

Er. 6.7
381

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

№ 381

ИЗНОС, УСТАЛОСТЬ И КОРРОЗИЯ МЕТАЛЛОВ

СБОРНИК СТАТЕЙ

VII

ТАЛЛИН 1975

Er.6.7

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

№ 381

1975

УДК 620.178

ИЗНОС, УСТАЛОСТЬ И КОРРОЗИЯ МЕТАЛЛОВ

СБОРНИК СТАТЕЙ

У II

Таллин 1975



УДК 620.178.16

Т. Папшель, И. Клейс

О НЕКОТОРЫХ ПРОБЛЕМАХ ПРИ СОЗДАНИИ
СТАНДАРТНЫХ МЕТОДОВ ИСПЫТАНИЯ НА
АБРАЗИВНОЕ ИЗНАШИВАНИЕ

Разработка стандартных методов испытания материалов на износ является чрезвычайно актуальной проблемой. В области абразивной эрозии ¹⁾ этой проблемой занимается и Таллинский политехнический институт.

По М.М. Тененбауму [2] в результате лабораторных исследований I категории необходимо определить прочностные свойства материалов, которые в определенных условиях абразивного изнашивания определяют износостойкость. И.В.Крагельский высказал мнение [3], что такие характерные свойства износа, как скорость изнашивания, интенсивность изнашивания и относительная износостойкость (которые содержит и ГОСТ 16429-70) никак не связывают количество изнашиваемого вещества со свойствами материалов. Следовательно, приведенные критерии износа при лабораторных испытаниях I категории неприменимы в виде характеристик свойств материалов.

В данной статье будут рассмотрены:

I) проблемы при разработке критерия для характеристики свойств материалов, который в определенных условиях абразивного изнашивания определяет износостойкость материалов;

¹⁾ По ГОСТу 16429-70 термина для характеристики изнашивания абразивными частицами, свободно движущимися в пространстве, нет. Согласно Л.А. Урванцову [1] термин "абразивная эрозия" применяется и в работах авторов Таллинского политехнического института.

2) применение приведенного критерия при разных видах абразивного изнашивания.

По [3] из физического существа процессов следует, что универсальной константы износа материала существовать не может, так как величина износа зависит от:

- 1) свойства материала,
- 2) геометрии контактирования,
- 3) вида нарушения фрикционной связи (механизма изнашивания).

Следовательно, для материала можно определить характеристики, которые определяют износостойкость материала при определенных механизмах изнашивания и определенных геометриях контактирования.

Абразивное изнашивание как процесс разрушения поверхностного слоя материала вследствие взаимодействия абразива и материала все чаще рассматривается в свете энергетической концепции. Нами проведен анализ теорий, которые разработаны для характеристики процесса абразивного изнашивания. Мы пришли к заключению, что теория абразивной эрозии может развиваться на основе представления Биттера [4] и Патежка [5]. По Патежку величина износа

$$И = \frac{\xi}{\Phi} \cdot E_n \quad (I)$$

- где ξ — коэффициент потерь энергии;
 Φ — количество энергии, требуемое для отделения единицы объема материала от поверхности;
 E_n — начальная энергия абразивных частиц.

Эта формула дана в общем виде, поэтому она применима и при других видах абразивного изнашивания.

При изнашивании о закрепленный абразив

$$\Phi = \frac{P \cdot s \cdot \mu}{И} \quad (2)$$

- где P — нормальная нагрузка на образец;
 s — путь трения;
 μ — коэффициент трения.

При ударно-абразивном изнашивании

$$\Phi = \frac{\xi \cdot E \cdot \dot{v}}{И} \quad (3)$$

где i - число ударов;
 E - энергия одного удара.

В виде показателя, который характеризует износостойкость материалов, является здесь величина Φ , т.е. количество энергии, требуемое для отделения единицы объема материала от поверхности. В дальнейшем величина Φ будет названа удельной энергией.

При определении величины Φ как свойства материала необходимо учесть, что испытания следует проводить при условиях, при которых передаваемая энергия не должна превышать предела, где начинается значительное разрушение самого абразива.

Рассмотрим применение приведенного критерия при разных видах абразивного изнашивания.

При изнашивании о закрепленный абразив удельную энергию Φ можно определить на стандартной установке (ГОСТ 17367-71), если установка X4-Б оснащена устройством для определения коэффициента трения [6].

Некоторые трудности возникают при испытаниях на ударно-абразивное изнашивание при определении коэффициента потерь энергии ξ . Здесь величина ξ зависит:

- 1) от свойства (толщины, жесткости) шкурки, если испытания проводить при ударе об абразивную шкурку;
- 2) от соотношения твердостей образца и наковальни;
- 3) от величины т.н. краевого эффекта [7];
- 4) от эластичности образца и наковальни.

При анализе влияния соотношения твердостей образца и наковальни исходим из того, что зависимость между глубиной отпечатка h , твердостью материала H и силой F при определении твердости материала по Виккерсу следующая:

$$h = \sqrt{c \frac{F}{H}}, \quad (4)$$

где c - величина, зависящая от угла индентора.

Тогда коэффициент потерь энергии

$$\xi = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{H_1}{H_2}}}, \quad (5)$$

где H_1 — твердость образца;
 H_2 — твердость наковальни.

Поскольку ударно-абразивное изнашивание является динамическим процессом, то, по-видимому, более справедливо применить формулу Мейера. По Давиденкову [8, 9] закон Мейера справедлив и для динамического внедрения шарика за пределами упругих деформаций

$$F = a \cdot d^n,$$

где a, n — постоянные, характеризующие свойства материала;
 d — диаметр отпечатка.

