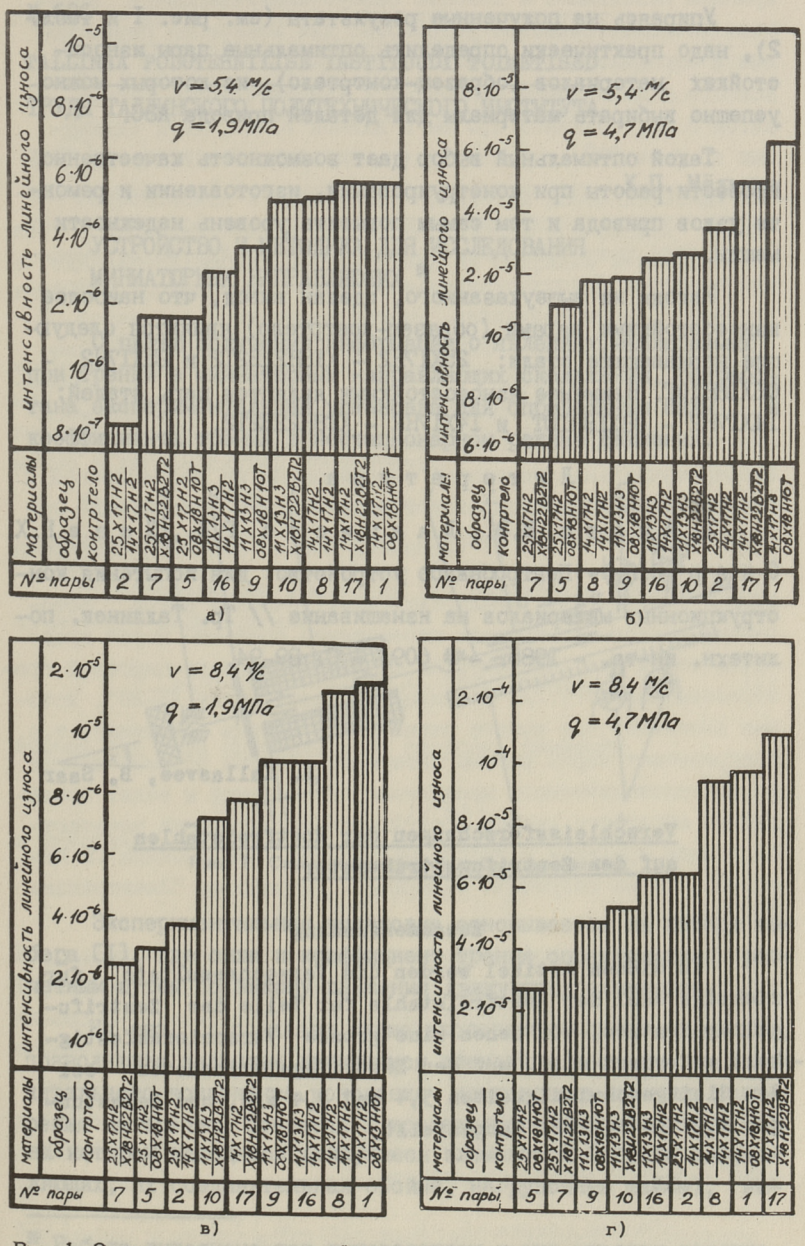


Рис. 1. Относительные износостойкости пар исследуемых материалов при следующих режимах эксперимента: а – скорость скольжения v = 5,4 м/с и нагрузка на образец q = 1,9 МПа; б – v = 5,4 м/с и q = 4,7 МПа; в – v = 8,4 м/с и q = 1,9 МПа; г – v = 8,4 м/с и q = 4,7 МПа.

Упираясь на полученные результаты (см. рис. I и табл. 2), надо практически определить оптимальные пары износостойких материалов (образец-контртело), из которых можно успешно выбирать материалы для деталей привода АЭС.

Такой оптимальный выбор дает возможность качественно провести работы при конструировании, изготовлении и ремонте узлов привода и тем самым повысить уровень надежности машин.

Исходя из вышеуказанного, сделан вывод, что наиболее износостойкими парами (образец-контртело) являются следующие нержавеющие стали: 25XI7H2 - XI8H22B2T2 и 25XI7H2 - 08XI8HI0T. Наименее износостойкими являются пары сталей: I4XI7H2 - 08XI8HI0T и I4XI7H2 - XI8H22B2T2.

Литература

I. Аяотс М.Э., Лаанеотс Р.А., Лээс Р.Х. Саар Б.Я. - Центробежное устройство для испытания конструкционных материалов на изнашивание // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1985. - № 609. - С. 89-94.

A. Kallasvee, B. Saar

Verschleissforschungen der Rostfreistählen auf den Zentrifugaltribometer

Zusammenfassung

In diesem Artikel werden die Versuchresultate für richtige Wahl der Rostfreistähle für Teile des Zentrifugalregelsatzes, von denen eine grosse Verschleissfestigkeit gefordert wird, auf den Zentrifugaltribometer bei den Gleitgeschwindigkeiten 5,4 und 8,4 m/s, und Belastungen 1,9 und 4,7 MPa dargestellt.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

Х.П. Мёльдре

УСТРОЙСТВО И МЕТОДИКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ МИНИАТЮРНЫХ НАПРАВЛЯЮЩИХ *

С целью получения информации о явлениях, наблюдаемых при трении в миниатюрных направляющих скольжения, разработана экспериментальная установка для определения силы и коэффициента трения в нестационарном режиме движения.

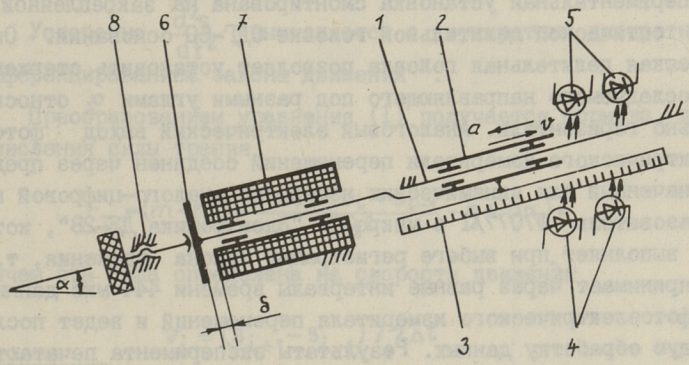


Рис. 1. Схема экспериментальной установки.

Экспериментальная установка основывается на методе выбега [I], где сила и коэффициент трения определяются расчетным путем по закону движения движущихся элементов.

На рис. I. показана схема экспериментальной установки, позволяющая заданием движущимся элементам постоянного дополнительного компонента ускорения исследовать влияние ускорения на трение. Стержень I исследуемого направляющего, на котором находятся движущиеся элементы 2 (втулки направляющих, их соединительная обойма, нагрузочные шайбы), за-

* Работа выполнена под руководством и при участии доцента М.Э. Аяотса.

креплен неподвижно с помощью самоустанавливающихся зажимов. Фотоэлектрическое устройство для измерения перемещения и определения направления движения состоит из закрепленного к движущимся элементам 2 измерительного растра 3 шагом 5 мм, толщиной 0,5 мм и длиной 70 мм, двух сдвинутых в фазе 90^0 пар полупроводниковых светодиодов АЛ 106Б инфракрасного излучения 4 и фотоприемников 5 с термостабилизированными усилителями выходных сигналов фотоприемников. В качестве фотоприемников применены те же АЛ 106 Б, имеющие свойства фоточувствительных элементов только в инфракрасной области излучения. Разгон движущихся элементов 2 производится якорем 6 электромагнита при подаче напряжения питания на обмотку 7 . Длина разгона δ и максимальная скорость в конце разгона регулируются с винтовым механизмом 8 и величиной напряжения на обмотке электромагнита. Экспериментальная установка смонтирована на закрепленной к оси оптической делительной головке ОДГ-60 основании. Оптическая делительная головка позволяет установить стержень 1 исследуемого направляющего под разными углами α относительно горизонтали. Аналоговый электрический выход фотоэлектрического измерителя перемещений соединен через предназначенный для динамических измерений аналого-цифровой преобразователь Ф7077/1 с микроЭВМ "Электроника ДЗ-28", которая выполняет при выбеге регистрацию закона движения, т.е. воспринимает через равные интервалы времени 444 мкс данные от фотоэлектрического измерителя перемещений и ведет последующую обработку данных. Результаты эксперимента печатаются в виде графиков и таблиц на дисплее "Электроника 15 ИЭ-00-013" и на матричном печатающем устройстве "Электроника УВВПЧ-30-004".

Порядок проведения эксперимента и обработка закона движения следующие. С исследуемой направляющей выполняют выбеги при 5-6 разных углах α наклона стержня направляющего. На движущиеся элементы влияет при этом в каждом выбеге постоянный дополнительный компонент ускорения, определяемый в основном величиной $g\sin\alpha$, где g - ускорение свободного падения. Движение движущихся элементов описывается в каждом выбеге уравнением

$$(m+m_g)g\sin\alpha+F_T+F_b=-(m+m_g)\frac{d^2s}{dt^2}, \qquad (1)$$

где m – масса основных движущихся элементов;

m_g – дополнительная масса;

F_T – сила трения;

F_b – сила аэродинамического сопротивления;

$\frac{d^2s}{dt^2}$ – ускорение движения.

Закрепляемая к движущимся элементам дополнительная масса m_g используется с целью обеспечения при разных углах α одинаковой нормальной нагрузки на стержень и вычисляется $m_g = m(1/\cos|\alpha| - 1)$.

Сила аэродинамического сопротивления движению F_b, вычисленная по [2], учитывая геометрические размеры исследуемых образцов и максимальную скорость движения I,0 м/с на порядок меньше погрешности определения силы трения и ее можно в данном случае пренебречь.

Ускорение $\frac{d^2s}{dt^2}$ вычисляется с двухкратным дискретным дифференцированием закона движения [x].

Преобразованием уравнения (I) получается формула для вычисления силы трения

$$F_{T_i} = (m + m_g)\left(-\frac{s_{i+1} - 2s_i + s_{i-1}}{\Delta t^2} - g\sin\alpha\right), \qquad (2)$$

причем эта сила определена на скорости движения

$$v_i = (s_{i+1} - s_{i-1}) / 2\Delta t \qquad (3)$$

и ускорении

$$a_i = \frac{1}{\Delta t^2}(s_{i+1} - 2s_i + s_{i-1}). \qquad (4)$$

Все названные величины являются в силу дискретного дифференцирования средними значениями на промежутке времени $2\Delta t$, длина которого выбирается исходя из требуемой погрешности определения силы трения.

Применяя формулы (2) – (4) с шагом, который равняется дискретности снятия отчетов 444 мкс по всему закону движения, получим взаимосвязь между силой трения, скоростью и ускорением в данном выбеге. Обработанные таким образом при

---

[x] Формулы и обозначения см. наст. сб. Аяотс М.Э., Мельдре Х.П., Тамре М.И. Обобщенный метод выбега с применением микроЭВМ для исследования узлов трения приборов.

разных углах α регистрированные законы движения составляют результат эксперимента – силу трения в зависимости от скорости и ускорения движения $F_T = f(v, a)$ в исследуемой направляющей.

ШИФР D 1.19.11.86

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ПОПРАВКИ -.0188 В И -.0020 В

НАГРУЗКА , СН	16.206	
МАССА ОСНОВНЫХ ДВИЖУЩ. ЧАСТЕЙ , ГР	16.520	
ДОПОЛНИТЕЛЬНАЯ МАССА , ГР	5.813	
УГОЛ НАКЛОНА , ГРАД.МИН	42.18	
ДОПОЛ. КОМПОНЕНТ УСКОРЕНИЯ , М/С2	6.68	
ПУТЬ ВЫБЕГА , ММ	53.218	
ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТЬ ВЫБЕГА , СЕК	.109	
ЧИСЛО ИЗМЕРЕНИЙ НА ГРАФИКЕ F-V	177	(6.53 , .82)
ДИСКРЕТНОСТЬ ОБРАБОТКИ ДАННЫХ , МС	36.0	(5.6 % 20)

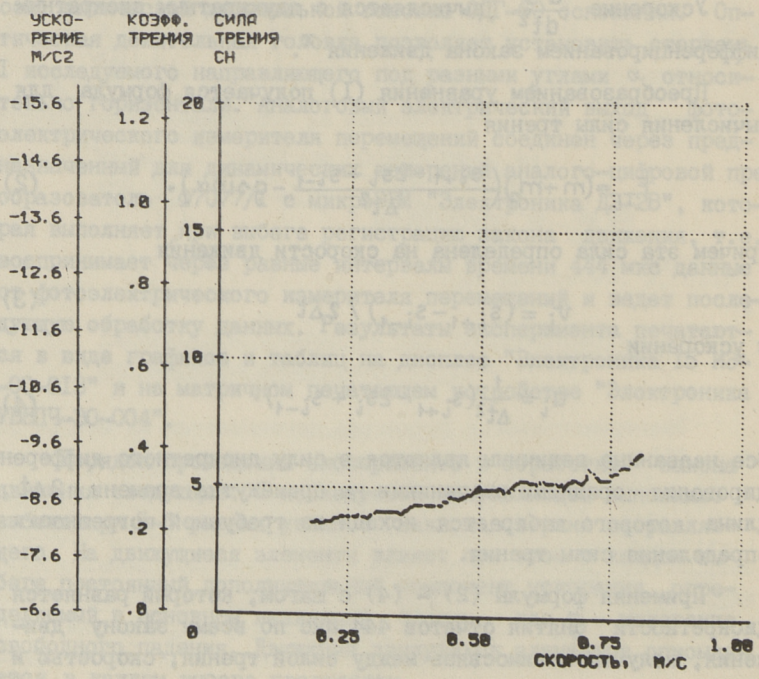


Рис. 2. Протокол эксперимента (номинальный диаметр направляющей ϕ 2 мм, зазор 80 мкм, стержень из материала У8А, втулки из фторопласта В, удельная нагрузка 0,01 МПа).

Схемы проведения эксперимента

Табл. I.

Режим движения	Схемы эксперимента	Угол α
Замедленный $a < 0$	а) б) в)	$\alpha^* < \lvert\alpha\rvert < 90°$
Ускоренный $a > 0$	г)	$\lvert\alpha\rvert < \alpha^*$
Установившийся $a \approx 0$	д)	$\lvert\alpha\rvert \approx \alpha^*$
Один цикл возвратно-поступательного движения $a < 0$, $a > 0$	е) ж) реверс з)	$\alpha > \alpha^*$

α^* – угол трения

Разработанная экспериментальная установка позволяет исследовать направляющих в приведенных в табл. I режимах движения.

Проведенный анализ погрешности определения силы трения по методу линеаризации [3] показал, что относительная погрешность силы трения определяется в основном случайной погрешностью измерения перемещения $\delta s = \pm 10$ мкм, а также выбором дискретностью дифференцирования закона движения и вычисляется формулой

$$\frac{\Delta F_{Ti}}{F_{Ti}} = \frac{2\delta s}{-(s_{i+1} - 2s_i + s_{i-1}) - \Delta t^2 g \sin\alpha}.$$

Случайная погрешность силы трения в наших экспериментах, выбирая дискретность дифференцирования $2\Delta t$ не менее 35 мс, не превышает 5-6 %.

Практическое применение описанной экспериментальной установки показало высокую эффективность микроЭВМ при регистрации и обработке закона движения, а также при представлении результатов. Пример протокола эксперимента показан на рис. 2.

Литература

I. Матвеевский Р.М. Исследование трения в приборных шарикоподшипниках. - М.: Машгиз. - 1957. - 35 с.

2. Das Grundwissen des Ingenierus 5. erweiterte und bearbeitete Auflage. - Leipzig: VEB Fachbuchverlag, 1965.

3. Кудряшова Ж.Ф., Рабинович С.Г. Методы обработки результатов наблюдений при косвенных измерениях // Труды метрологических институтов СССР. - 1975. - Выпуск 172 (232). - С. 3-58.