Тогда

$$\xi = \frac{1}{1 + a_1/a_2}, \quad (6)$$

где a_1, a_2 — соответственно постоянные для образца и наковальни.

Приведенные здесь формулы для определения ξ требуют экспериментальной проверки. Испытания В.А.Короткова [7] неприменимы при анализе этой проблемы, поскольку абразив при его испытаниях разрушается в разной степени в зависимости от твердости образца и наковальни.

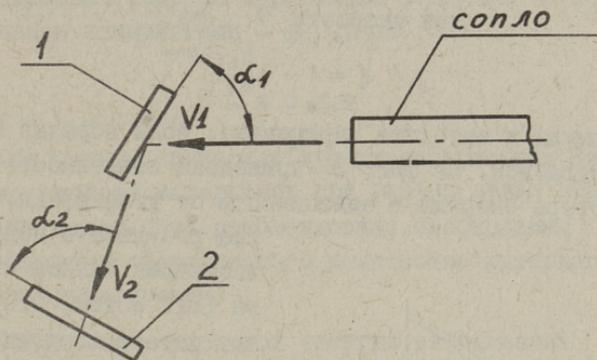
Краевой эффект еще слишком мало изучен, чтобы дать рекомендации для учета этого фактора.

Коэффициент потерь энергии при ударно-абразивном изнашивании $\xi = 0,5$, т.е. изнашивание исследуемого образца вызвано половиной всей энергии, если:

- 1) в качестве износа I принят только износ образца (или половина от суммы износа образца и наковальни);
- 2) образец и наковальня из одного и того же материала с одинаковой твердостью;
- 3) абразив находится непосредственно на наковальне;
- 4) образец отскакивает после удара от поверхности на ничтожно малую высоту по сравнению с высотой падения;
- 5) значения т.н. краевого эффекта ничтожно малы.

Существующие установки для исследования ударно-абразивного изнашивания не учитывают приведенные здесь требо-

вания. Поэтому величины удельной энергии Φ , рассчитанные для ударно-абразивного изнашивания на основе проведенных испытаний, весьма неточные.



Фиг. 1. Принципиальная схема установки для определения коэффициентов потерь энергии.

При абразивной эрозии величина коэффициента ξ определена либо скоростными киносъемками [10,11], либо по методике, выработанной в данной работе. Сущность методики заключается в следующем (фиг. I): абразивные частицы, которые попадают на исследуемый образец I со скоростью v_1 под углом α рикошетируются и ударяют по поверхности образца 2, вызвав изнашивание этого образца. Если заранее определена зависимость изнашивания от скорости абразивных частиц для материала второго образца при угле атаки α_2 , т.е. известны величины κ_2 и m_2 в формуле

$$\kappa_2 = \alpha_2 \cdot v^{m_2}, \quad (8)$$

то по изнашиванию второго образца можно вычислить скорость по формуле

$$v_2 = \left(\frac{\kappa_2}{\alpha_2} \right)^{1/m_2}. \quad (9)$$

Теперь можно вычислить энергию, которую абразив затрачивает на первой поверхности

$$E_u = \frac{m v_1^2}{2} - \frac{m v_2^2}{2}, \quad (10)$$

где m — масса абразива.

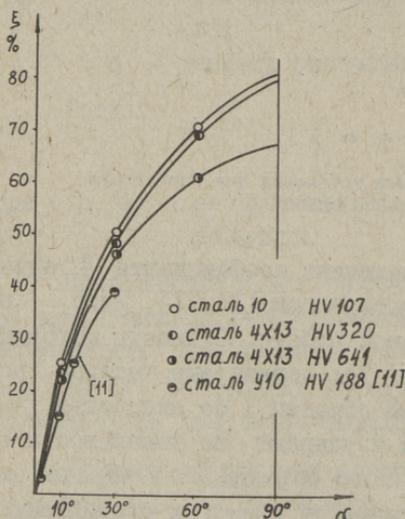
Отсюда коэффициент потерь энергии

$$\xi = 1 - \frac{V_2^2}{V_1^2} \quad (II)$$

или, если K_1 — интенсивность изнашивания второго образца при скорости V_1 , то

$$\xi = 1 - \left(\frac{K_2}{K_1}\right)^{2/m_2} \quad (I2)$$

Эти формулы и методика применимы, если абразив при ударе не разрушается. На фиг. 2 приведена зависимость коэффициента потерь энергии в зависимости от угла атаки. Приведенные



Фиг. 2. Зависимость коэффициента потерь энергии от угла атаки.

результаты подтверждают испытания Клейса и Лангеберга [II] о том, что коэффициент потерь энергии значительно зависит от угла атаки. С повышением угла атаки коэффициент потерь энергии увеличивается. Увеличение особенно резкое в пределах угла атаки до $\alpha = 30^\circ$.

Проведенные испытания дали для коэффициентов потерь энергии несколько большие значения, чем испытания Клейса и Лангеберга (фиг. 2). Это можно объяснить в основном тем, что проведены испытания в струе более острого

абразива — карборунда. Результаты Клейса и Лангеберга были получены в струе кварцевого песка.

Видно, что с повышением твердости материала коэффициент потерь энергии уменьшается. Особенно значительное уменьшение коэффициента потерь энергии при средних и больших углах атаки.

Влияние скорости абразивных частиц перед ударом на коэффициент потерь энергии в пределах 12,7 до 30,6 м/с в данной работе не наблюдалось, так же, как и [II] в струе кварцевого песка в пределах скоростей от 27 до 140 м/с при углах атаки от 3 до 30° .

Таким образом, удельная энергия при абразивной эрозии определима формулой (1), причем коэффициент потерь энергии определяется формулой (12). При изнашивании о закрепленный абразив удельная энергия определима формулой (2), при ударно-абразивном изнашивании - формулой (3).