H. Möldre

Das Prüfgerät und die Methodik für die Untersuchung von Miniaturgleitführungen

Zusammenfassung

Es wird das Prüfgerät für die Bestimmung der dynamischen Reibungskraft und des -koeffizienten beschrieben. Das Prüfgerät basiert sich auf der Auslaufmethode. Die vorgeschlagene Methodik für die Durchführung des Experimentes ermöglicht die Beschleunigung der beweglichen Elemente zu variieren.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178.162:620.171.3

М.И. Тамре

УСТРОЙСТВО ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОПОР БЕСКОНТАКТНЫХ ПРИБОРНЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ [x]

Качество бесконтактных электродвигателей, широко применяемых в различной радиоэлектронной аппаратуре, во многом определяется конструктивным и технологическим совершенством исполнения их подшипниковых узлов и движущейся системы. Эффективные приборные средства измерения и комплексного ис-

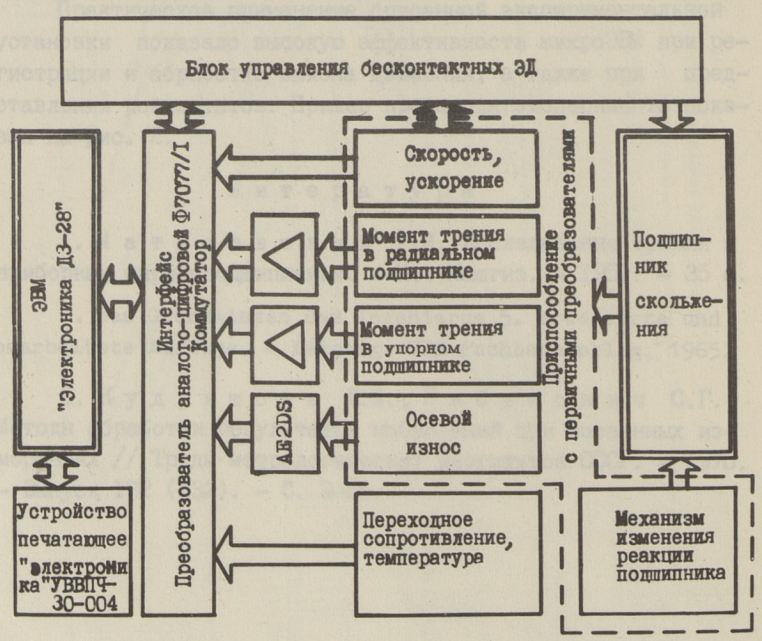


Рис. 1. Структурная схема устройства.

[x] Работа выполнена под руководством и участием доц. М.Э. Аяотса.

следования механических характеристик таких приводов практически отсутствуют [I]. Описываемые в литературе устройства для исследования механических параметров опор двигателей [2, 3, 4] не позволяют определить энергетические потери на трение в рабочем состоянии двигателя. С целью изучения процесса трения в упорных и радиальных опорах бесконтактных приборных электродвигателей в близких условиях к реальному, нами разработано устройство (рис. I) с автоматической регистрацией сигнала до восьми независимых параметров в виде напряжений. Устройство состоит из двух частей: приспособление с первичными преобразователями (рис. 2) и измерительно-регистрирующий комплекс на базе ЭВМ "Электроника Д3-28" с блоком управления бесконтактных электродвигателей.

Моменты трения измеряются двумя полупроводниковыми тензопреобразователями С05-К3-ТУ25-02.720135-83, соединенные со стальными нитями через упругие опоры соответственно с втулкой и подпятником (рис. 3). Измерение параметров движения ротора производится светоизлучающим диодом инфракрасного излучения типа АЛ-I07 и фототранзистором типа ФТ-2К, регистрирующими отраженное излучение от меток ротора. Износ в осевом направлении регистрируется электронным микрометром типа AE2DS с индуктивным преобразователем модели 407I. Осевая и радиальная нагрузка создаются силами тяжести вращающейся системы и соотношение их изменяют с наклонением приспособления с первичными преобразователями.

Техническая характеристика устройства

Пределы измерения моментов трения, мН·м	$2 \cdot 10^{-2}$–100
Цена наименьшего разряда аналого-цифрового преобразователя, мН·м	$5 \cdot 10^{-3}$
Относительная погрешность измерения момента, %	± 2
Максимальная частота измерения, кГц	2
Пределы регулирования угловой скорости вращения, рад/с	I,7 - 30
Погрешность измерения осевого износа, мкм	± I

Разработанный пакет программ позволяет ввести в ЭВМ время поворота ротора с погрешностью на угол, соответствую-

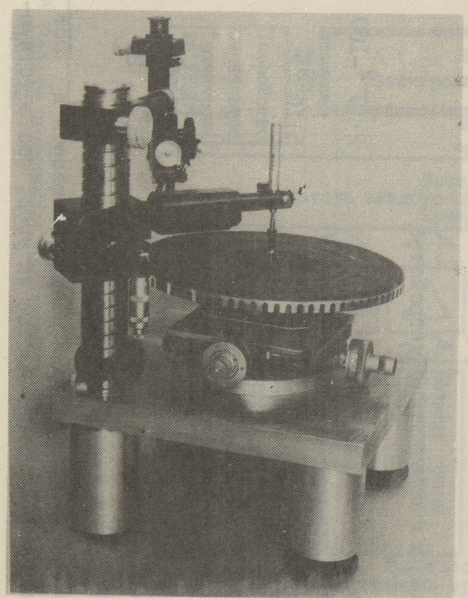


Рис. 2. Измерительное приспособление с первичными преобразователями.

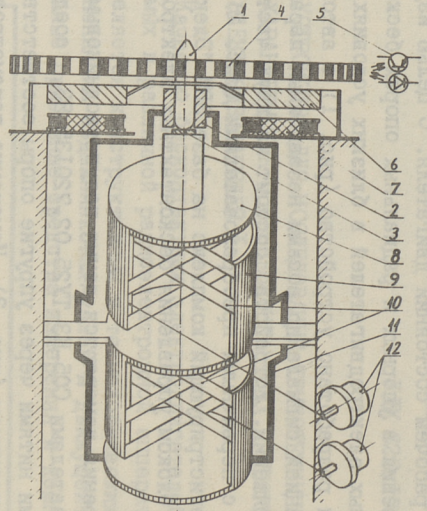


Рис. 3. Схема измерительного приспособления. 1 – вал, 2 – радиальный подшипник, 3 – упорный подшипник, 4 – диск с отражающими метками, 5 – светоизлучающий диод и фототранзистор, 6 – постоянный магнит, 7 – обмотки статора, 8 – держатель упорного подшипника, 9 – неподвижный элемент, 10 – упругие опоры, 11 – держатель радиального подшипника, 12 – тензопреобразователи.

щей одной отражающей метке и еще до трех изучаемых параметров. В результате мы можем получить относительно легко графические зависимости интересующих нас величин от угла поворота, скорости или ускорения вращения [5], напечатанные в желаемом масштабе в изучаемом отрезке параметра движения. На рис. 4 приведены примеры зависимостей момента трения, полученные печатающим устройством ЭВМ, в опоре серийно выпускаемого двигателя электропроигрывателя "Эстония -010 стерео" (номинальный диаметр стального вала - 8 мм, диаметральный зазор между радиальным подшипником из спеченной бронзы и вала - 12 мкм).

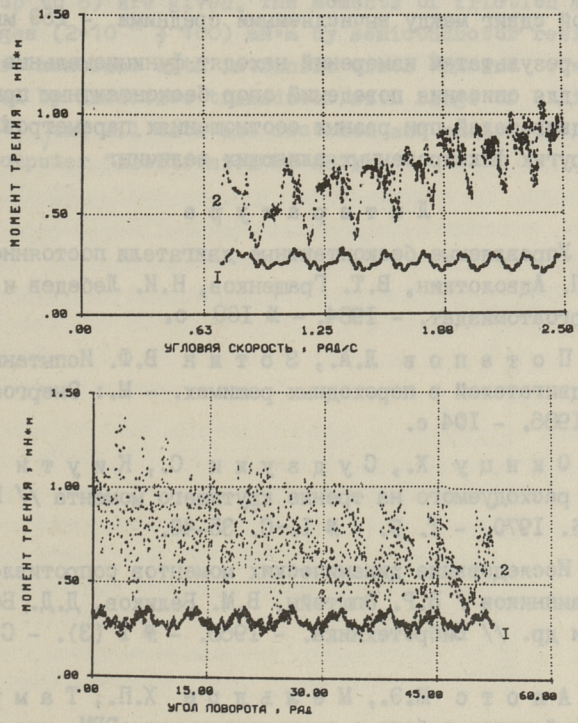


Рис. 4. Примеры вывода результатов испытаний опор электродвигателя проигрывателя "Эстония - 010 стерео" при выбеге.
1 - момент трения в упорном подшипнике,
2 - момент трения в радиальном подшипнике.

Интервал дискретности, на протяжении которого находят средние значения измеряемых величин, выбирается оператором,

но не менее I мс, учитывая возникающие относительные погрешности угловой скорости

$$\frac{\delta\omega}{\omega} = \frac{\delta\varphi}{\Delta t \cdot \omega} + \frac{\delta\Delta t}{\Delta t}$$

и углового ускорения

$$\frac{\delta\alpha}{\alpha} = \frac{2\delta\varphi}{\Delta t^2 \cdot \alpha} + \frac{2\delta\Delta t}{\Delta t},$$

где $\delta\varphi$ - погрешность определения угла, соответствующая отражающей метке;

Δt - интервал дискретности;

$\delta\Delta t$ - погрешность интервала дискретности.

Временной сдвиг между вычисляемыми средними - 250 мкс.

По результатам измерений находят функциональные зависимости для описания поведений опор бесконтактных приборных электродвигателей при разных соотношениях параметров движения и других фиксированных влияющих величин.

Литература

I. Управляемые бесконтактные двигатели постоянного тока / Н.П. Адволоткин, В.Т. Гращенков, Н.И. Лебедев и др. - Л.: Энергоатомиздат. - 1984. - № 160 с.

2. Потапов Л.А., Зотин В.Ф. Испытание микроэлектродвигателей в переходных режимах. - М.: Энергоатомиздат. - 1986. - 104 с.

3. Окицу Х., Судзуки С., Киути Ё. Измерение расходуемого на трение крутящего момента // Кэйсоку то сэйгё. 1970. - Т. 9. - № I.-С. 35-40.

4. Исследование динамических моментов сопротивления шарикоподшипников / В.Р. Эпштейн, В.М. Беликов, Д.Д. Богородицкий и др. // Вибротехника. - 1968. - № I (3). - С. 131-151.

5. Аяотс М.Э., Мёльдре Х.П., Тамре М.И. Обобщенный метод выбега с применением микроЭВМ для исследования узлов трения приборов. См. наст. сб., с. 95.

M. Tamre

Apparatus for Investigating Tribotechnical Characteristics of Precision Direct Drive Electric Motor Supports

Abstract

In this paper a description of a new apparatus for investigating parameters of rotation, moments of friction in thrust and radial bearings, linear wear in thrust bearing and other electrically presented tribotechnical characteristics (up to 8) are given. The moments of friction are measured in ranges ($2 \cdot 10^{-2} \div 100$) mN•m by semiconductor resistors in sapphire membrane with intrinsic error ±2% and wear is measured by inductive transducer with range of intrinsic error ±1 μm. All data are recorded and analysed by the microcomputer "Electronica D3-28".

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.822.5 - 971

М.Э.Аяотс, Р.Х. Лээс

ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ САМОСМАЗЫВАЮЩИХСЯ ОПОР С ГАЗОВЫМ ВЫТЕСНЕНИЕМ МАСЛА ИЗ ПОР ПОДШИПНИКОВ

Самосмазывающиеся опоры с газовым вытеснением масла из пор пористых подшипников [1], судя по теоретическим положениям [2, 3], позволяют существенно улучшить маслоотдачу подшипника, увеличить ресурс и повысить надежность трибосистемы.

Для экспериментальной проверки эксплуатационной эффективности трибосистем такого типа фрикционным испытаниям подвергались две партии опор с номинальным диаметром 2 мм: основная, в которой опоры имели газовую камеру определенного объема и контрольная партия (без этой камеры). Методической основой при фрикционных исследованиях являлась обобщен-

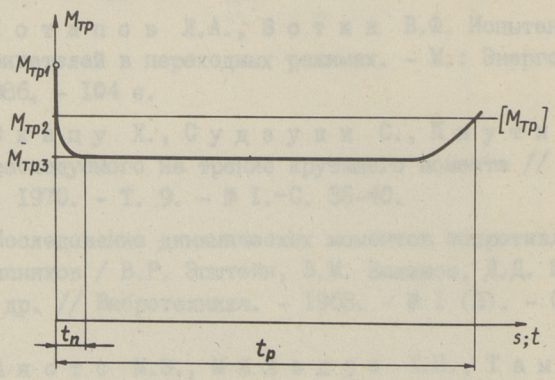


Рис. 1. Обобщенная M_s – диаграмма трения в опорах:
$M_{тр1}$ – момент трения покоя,
$M_{тр2}$ – момент трения при достижении номинальной скорости скольжения,
$M_{тр3}$ – момент установившегося (стационарного) трения,
$[M_{тр}]$ – предельно допускаемое значение момента трения в случае ресурсных испытаний.

ная Ms-диаграмма (рис. I), в соответствии с которой для каждой опоры измерялись момент трения покоя, параметры процесса приработки, установившийся момент трения и ресурс. Для снятия Ms-диаграммы был применен высокочувствительный гидростатический метод измерения момента трения [4]. Также проводилось разностороннее исследование отказавших опор (в т.ч. измерение износа, взвешивание подшипников и т.п.). Испытания проводились на разработанных в ТПИ стендах [5] при давлении окружающей среды 97...I03 кПа и температуре 290...300 К.

Остальные параметры экспериментов: пористые втулки изготовлялись из железного порошка ПЖ 4М2 ГОСТ 7849-74 (применялись четыре фракции: -0063; +0063-0I; +0I-0I6; +0I6-02); длина втулок 4 мм, толщина стенки I,0; I,5 и 2,0 мм. Характеристики пористой структуры, макрогеометрии и шероховатости отверстий этих подшипников приведены в [6-8]. Все втулки пропитывались маслом НИИЧП-МН-60у ТУ18-РСФСР-I98-69. Цапфы были из углеродистой инструментальной стали У12А ГОСТ I435-74, твердостью HRC 52...54 и средней высотой неровностей поверхности Rz= 0,2...0,8 мкм. Эксперименты проводились при радиальной нагрузке I,5... 2,0 Н (удельная нагрузка 0,I8...0,25 МПа) и скорости скольжения цапфы 0,3I м/с (угловая скорость 3I5 рад/с). Диаметральный зазор в опорах был I5...20 мкм.

Приработочный процесс в опоре исследовался при постоянной нагрузке до стабилизации момента трения. Продолжительность приработки, как правило, не превышала I5 часов. Опоры во время фрикционных (и ресурсных) испытаний дополнительно не смазывались, т.е. их ресурс был установлен в условиях, когда смазывание трущихся поверхностей осуществлялось лишь маслом, выделяющимся из пор спеченного подшипника. Отказом считалось увеличение момента трения свыше 25 % от его установившегося значения после приработки:

$$[M_{тр}] \leq 1,25\, M_{тр3}, \qquad (I)$$

где $[M_{тр}]$ - допускаемое значение момента трения в опоре.