В ы в о д ы

1. Обобщенным критерием для характеристики физико-механических свойств материалов при разных видах абразивного изнашивания может быть рекомендована необходимая энергия для изнашивания определенного количества материала (удельная энергия изнашивания).

2. Определение удельной энергии изнашивания должно быть проведено при условиях, при которых разрушение абразивных зерен ничтожное.

3. При изнашивании о закрепленный абразив необходимо стандартную установку (ГОСТ Г7367-71) снабдить устройством для определения коэффициента трения (силы трения).

4. Для ударно-абразивного изнашивания в статье даны исходные требования для создания методики испытания, при соблюдении которых можно с достаточной точностью определить удельную энергию изнашивания.

5. Для определения характеристик износа при абразивной эрозии нами разработан простой способ для определения коэффициента потерь энергии. Способ применим и у центробежных испытательных установок. Для этого центробежную установку следует снабдить специальным ротором для определения коэффициента потерь энергии.

Л и т е р а т у р а

1. Л.А. Урванцов. Эрозия и защита металлов. "Машиностроение", М., 1966.

2. М.М. Тененбаум. К стандартизации методов испытаний на трение и изнашивание. "Стандартизация", № 6, 1961.

3. И.В. Крагельский. Трение и износ. Машгиз, М., 1962.

4. I.G.A. B i t t e r. A study of erosion phenomena. Wear, Vol. 6. Nr. 1, 1963.

5. Г.М. П а т е ю к. О связи потерь энергии при ударе с износом металлов. Научные труды ОМИИТа, том 57, Омск, 1965.

6. М.М. Х р у щ о в, М.А. Б а б и ч е в. Исследование изнашивания металлов. М., 1960.

7. В.А. К о р о т к о в. Изнашивание соударяемых тел. Изв. вузов "Нефть и газ", № 8, 1973.

8. Н.Н. Д а в и д е н к о в. Динамические испытания металлов. ОНТИ, 1936.

9. Н.Н. Д а в и д е н к о в. Некоторые проблемы механики материалов. Лениздат, 1943.

10. И. К л е й с. Об изнашивании металлов в абразивной струе. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", 1959, № 168.

II. И. Л а н г е б е р г, И. К л е й с. Исследование первичных ударных следов при абразивной эрозии. Сб. трудов НИПСИликатобетон "Абразивная эрозия стали", Таллин, 1968.

T. Pappel, I. Kleis

Some Problems of Elaborating Standard
Test Procedures for Abrasive Wear

Summary

For a general criterion allowing to estimate physical-mechanical properties of materials subjected to various kinds of abrasive wear, the authors suggest to use the energy amount consumed for the removal of a certain amount of material from the surface (i.e. the specific energy of wear). Further problems concerning the application of this criterion in the cases of wear against a fixed abrasive, of impact abrasive wear, and of erosive wear are discussed.

УДК 620.178.16

Т. Пашпель, И. Клейс

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ КРИТЕРИЙ ДЛЯ ОЦЕНКИ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПРИ АБРАЗИВНОМ ИЗНАШИВАНИИ

Высказано мнение, что критерием для характеристики износостойкости материала должна служить необходимая энергия удаления единицы объема материала от поверхности.

В данной работе сравниваются величины этого критерия при некоторых видах абразивного изнашивания.

Необходимая энергия для изнашивания 1 мм^3 материала (в дальнейшем названа удельной энергией изнашивания) вычислена по методике, описанной в [1]. Анализ полученных данных позволяет выбрать теоретически обоснованные методы и режимы испытания для всесторонней характеристики свойств материалов при абразивном изнашивании, в частности, при разработке стандартных методов испытаний.

I. Зависимость удельной энергии изнашивания от параметров испытания на абразивную эрозию

Испытания проведены с теми же материалами, которые были применены в работе [2] при опытах на изнашивание о закрепленный абразив и на ударно-абразивное изнашивание (см. табл. 1).

Кроме того, исследованы некоторые углеродистые стали (см. табл. 2).

В виде абразива применен черный карборунд КЧ зернистостью 0,63–1,25 мм, скорость струи абразива – 12,7 и 30,6 м/с. При таких скоростях карборунд практически не раз-

рушается, поэтому свойства абразива в разной степени не сказываются на результатах.

Т а б л и ц а 1

Хромистые стали

№	Условное обозначение опытных марок стали	Химический состав, %		Твердость после закалки HV, кгс/мм ²
		C	Cr	
1	4X1	0,39	1,21	570
2	4X2	0,39	1,83	569
3	4X4	0,40	3,8	614
4	4X13	0,46	12,7	641

Т а б л и ц а 2

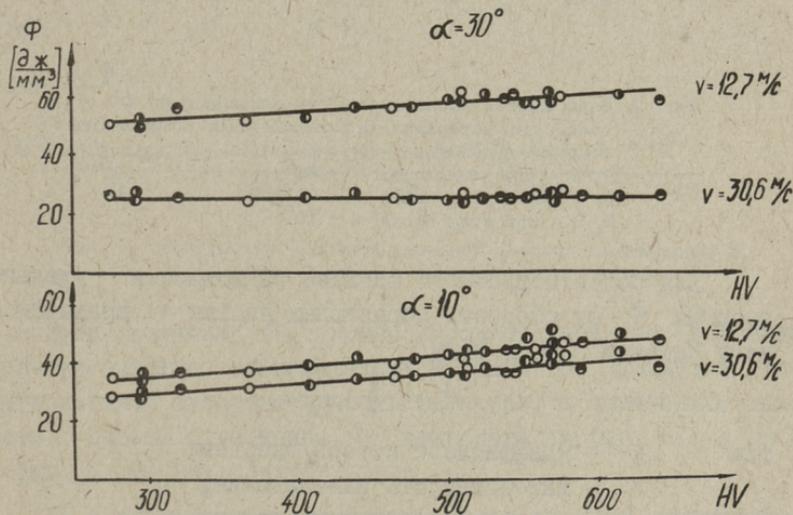
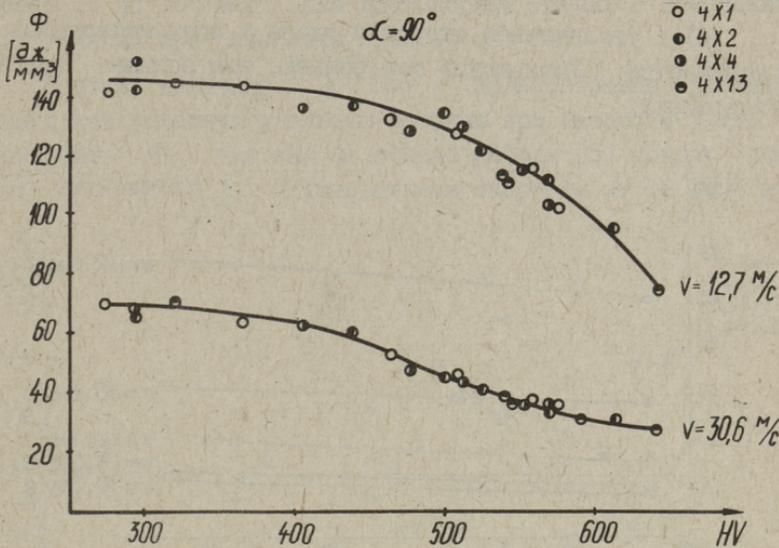
Углеродистые стали

№	Марка стали	Температура отжига °C	Твердость после отжига HV кгс/мм ²
1	10	890-910	107
2	20	870-890	135
3	40	840-860	149
4	45	805-825	171
5	У8	760-780	176
6	У10	760-780	188

Результаты опытов удовлетворяют требованиям, по которым ошибка среднего арифметического не должна превышать 12 % от него с вероятностью 95 % при нормальном распределении.

Результаты опытов приведены на фиг. 1 и 2. Из этих данных следует, что:

1) величина Φ с увеличением твердости, вызванной термообработкой, при угле атаки $\alpha = 90^\circ$ уменьшается, при $\alpha = 10^\circ$ увеличивается. При угле атаки $\alpha = 30^\circ$ и скорости струи $v = 30,6$ м/с величина Φ остается практически неизменной, а при скорости $v = 12,7$ м/с - увеличивается.

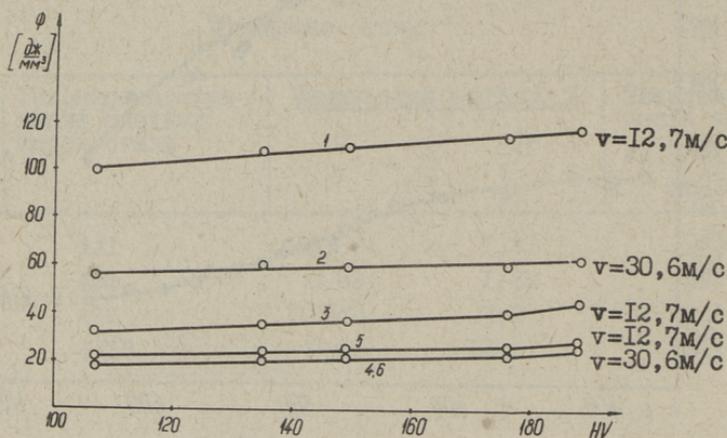


Фиг. 1. Зависимость удельной энергии изнашивания Φ от твердости материала при углах атаки 10° , 30° и 90° для хромистых сталей.

2) с увеличением твердости легированием (увеличением содержания углерода), величина Φ увеличивается при всех углах атаки,

3) легирование стали хромом не вызывает практически изменения удельной энергии изнашивания,

4) с увеличением скорости удара у всех материалов Φ уменьшается. Уменьшение тем больше, чем больше величина угла атаки.



Фиг. 2. Зависимость удельной энергии изнашивания Φ от твердости материала для отожженных углеродистых сталей:

- 1, 2 - при угле атаки $\alpha = 90^\circ$;
 3, 4 - при угле атаки $\alpha = 30^\circ$;
 5, 6 - при угле атаки $\alpha = 10^\circ$.

Для более подробного анализа зависимости удельной энергии Φ от скорости абразивных частиц v приведем формулу Патенка [3] к виду

$$\Phi = \frac{\xi}{k} \cdot \frac{v^2}{2g},$$

где ξ - коэффициент потерь энергии;
 k - интенсивность изнашивания;
 v - скорость абразивных частиц;
 g - ускорение свободного падения.