Испытаниям подвергались I2 типов подшипников [7] основной партии, в общем количестве 36 штук. Для сравнения в таких же условиях испытывалась контрольная партия опор,

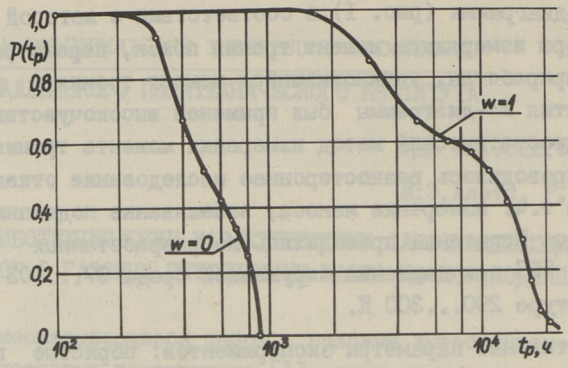


Рис. 2. Вероятность безотказной работы опор в режиме самосмазывания в случае отсутствия ($\omega = 0$) и при наличии ($\omega = 1$) газовой камеры.

которые, в отличие от основной партии, не имели газовой камеры, т.е. $\omega = 0$ [x]. Размеры газовой камеры с воздухом выбирались с учетом требования $\omega = 1$, назначенного во избежание чрезмерного усиления масловыделения из пористых подшипников с меньшим капиллярным давлением.

Стендовые ресурсные испытания были прекращены после 30-месячного периода работы, когда отказавшими оказались все опоры, кроме одной (табл. I). При этом, наработка опор основной партии ($\omega = 1$) до отказа далеко превзошла ресурс опор контрольной партии ($\omega = 0$). Следует отметить, что рассчитанная по табл. I вероятность безотказной работы двух партий опор сильно расходится - в 7...20 раз, в зависимости от уровня вероятности $P(t_p)$, причем первые отказы опор с газовой камерой наблюдались лишь после отказа всех контрольных опор. Такое коренное различие между ресурсами опор двух партий показывает несомненную эффективность термодинамического регулирования самосмазывающихся опор согласно принципам, изложенным в работе [3]. Этими экспериментальными результатами доказана высокая работоспособность разработанной системы самосмазывания по сравнению с традиционными системами, что обеспечивалось за счет использования явления газового вытеснения масла из пор подшипников.

---

[x] Параметр ω обозначает приведенный объем газовой камеры [9].

Таблица I

Триботехнические характеристики самосмазывающихся опор

Тип	$\bar{f}_{ц3}$	$\bar{M}_{тр3}$, мкНм	$\bar{M}_{тр1}/\bar{M}_{тр3}$	$\bar{M}_{тр2}/\bar{M}_{тр3}$	Ресурс $t_р$, г				Интенсивность изнашивания $I_ц \cdot 10^{-13}$		
					$\omega = 0$	$\omega = I$					
I	0,I08	I79	I,69	I,25	885	II780	I8920	>22I70	I,4	I,7	<0,74
2	0,079	I30	2,2I	I,49	7I0	I0570	II720	I8670	0,72	I,8	I,5
3	0,079	I30	I,89	I,32	495	4375	I0200	I5600	3,6	2,I	I,6
4	0,08I	I32	2,22	I,38	309	I420	2600	I4880	I0,8	4,6	I,6
5	0,068	III	2,80	I,52	845	II460	I2590	I3750	0,69	0,64	I,7
6	0,066	I09	2,49	I,50	357	I0I40	I3500	I5I40	3,5	2,I	0,48
7	0,065	I08	2,47	I,62	542	3930	I4090	I5570	5,4	I,I	2,0
8	0,083	I37	2,24	I,50	442	I500	3060	43I0	8,8	2,7	2,9
9	0,080	I32	I,85	I,38	806	7690	9I50	208I0	3,0	I,8	2,0
I0	0,072	II9	2,29	I,68	635	2650	I3300	I5470	8,0	0,83	0,87
II	0,075	I22	I,99	I,33	360	2545	65I0	I9540	8,9	6,3	0,42
I2	0,070	II5	2,37	I,50	235	3720	4I90	5560	6,5	3,3	3,4

Если рассматривать результаты ресурсных испытаний основной партии опор как единый статистический ряд, то для его выравнивания, пользуясь т.н. системой кривых Пирсона, лучше всего подходит закон нормального распределения. Соответствующая кривая плотности вероятности получается довольно пологой и близкой к равномерному распределению. По существу в данном случае имеем дело с негомогенной выборкой и поэтому рассмотрим ее в виде сводных партий, сгруппированных по фракциям исходного порошка и по толщине пористой стенки (рис. 3).

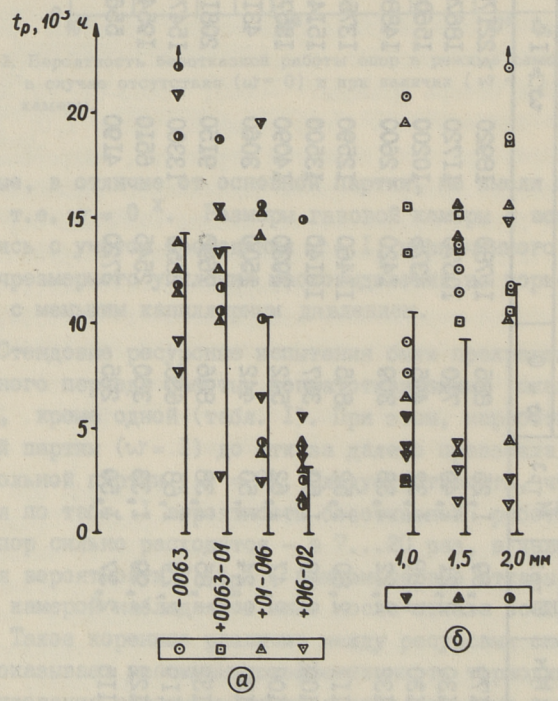


Рис. 3. Значения ресурса подшипников (ω = 1), сгруппированные:
а) по фракциям исходного порошка:
б) по толщине пористой стенки (сплошные линии соответствуют средним значениям).

По диаграмме на рис. 3б и по табл. 2 можно сделать вывод, что толщина стенки подшипника при данных пределах изменения и условиях испытания не влияет на ресурс опор. Среднее значение и дисперсия ресурса опор с толщиной стенки 1,5 мм несколько меньше других, но эти различия статистически незначительны.

Таблица 2

Поэтапное распределение отказов самосмазывающихся опор ($w = 1$)

Сводная партия	Тип подшипника	Доля отказов при t_p в тыс. ч			
		5	I0	I5	св. I5
-0063	I, 5, 9	0	0,22	0,67	0,33
+0063-0I	2, 6, I0	0,II	0,II	0,67	0,33
+0I-0I6	3, 7, II	0,33	0,44	0,67	0,33
+0I6-02	4, 8, I2	0,78	0,89	I,00	0
δ = I,0	9-I2	0,33	0,67	0,75	0,25
I,5	5-8	0,33	0,67	0,83	0,I7
2,0	I-4	0,25	0,25	0,67	0,33

Иначе обстоит дело с результатами, сгруппированными по фракциям исходного порошка (рис. 3а). Здесь необходимо из статистического анализа исключить два резко выделяющихся члена: наименьший результат в партии (+0063-0I) и наибольший в партии (+0I6-02). Тогда статистическая проверка нулевой гипотезы о равенстве дисперсий четырех партий при конкурирующей гипотезе $H_1: D(X) \neq D(Y)$ (критическая область двусторонняя, уровень значимости $\alpha/2 = 0,025$) выявляет, что значимой является разница между дисперсиями партий (-0063) и (+0I6-02), (+0I-0I6) и (+0I6-02), а также в случае (+0063-0I) и (+0I-0I6), но там в менее значимой мере.

Среднее значение ресурса четырех партий опор уменьшается по мере укрупнения зернистости порошка, применяемого для изготовления пористых подшипников. Особенно низким (3290 ч) оказался средний ресурс опор в партии (+0I6-02), и это независимо от толщины стенки подшипников. Проверка гипотезы о значимости различий между средними ресурсами разных партий по двойному критерию Стьюдента [x] позволяет утверждать, что статистически значимой является различие от

[x] Двойной t-критерий применим и тогда, когда распределение генеральной совокупности отличается от нормального, но не слишком асимметрично [II].

других средних лишь среднего значения в партии (+016-02). Следовательно, при размерах частиц порошка от 0,025 до 0,16 мм разница в фракционном составе исходного порошка не должна в данных условиях иметь существенное влияние на долговечность опор. Можно, однако, заметить следующую тенденцию (см. рис. 3а и табл. 2) : чем мельче исходный порошок, тем больше наработка опор до первого отказа и средний ресурс.

Как известно, в пористых самосмазывающихся подшипниках преобладающим режимом смазки является граничная смазка. Это положение нашло подтверждение и в нашем случае в осциллограммах, снятых у некоторых типичных подшипников по методике [10]. Но наряду с преобладанием граничной смазки наблюдались явления, свойственные полужидкостной смазке, особенно в тех подшипниках, которые были изготовлены из порошка мелкой фракции. Такой характер смазки сказывался и на результатах ресурсных испытаний. Гарантированный ресурс подшипников из более мелких порошков оказался заметно больше, почти независимо от толщины пористой стенки. Значения коэффициента трения после приработки $f_{цз}$ =0,06..0,11 (см. табл. 1) также указывают на наличие полужидкостной смазки наряду с граничной.

По-видимому, явление полужидкостной смазки в исследованных подшипниках объясняется возникновением при такой скорости скольжения множества гидродинамических микроклиньев и микроциркуляции масла на спеченной поверхности. Такое явление наблюдалось также в работе [12], что позволяет выдвинуть гипотезу, что подобные микроклинья возникают вследствие разного теплового расширения отдельных участков спеченной поверхности трения.

Следовательно,эффективность действия микроклиньев может иметь переменный характер в зависимости от теплового состояния опорной поверхности трения и порового пространства в целом, а также смазочного материала. Поэтому образование одного или другого вида смазки на трущейся поверхности спеченного подшипника следует рассматривать как процесс статистический по объекту и интегральный по явлениям. В этом процессе, не нарушая нормального трения в опоре, возможны: колебания температуры компонентов систе-

мы, структурные превращения на трущихся поверхностях, переход из одного стационарного состояния в другое - то есть флуктуации, присущие многокомпонентной гетерогенной трибосистеме как диссипативной неравновесной термодинамической системе.

Наличие или образование участков, создающих эффективные микроклинья при вращении цапфы, более вероятно в подшипниках, изготовленных из порошков мелкой фракции, где, к тому же, размеры пор меньше. Крупные поры, например, во втулках из порошка (+016-02), уменьшают, как известно, несущую способность подшипников, особенно тонкостенных. Кроме того, в пористых подшипниках с меньшим капиллярным давлением имеется опасность чрезмерного вытеснения масла газом. Именно так, на наш взгляд, можно объяснить относительно короткий ресурс опор такого типа, не зависящий от толщины пористой стенки.

Преобладающей причиной отказа в приборных самосмазывающихся опорах считается резкое возрастание трения (заклинивание цапфы) из-за густой пасты в зазоре подшипника, образовавшейся в результате превращений компонентов системы в процессе трения. Тщательное обследование отказавших опор в данном случае показало, что густой пасты образовалось очень мало и ее наличие не могло быть главной причиной отказа. Это положение подтвердили результаты повторного измерения момента трения отказавших опор на стенде, а также результаты изотермического вытеснения масла из пор газом на рабочую поверхность подшипника, в отверстии которого находился маслопоглотительный тампон. При этом давление газа, необходимое для смачивания тампона, оказалось, как правило, выше давления p_k^* [7]. Взвешивание подшипников до и после ресурсных испытаний показало, что их масса[x] уменьшалась в ходе опыта не менее, чем на двухкратное значение m_e^* [7].

Наши исследования позволяют сделать вывод, что причиной отказа опор с газокамерой являлось прекращение самосмазывания в опоре, чему следовало возрастание трения

---

[x] Уменьшение массы включает также износ трущейся поверхности подшипников.

сверх допустимого предела из-за схватывания трущихся поверхностей опоры. Возникла ситуация с непреодолимым энергетическим барьером. В результате превращений самой трибосистемы движущие силы механизма самосмазывания больше не способны поддерживать состояние текущего равновесия и сохранять стационарную диссипативную структуру в системе.

Главной причиной прекращения действия процесса самосмазывания не могла быть закупорка всех маслоподводящих пор продуктами изнашивания. Об этом свидетельствуют как результаты вышеупомянутых исследований, так и микроскопическое исследование отработавших поверхностей подшипников.

Линейный износ, определенный по увеличению диаметра отверстия подшипника, был во всех случаях довольно мал и не превышал 5 мкм. Рассчитанная по износу и пути трения интенсивность изнашивания подшипников основной партии ($\omega = 1$) получилась в пределах $I_u = (0{,}4...11)\cdot 10^{-13}$, что по общепринятой классификации соответствует нулевому классу из-

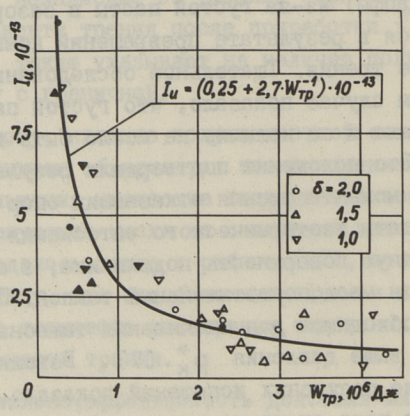


Рис. 4. Интенсивность изнашивания поверхности отверстия пористых подшипников различных типов в зависимости от работы трения, совершенной цапфой до отказа опор с газовой камерой. Темными отметками обозначены результаты исследования подшипников, изготовленных из фракции порошка наибольшей зернистости (+016–02).

носостойкости [x]. Низкий уровень износа (результат реализации в опорах окислительного изнашивания), с одной стороны, указывает на благоприятные стационарные условия смазывания трущихся поверхностей при нормальном трении, а с другой - гарантируется ограниченным допуском на увеличение момента трения после прекращения действия механизма самосмазывания.

Обработкой результатов ресурсных испытаний установлена обратная зависимость между интенсивностью изнашивания и работой трения, совершенной цапфой от отказа опоры (рис. 4). При этом работа трения определялась по формуле

$$W_{тр} = \omega t_p M_{тр3}, \qquad (2)$$

где ω - угловая скорость вращения цапфы;

t_p - ресурс опоры;

$M_{тр3}$ - момент установившегося трения.

Эмпирическая зависимость, довольно хорошо аппроксимирующая опытные точки на рис. 4 при $W_{тр} > 2 \cdot 10^5$ Дж, имеет вид гиперболы типа

$$I_u = c + a W_{тр}^{-n}, \qquad (3)$$

где в данных условиях коэффициенты регрессии $c = 0{,}25 \cdot 10^{-13}$ и $a = 2{,}7 \cdot 10^{-7}$ Дж, а показатель степени $n = 1$. Немаловажным свойством модели (3) является ее соответствие физической сущности процесса и на пределе: $I_u(W_{тр}) \to c$ при $W_{тр} \to \infty$. Однако максимальное значение работы трения ограничено способностью системы самосмазывания поддерживать в конкретной опоре состояние текущего равновесия.

Наименьшая износостойкость, причем при низших значениях работы трения, наблюдалась у подшипников из крупнозернистого порошка (+016-02), а также у некоторых других крупнопористых подшипников. Толщина стенки подшипников опять-таки существенно не влияла на их износостойкость.

Низкая износостойкость и работоспособность крупнопористых подшипников из порошка (+016-02) обусловлены, в основном, двумя причинами. Кроме упомянутого выше явления чрез-

---

[x] Износостойкость контрольной партии подшипников ($w = 0$) соответствовала I классу (интенсивность изнашивания $(4...16) \cdot 10^{-12}$).

мерного вытеснения масла из этих подшипников газом, другим важным фактором оказался микрорельеф трущейся поверхности подшипников. Из-за малой опорной поверхности, характеризуемой большими значениями параметров Ra и Rz [8], на участках контакта трущихся поверхностей опоры не обеспечивались благоприятные условия смазки, чем и главным образом предопределялись их более низкие триботехнические качества.