Так как $k = a v^m$, где a, m - постоянные для данного материала,

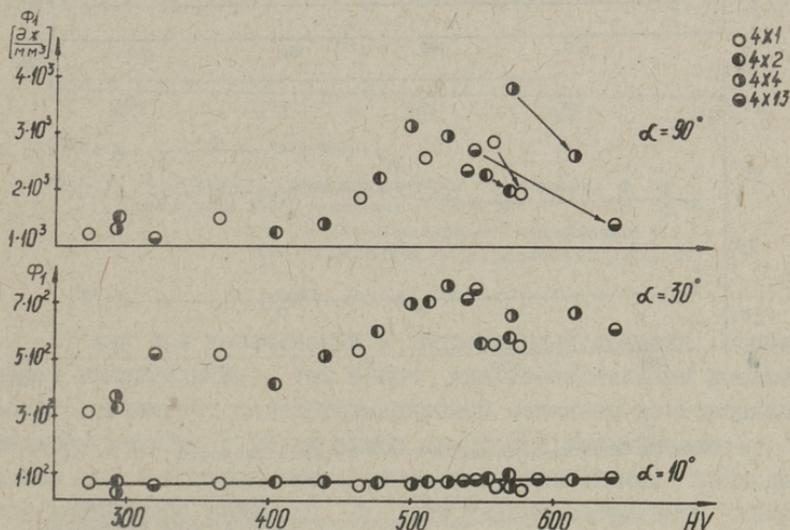
то

$$\Phi = \frac{\xi}{2ag} \cdot \frac{1}{v^{m-2}}.$$

По нашим данным коэффициент потерь энергии ξ в интервале скоростей 12,7 - 30,6 м/с постоянный [1]. Аналогичные данные получены в работе [4]. Хорошо известно, что величина "а" и "m" являются постоянными в интервале ско-

ростей 10 до 100 м/с. Пока достоверных данных о поведении этих величин при скоростях ниже 10 м/с нет.

Поэтому величину $\xi / 2 \sigma_0$ целесообразно рассматривать как условную удельную энергию при скорости 1 м/с и обозначить Φ_1 , так как на основе работы [5] можно ожидать уменьшения ξ с уменьшением скорости от 10 до 1 м/с.



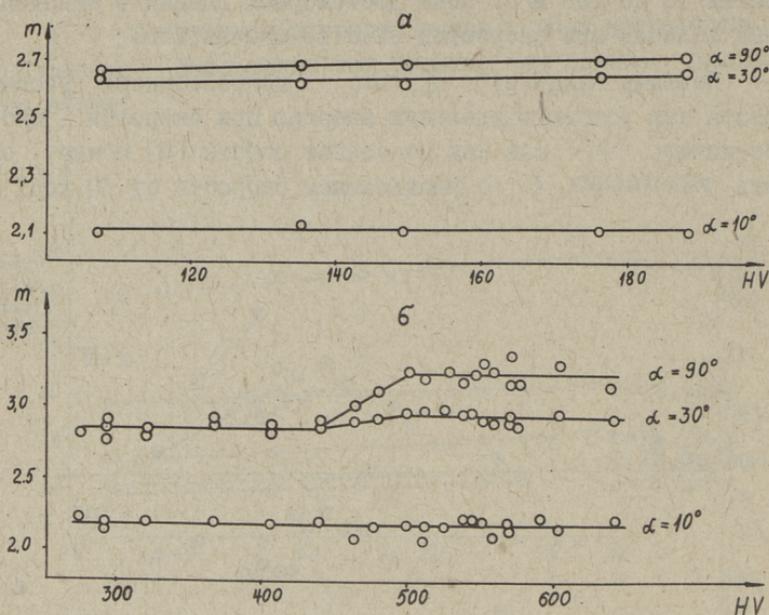
Фиг. 3. Зависимость условной удельной энергии изнашивания Φ_1 от твердости материала для хромистых сталей.

Если величину Φ_1 можно рассматривать как условную удельную энергию, то показатель степени "m" является характеристикой чувствительности материала к изменениям скорости. Данные о величине Φ_1 приведены на фиг. 3, а "m" — на фиг. 4. Из них следует, что:

1) с увеличением твердости сталей за счет термообработки условная удельная энергия увеличивается; только при $\alpha = 90^\circ$ наблюдается уменьшение величины Φ_1 у неотпущенных закаленных сталей относительно отпущенных при 200°C (показано стрелками на фиг. 3),

2) абсолютные величины Φ_1 увеличиваются с увеличением угла атаки,

3) при отожженных углеродистых сталях чувствительность материала к изменениям скорости "m" не зависит от их твердости,



Фиг. 4. Зависимость показателя степени скорости " m " от твердости

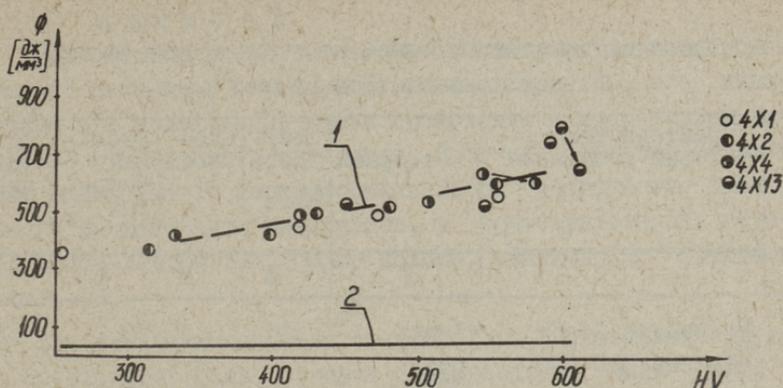
- а) для отожженных углеродистых сталей;
 б) для термически обработанных хромистых сталей.

4) при термически обработанных углеродистых сталях величина " m " не зависит от твердости только при условиях, когда доминирующим видом изнашивания является микрорезание ($\alpha = 10^\circ$),

5) при передеформационном механизме изнашивания ($\alpha = 90^\circ$) термически обработанных сталей чувствительность материала к изменениям скорости в интервале твердостей 450 до 500 HV увеличивается скачкообразно.

2. Сопоставление удельных энергий при разных видах абразивного изнашивания

Во-первых, приведенные выше данные сопоставлены с результатами работы [2]. Для этого вычислена удельная энергия изнашивания по методике, описанной в [1]. Результаты приведены на фиг. 5, откуда видно, что:



Фиг. 5. Зависимость удельной энергии изнашивания ϕ от твердости для хромистых сталей.
 1 - при ударно-абразивном изнашивании;
 2 - при изнашивании с закрепленным абразивом.

1) как при изнашивании с закрепленным абразивом (доминирует микрорезание), так и при ударно-абразивном изнашивании (доминирует передоформационный механизм изнашивания) удельная энергия с увеличением твердости увеличивается; только при некоторых низкоотпущенных материалах наблюдается уменьшение величины ϕ при ударно-абразивном изнашивании (на фиг. 5 показано стрелками),

2) при передоформационном механизме изнашивания удельная энергия по абсолютным величинам значительно больше, чем при изнашивании микрорезанием.

При сопоставлении приведенных зависимостей на фиг. 1, 3, 5 видно, что при условии, когда доминирует микрорезание, поведение кривых удельной энергии одинаковое при всех относительных скоростях и видах изнашивания.

В случае доминирования передоформационного процесса наблюдается аналогия только между результатами испытания на ударно-абразивное изнашивание (скорость удара около 1 м/с) и условной удельной энергией при абразивной эрозии. С увеличением скорости удара, различная чувствительность материалов к изменению скорости удара вызывает у термически обработанных материалов инверсию в рядах износостойкостей.

Т а б л и ц а 3
Удельная энергия изнашивания у некоторых видов
разрушения поверхности

№	Характеристика условий испытания	Материал	Твердость $\frac{\text{кгс}}{\text{мм}^2}$	Скорость	Удельная энергия $\frac{\text{Дж}}{\text{мм}^3}$	Источник данных
1	2	3	4	5	6	7
1.	На машине Х4-Б,	Армко	140	0,6	36,1	[8]
	абразив ЧАЗ-170	сталь 20Г	195	до 2,4	35,3	
	удельная нагрузка 9,5 кгс/см ²	сталь 9ХС	795	м/мин	66,2	
2.	Изнашивание при наличии невозобновляемой абразивной прослойки, абразив Э-180, удельная нагрузка 0,96 кгс/см ²	Сталь IX13	170	3,9 м/мин	36,4	[9]
		У10А	177		36,5	
		У10А	867	98,7		
3.	Царапанием единственным абразивом, глубина резания 10 мкм, радиус скругления наконечника 49 мкм	У8	отож.	0,2 м/мин	41	[10]
4.	Опыты на скользяще-Кориолисовый износ абразив - кварцевый песок	Ст3	140			[11]
					38 м/с	47,3
					83 м/с	29,5
					42 м/с	70,5
	абразив - стальная дробь			95 м/с	55,5	
5.	Опыты в струе стального песка \varnothing 0,4 мм (HV 460), угол атаки 90°, \varnothing 0,4 мм (HV 595)	углеродистая сталь С 15	130	58 м/с	1240	[12]
		Мн-V-сталь зак.+отп.	440	58 м/с	1410	
6.	Опыты на ударный износ, масса бойка 85 г, радиус бойка 5 мм	углеродистая сталь С 15	130	3,1 м/с	$3,1 \cdot 10^4$	[13]

Приведенные результаты можно сопоставить с исследованиями по механизму абразивной эрозии. Известно, что изнашивание при малых углах атаки происходит микрорезанием независимо от твердости материала. В то же время при больших углах атаки вместо передеформационного разрушения, наблюдаемого у пластичных материалов, у термообработанных материалов появляются т.н. белые полосы, являющиеся очагами трещин [6].

Увеличение показателя степени " m " у твердых структур по-видимому можно связать с появлением "белых полос". Сказанное поддерживает и Тененбаум, утверждая, что инверсия в рядах износостойкостей вызывается изменениями в механизме изнашивания [7].

В таблице 3 приведены удельные энергии изнашивания, вычисленные у некоторых видов разрушения поверхности. При сопоставлении абсолютных величин значений Φ можно установить, что в случаях, когда доминирует микрорезание (см. фиг. 1 и 2 при $\alpha = 10^\circ$ и табл. 3, пос. 1-4) величины Φ близки при разных видах испытания несмотря на то, что скорости и геометрия абразива при этом значительно расходятся.

В случаях, когда абразив внедряется в поверхность перпендикулярно (см. фиг. 1 и 2 при $\alpha = 90^\circ$ и табл. 3, пос. 5 и 6), удельная энергия сильно зависит от скорости деформации и геометрии абразивных частиц. Абсолютные величины Φ тем больше, чем меньше концентрация энергии при единичном касании.

В ы в о д ы

1. Величина удельной энергии изнашивания Φ наименьшая при изнашивании микрорезанием (для сталей 20 ... 70 Дж/мм³) и мало зависит от метода и параметров испытаний.

Величины Φ изменяются в широких пределах при полидеформационном механизме изнашивания, причем сильно зависят от параметров испытания.

2. Для характеристики износостойкости материалов при тех видах абразивного изнашивания, когда доминирует мик-

порезание, достаточно провести опыты по стандарту ГОСТ 17367-71.

3. Ввиду разной чувствительности материалов к скорости деформации и зависимости параметра Φ от концентрации энергии при контактировании универсальной методики для испытаний материалов при видах изнашивания, когда доминирует полидеформационный механизм разрушения, создать невозможно. Чтобы избегать инверсий в рядах износостойкости, лабораторные опыты на ударное, ударно-абразивное, эрозивное (при больших и средних углах атаки) и т.п. изнашивание следует провести в условиях, соответствующих натурным.

Л и т е р а т у р а

1. Т. Паппель, И. Клейс. О некоторых проблемах при создании стандартных методов испытания на абразивное изнашивание. См. наст. сборник, с. 3-10.

2. В.Н. Виноградов, Г.М. Сорокин и И.Г. Шрейбер. Оптимальное содержание хрома в долотной стали. Нефть и газ, № 5, 1970.