В свою очередь, мелкопористая структура и надлежащая шероховатость обеспечивают в подшипниках из мелкозернистого порошка (-01) стабильную полужидкостную смазку в эксплуатации, а вместе с тем высокую работоспособность и износостойкость, несмотря на затрудненное масловыделение из пор этих подшипников [7].

Выводы

1. Создание оптимальных условий для реализации явления газового вытеснения масла из пор подшипника позволяет существенно повысить работоспособность самосмазывающихся опор. В принятых условиях работы ресурс опор с газовой камерой более чем в 7 раз превышал ресурс опор контрольной партии, не имевших газовых камер.

2. Трущиеся поверхности разработанных опор изнашивались в ничтожной мере (интенсивность изнашивания не более 10^{-12}), что свидетельствует о работе трибосистемы в благоприятных стационарных условиях самосмазывания.

3. Ресурс и износостойкость опор с газовой камерой зависит от свойств пористой структуры подшипников. Более высокими триботехническими свойствами обладают мелкопористые подшипники, изготовленные из железного порошка размеров частиц не более 0,1 мм.

Литература

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

2. Аяотс М.Э., Лээс Р.Х. Самосмазывающиеся пористые подшипники скольжения с повышенной работоспособностью. // Трение и износ, 1985, т. 6, № 2. - С. 347-351.

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

4. Х а н д е л ь с м а н Ю.М., А я о т с М.Э. Гидравлический метод измерения момента трения. // Тр. НИИЧаспрома. - 1971. - Вып. 7. - С. 158-162.

5. Стенд М-906 для исследования трения в миниатюрных подшипниках скольжения / М.Э. Аяотс, Р.Х. Лээс, М.Х. Нанитс и др. // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1972. - № 322. - С. 3-9.

6. А я о т с М.Э., Л э э с Р.Х. Характеристики пористой структуры миниатюрных спеченных подшипников скольжения // Тр. Таллинск. политехн. ин-та, - 1979. - № 478. - С. 3-9.

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

8. А н г е л ь ш т о к Ф.Ф., Л э э с Р.Х. Макро- и микрогеометрия рабочей поверхности миниатюрных спеченных подшипников скольжения // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1983. - № 560. - С. 43-48.

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

10. А я о т с М.Э., Х а н д е л ь с м а н Ю.М. Исследование режима трения миниатюрных самосмазывающихся опор скольжения // Тр. НИИЧаспрома. - 1972. - Вып. 10. - С. 136-141.

11. З а ж и г а е в Л.С., К и ш ь я н А.А., Р о м а н и к о в Ю.И. Методы планирования и обработки результатов физического эксперимента. - М.: Атомиздат, 1978. - 232 с.

12. Y u n g K.M., C a m e r o n A. Optical analysis of porous metal bearings // J. of Lubrication Technol. - 1979. - Vol. 101. - N 1. - P. 99-104.

M. Ajaots, R. Lees

Tribotechnical Characteristics of Porous Self-Lubricating Bearings with Oil Expelling from Pores by Gas

Abstract

The effectiveness of a new self-lubricating system in operating conditions has been experimentally proved in the paper. Durability, stability of the friction process and wear resistance of this new tribosystem will considerably excel the corresponding qualities of the traditional self-lubricating bearing without a gas chamber. Recommendations for optimizing the porous structure of sintered iron bearings have been given.

№ 636

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 681.11.035.2

М.Э. Аяотс, Х.П. Мёльдре, М.И. Тамре

ОБОБЩЕННЫЙ МЕТОД ВЫБЕГА С ПРИМЕНЕНИЕМ МИКРОЭВМ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ УЗЛОВ ТРЕНИЯ ПРИБОРОВ

Метод выбега, широко применяемый уже больше ста лет для исследования фрикционных характеристик различных трибосистем [1-3], все снова увлекает внимание экспериментаторов из-за простоты его конструктивной реализации, бесконтактного принципа измерения и информативности получаемых результатов, что позволяет решить самые различные задачи исследований [4, 5]. Однако, с другой стороны, основываясь на принципе бесконтактного измерения параметров движения объекта и последующего решения дифференциального уравнения его движения, которое примут, как правило, в виде [1-7]:

$$\left.\begin{aligned} &J_{пр}\frac{d^2\varphi}{dt^2} = -\beta\frac{d\varphi}{dt} - M_{тр} \\ &\text{(при вращательном движении)} \\ &m_{пр}\frac{d^2s}{dt^2} = -\beta'\frac{ds}{dt} - F_{тр} \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

(поступательное движение объекта),

где $J_{пр}, m_{пр}$ – приведенные моменты инерции и масса движущейся системы;

φ, s – угол поворота и перемещение объекта;

β, β' – коэффициенты успокоения;

$M_{тр}, F_{тр}$ – момент и сила внешнего трения, являющиеся в общем случае функциями от скорости.

Метод выбега неизбежно приводит к некоторым серьезным методическим трудностям проведения эксперимента и трактовки полученных результатов. Так, например, для решения дифференциальных уравнений (1) аналитическими методами необходимо задать характер зависимости сил трения от производных координаты положения объекта по времени (случай постоянного

трения; линейная, квадратная и др. зависимости [I]). Поскольку эта зависимость неизвестна и сама является объектом исследования, такой подход требует предварительного экспериментального исследования трибосистемы. Трудоемкоми являются также регистрация изменения координаты движущего объекта с помощью классических фотоэлектрических методов и обработка результатов наблюдений [I, 3]. С применением новых технических средств, в частности, современных оптоэлектронных преобразователей и ЭВМ, входящих непосредственно в измерительный комплекс, а также с учетом дополнительных составляющих погрешности измерения, все эти трудности можно, как будет показано в данной работе, успешно преодолеть и, тем самым, повысить эффективность и расширить границы применения этого популярного метода на новом уровне.

Важно отметить, что дифференциальные уравнения (I) описывают движение объекта лишь в случаях $J_{np}=const$ и $m_{np}=const$. При исследовании трибосистем в условиях, когда приведенные массы и момент инерции сами являются функциями от координаты (технологическое оборудование, приводы и исполнительные системы промышленных роботов, исследовательские комплексы и т.д.), в дифференциальные уравнения (I) должны входить еще, соответственно, известные из теоретической механики составляющие

$$\frac{1}{2}\left(\frac{ds}{dt}\right)^2\frac{dm_{np}}{ds} \quad \text{и} \quad \frac{1}{2}\left(\frac{d\varphi}{dt}\right)^2\frac{dJ_{np}}{d\varphi},$$

учитывающие т.н. основное движение, обусловленное изменением приведенной массы или момента инерции. Тогда исходное дифференциальное уравнение для реализации метода выбега в общем случае имеет следующую структуру:

$$\Theta\frac{d^2q}{dt^2}+\frac{1}{2}\left(\frac{dq}{dt}\right)^2\frac{d\Theta}{dq}=-W_c, \qquad (2)$$

где Θ - приведенная масса или момент инерции в зависимости от характера движения,

q - координата объекта (либо перемещение, либо угол поворота),

W_c - суммарный момент или сила сопротивления при выбеге движущейся системы, состоящий из составляющих аэродинамического сопротивления и внешнего трения в трибосистеме.

Определение величин Θ и $\frac{d\Theta}{dq}$, как правило, принципиальных трудностей не представляет, и их значения являются до эксперимента известными. Исключение из результатов наблюдений составляющего аэродинамического сопротивления требует специальных исследований и измерений, заслуживающих отдельного рассмотрения. Во многих случаях, из-за ничтожности им можно пренебречь.

Таким образом, задача косвенного измерения параметров трения в трибосистеме методом выбега сводится все же на регистрацию закона движения объекта $q=f(t)$ и последующему этому дифференцированию. Однако не безразлично, по какому пути здесь идти.