3. Г.М. Патевк. О связи потерь энергии при ударе с износом металлов. Научные труды ОМИИТа, том 57. Омск, 1965.

4. И. Лангеберг, И. Клейс. Исследование первичных ударных следов при абразивной эрозии. Сб. научн. трудов НИПСиликатобетон "Абразивная эрозия стали", Таллин, 1968.

5. G. G o s s m e l. Stoßuntersuchungen Stahlkugel - Stahlplatte in Zusammenhang mit Strahlmittelzertrümmerung und Strahlverschleiß. Dissertation, TU Stuttgart, 1967.

6. И. Клейс. Об изнашивании металлов в абразивной струе. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 168. 1959.

7. М.М. Тененбаум, Д.Б. Бернштейн. Моделирование процесса абразивного изнашивания. Сб. "Моделирование трения и износа" М., 1970.

8. М.М. Хрущов, М.А. Бабичев. Исследование изнашивания металлов. М., 1960.

9. Л.Э. В а л ь д м а. Изнашивание металлов при наличии невозобновляемой абразивной прослойки. "Трение и износ в машинах", сб. XIII. М., 1959.

10. Н.И. Б о г о м о л о в. Методика и установка для испытания на абразивное изнашивание. Сб. "Методы испытания на изнашивание." М., 1962.

11. И. К л е й с, Я. Л у г у с, Х. У з э м и й с. Исследование процесса абразивного износа каналов центробежно-ударной мельницы. Сб. трудов НИИСиликатобетон, № 8, 1974.

12. G. G o m m e l. Energie, Verschleiß und Zerkleinerung bei Prallvorgängen. Staub, Bd.27, Nr.1, 1967.

13. H. U e t z, H. B r e c k e l. Stoßverschleißversuche an Stahl. Materialprüfung 8, Nr.10, 1966.

T. Pappel, I. Kleis

An Energetical Criterion Correlated with the
Resistance of Materials in Abrasive Wear

Summary

The paper deals with the dependence of the specific energy of abrasive wear (i.e. the energy amount required for the removal of a certain amount of material from the surface by wear) on various testing parameters. The results of testing for erosion in a stream of abrasive particles at a 90° angle of attack and for impact abrasive wear have shown close agreement at equal impact velocities. Recommendations are given for the development of standard wear test procedures.

УДК 620.178.167

А.М. Ступницкий, И.Р. Клейс, Ю.Г. Руфанов

ОБ ИЗНАШИВАНИИ ТЕХНИЧЕСКИ ЧИСТЫХ МЕТАЛЛОВ
СКОЛЬЗЯЩЕЙ СТРУЕЙ АБРАЗИВА

Одним из подвидов абразивного изнашивания, закономерности которого мало изучены, является эрозия под действием скользящих абразивных частиц. В то же время этот случай довольно часто встречается в технике, в частности, при износе лопаток роторов аглоэкстауэтеров и вентиляторов, работающих в металлургии и энергетике.

В статье [1] высказано мнение, что единственной характеристикой, по которой можно надежно ориентироваться в выборе материала при абразивной эрозии, является износостойкость, определенная экспериментально. В то же время износостойкость является одним из показателей прочностных свойств металла, целиком зависящим от его механических характеристик в условиях разрушения [2]. А так как определение таких характеристик связано с большими трудностями, делаются попытки все-таки связать износостойкость с механическими характеристиками, определенными статически в обычных условиях. Так Р.Т. Спурром и Т.П. Ньюкомбом [3] для жестко закрепленного абразивного зерна была установлена линейная зависимость между величиной, обратной интенсивности изнашивания, и модулем нормальной упругости E , а М.М. Хрущовым и М.М. Бабичевым [2], тоже для закрепленного зерна, — близкая к прямой пропорциональности зависимость относительной износостойкости ϵ и твердости H , а также вполне определенная зависимость между E и модулем упругости E . В.Н. Кашеев и В.М. Глазков [4], М.М. Тененбаум [5], Ю.А. Тадольдер [6] показали связь износостойкости некоторых технически чистых металлов с отдельными механическими свойствами при испытании в потоке абразивных частиц при малых углах атаки. Выво-

ды этих авторов по существу подтвердили закономерности, установленные для случая изнашивания металлов на абразивной шкурке, и показали некоторую общность механизма разрушения при трении об абразивную шкурку и при воздействии ударяющихся абразивных частиц под малым углом атаки.

Необходимо отметить, что при проведенных ранее исследованиях на газоабразивный износ, угол атаки абразивных частиц α отличался от 0° , а набор исследуемых материалов был довольно ограниченным. В частности, в работе [4] среди испытываемых металлов отсутствовали все тугоплавкие и редкие металлы, отличающиеся высокой прочностью межатомной связи.

В настоящей работе была поставлена задача определить зависимость относительной износостойкости технически чистых металлов от их прочностных свойств в случае скользяще-коррозионного изнашивания $\alpha \approx 0^\circ$. Значение таких зависимостей поможет полнее раскрыть физическую сущность рассматриваемого подвида абразивного изнашивания и будет содействовать разработке мер борьбы с ним в технике.