Наиболее простой подход - нахождение функции эмпирической линии регрессии и ее дифференцирование приводит, как показал наш опыт, в зависимости от типа этой функции, к большим погрешностям косвенного измерения фрикционных характеристик. О пригодности модели можно судить только после определенных затрат времени на вычисления. Также происходит при этом некоторое сглаживание действительной линии регрессии и незаметными могут оказаться слабые, но теоретически важные эффекты (например, точка перегиба в момент изменения вида смазки). Аналогичные недостатки можно отметить и при других возможных подходах к реализации метода выбега (группирование и обработка результатов наблюдений внутри интервалов, вычисления логарифмического декремента и др.). Исходя из проведенного нами сравнительного анализа возможных методов и подходов, а также по данным [8, 9], можно заключить, что при умеренном объеме вычислений относительно высокая точность результата дискретного дифференцирования достигается путем считывания в определенные моменты времени t_i мгновенных значений координаты объекта $q(t_i)$ и последующего вычисления производных по приращениям координаты и интервала времени Δt:

$$\dot{q}(t_i) = \frac{q(t_{i+1})-q(t_{i-1})}{2\Delta t} \qquad (3)$$

$$\ddot{q}(t_i) = \frac{q(t_{i-1})-2q(t_i)+q(t_{i+1})}{\Delta t^2},$$

где $\Delta t = t_{i+1} - t_i = t_i - t_{i-1} = const$.

Значение суммарного сопротивления (момента или силы) в момент текущего времени t_i определяется по формуле (2). При дальнейшей трактовке результатов наблюдений (например, при выводе значений приведенного коэффициента трения), следует учитывать известные из трибологии зависимости фрикционных связей от первого и высших производных обобщенного координата q, а также роль сопротивления окружающей среды.

При практической реализации метода, на наш взгляд, значение интервала дискретности Δt желательно выбирать исходя из следующих соображений. Известно, что погрешность косвенного измерения параметров движения по формулам (3) складывается [8] из методической и инструментальной составляющих, погрешности интерполяции и случайных помех в зарегистрированном сигнале. Учитывая, что все систематические погрешности, кроме методической и погрешности интерполяции можно устранить, имеем в общем случае по аналогии [8]:

$$\delta \leq \frac{\Delta t^n}{n^2(n+1)} \max|\overset{2n}{q}(t)| + \frac{\Delta t^2}{8} \max|\overset{n+2}{q}(t)| + \frac{2n\delta_c}{\Delta t^n} + \frac{2n\delta_t}{\Delta t^n} \max|\dot{q}(t)|, \quad (4)$$

где δ - погрешность мгновенного значения производной n-го порядка;

$\overset{n}{q}$ - мгновенное значение n-го порядка производной обобщенной координаты q на исследуемом отрезке $n\Delta t$;

δ_c - статическая погрешность измерительно-преобразовательного тракта;

δ_t - погрешность задатчика цикла.

При этом учитывается, что случайные помехи в зарегистрированном сигнале вызваны только от погрешностей δ_c и δ_t. Так как операндами в данном случае являются средние значения дискретных величин, можно пренебречь погрешность интерполяции (2-й член в формуле (4)). Учитывая, что правая часть выражения (4) имеет минимум при оптимальном значении интервала дискретности, по аналогии [8] можно записать:

$$\Delta t_{опт} = \sqrt[2n]{2n^3(n+1)\,\frac{\delta_t \max|\dot{q}(t)| + \delta_c}{\max|\overset{2n}{q}(t)|}}. \quad (5)$$

Таким образом, оптимальное значение интервала дискретности является функцией от производных координата движущего объекта. Предполагая, что погрешности δ_c и δ_t для двух вариантов вычислений одинаковые, а значения производных $\dot{q}$ и $\ddot{q}$ не совпадают, интервалы дискретности для этих двух вариантов, чтобы достичь максимально возможную точность при вычислениях $\dot{q}$, следует выбирать разными (рис. I). Представляя результаты строго как средние за промежуток времени $n\Delta t$, можно не учитывать и методическую погрешность (I-й член формулы (4)).

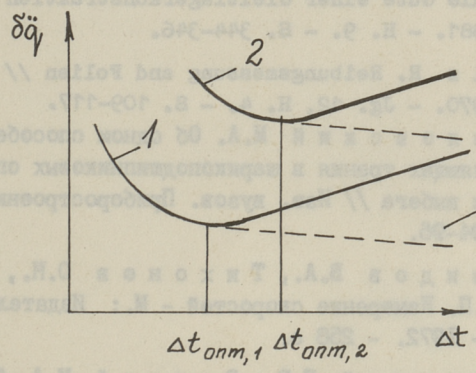


Рис. 1. Погрешность дискретного дифференцирования в зависимости от интервала дискретности: 1,2 – варианты; 3 – та же зависимость при неучитывании методической погрешности и погрешности интерполяции.

Рассматриваемый подход для реализации метода выбега при исследовании различных трибосистем возможен только с непосредственным применением ЭВМ, которая вычисляет оптимальные значения интервала дискретности, текущие значения приращения координата, значения силы (момента) сопротивления и др. необходимых в эксперименте параметров. Метод реализован нами на кафедре точной механики ТПИ на базе микроЭВМ "Электроника ДЗ-28" при исследовании узлов трения приборов. Конкретные разработки приведены в данном сборнике.

Литература

I. Матвеевский Р.М. Исследование трения в приборных шарикоподшипниках – М.: Машгиз, 1957. – 35 с.

2. Vogelpohl G. Bestimmung der Übergangsdreh-

zahl nach dem Auslaufverfahren // Konstruktion. - 1964. - H. 12. - S. 491-496.

3. H o l f e l d A. Reibungsmessungen mittels der Auslaufmethode // Feingerätetechnik. - 1962. - H. 7. - S. 310-315.

4. Ц и р л и н Б.Е. Определение энергетических потерь в однофазных шаговых двигателях кварцевых научных часов электрическим методом // Современная хронометрическая техника: Труды НИИЧаспрома. - М., 1984. - С. 3-16.

5. P e e k e n H., Z a g a r i P. Die Auslaufkurve als Maß für die Güte einer Gleitlagerkonstruktion // Konstruktion. - 1981. - H. 9. - S. 344-346.

6. H ö l z R. Reibungsmessung and Folien // Materialprüfung. - 1970. - Jg. 12, H. 4. - S. 109-117.

7. П а в л о в с к и й М.А. Об одном способе определения составляющих трения в шарикоподшипниковых опорах приборов методом выбега // Изв. вузов. Приборостроение. 1986. - № 3. - С. 94-96.

8. Л е в и д о в В.А., Т и х о н о в О.Н., Ц и в и р к о Г.П. Измерение скоростей - М.: Издательство стандартов. - 1972. - 258 с.

9. Н о в и ц к и й П.В., З о г р а ф И.А. Оценка погрешностей результатов измерений - Л.: Энергоатомиздат. - 1985. - 248 с.

M. Ajaots, H. Mõldre, M. Tamre

Allgemeine mikrorechnergestützte Auflaufmethode für Untersuchungen der Gerätereibpaarungen

Zusammenfassung

Eine diskrete mathematische Bearbeitung der gemessenen Auslaufkurve zur rechnergestützten Bestimmung des Reibverlaufs in den Gerätereibpaarungen hat bestimmte Vorteile, wenn der Zeitabstand bei der Einlesung und Digitalisierung der Messwerte optimal gewählt wird. Die Auslaufmethode mit einer diskreten Bearbeitung wurde in Tallinn am Lehrstuhl für Feinmechanik auf der Basis eines Mikrorechners "Elektronika D3-28" realisiert.

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 636
ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ XIУ

На русском языке
Отв. ред. Ю. Тадольдер. Техн. ред. М. Тамме
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 17.04.87
Подписано к печати 21.09.87
МВ-08414
Формат 60x90/16. Печ. л. 6,25 + прил. 0,5. Уч.-изд. л. 5,3
Тираж 300
Зак. № 382
Цена 1 руб.
Таллинский политехнический институт,
200108, Таллин, Эхитаяте теэ, 5
Ротапринт ТПИ, 200006, Таллин, ул, Коскла, 2/9

Цена 1 руб.