Методика и материалы исследования

В работе применяли центробежный ускоритель ЦУК-3М [7] со специальным ротором, позволяющим проводить испытания на скользящий износ [8] (фиг. 1). Испытываемые образцы (3) находятся в стенках каналов ротора, поддерживаемые клиньями (2), служащими одновременно боковыми стенками каналов. Рабочая поверхность образцов выставляется на одном уровне с поверхностью канала (клина) и параллельно ей. Абразивные частицы движутся параллельно поверхности образцов, обладая некоторым, нормальным к поверхности, компонентом кориолисовой силы. Одновременно в трех каналах устанавливали попарно три образца из испытываемого и эталонного металла, а в четвертом — два эталонных образца из арможелеза для установления соотношения износа наружных и внутренних образцов. Рабочая изнашиваемая поверхность образца 12×4 мм. Все образцы до основного опыта подвергали приработке, и основные опыты проводили при установив-

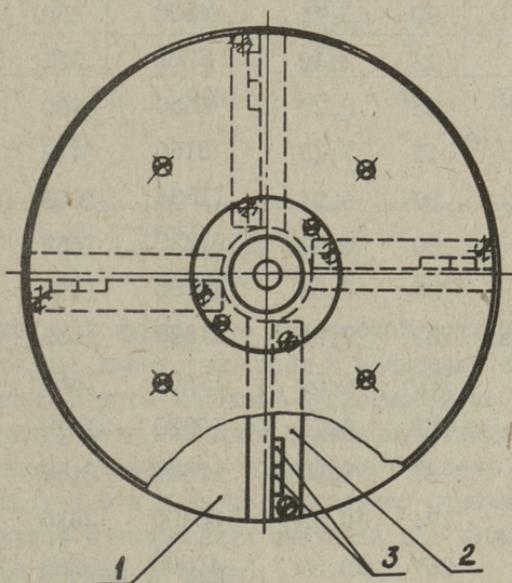
шейся фазе изнашивания. За исходный показатель абразивного изнашивания был принят весовой износ, который определяли путем взвешивания образцов до и после испытания на аналитических весах с точностью $\pm 0,1$ мг. Нужное количество абразива для одного опыта выбирали из расчета, чтобы потеря веса эталонного образца была не менее 10 мг. Относительная объемная износостойкость ϵ выражается как

$$\epsilon = \frac{\Delta G_3 \cdot \gamma \cdot K}{\gamma_3 \cdot \Delta G}$$

где ΔG_3 и γ_3 - потеря веса и соответственно удельный вес эталонного образца;

ΔG и γ - потеря веса и соответственно удельный вес исследуемого образца;

$K = \frac{\Delta G_{31}}{\Delta G_{32}}$ - коэффициент, учитывающий разность износа наружных и внутренних образцов в канале (для $n = 1000$ об/мин - $K = 1,42$; для $n = 5000$ об/мин - $K = 1,28$).



Фиг. 1. Схема ротора для испытаний на скользящий износ:
1 - ротор, 2 - клин, 3 - испытываемые образцы.

В качестве абразива применяли электрокорунд нормальный марки I4A с номером зерна 63H. Испытания проводили при комнатной температуре на воздухе. Скорость вращения ротора 1000 и 5000 об/мин, что соответствует средней скорости абразивного потока соответственно 5,6 и 28 м/с. Величины кориолисовых ускорений были соответственно 1170 и 29300 м/с². Испытанные металлы и их свойства приведены в табл. I

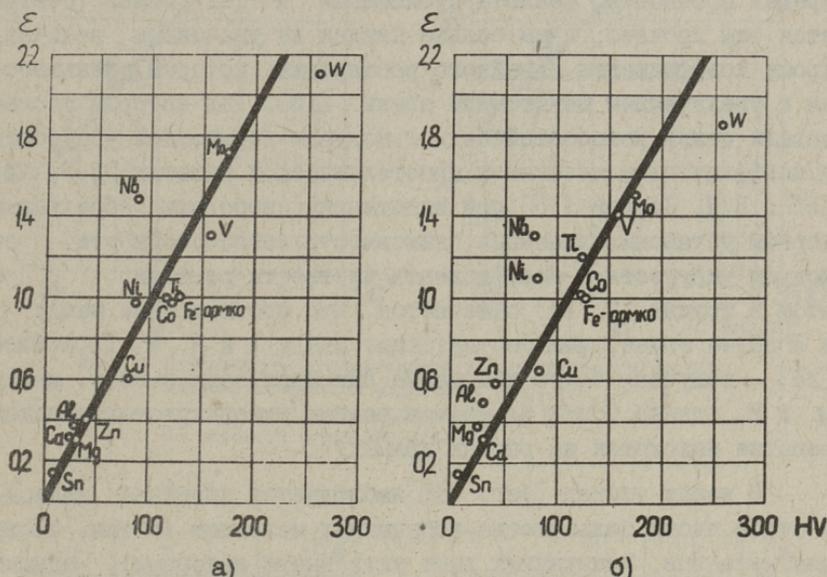
Т а б л и ц а I

Испытанные на изнашивание технически чистые металлы и их свойства

№№ п/п	М е т а л л	Твер- дость HV	Плот- ность, г/см ³	E кгс/мм ²	T _{пл} °C	Литератур- ный источ- ник (по плотности, E, T _{пл})
1.	Олово	9	7,30	4998	231	[9,10]
2.	Магний	30	1,74	4500	650	[9,10]
3.	Кадмий	22	8,40	5781	321	[9,10]
4.	Алюминий	25	2,70	6650	660	[9,10]
5.	Цинк	42	7,13	8160	419	[9,10]
6.	Медь	80	8,94	11534	1083	[9,10]
7.	Никель	80	8,80	21220	1452	[10]
8.	Кобальт	125	8,90	20750	1493	[10]
9.	Армко-железо	130	7,80	21810	1539	[10]
10.	Титан	120	4,54	11200	1668	[11]
11.	Ванадий	158	6,11	13520	1919	[11]
12.	Ниобий	81	8,57	10640	2468	[11]
13.	Молибден	174	10,22	33400	2610	[11]
14.	Вольфрам	257	19,30	41000	3380	[11]

Результаты испытаний

Полученные в результате испытаний данные (средние данные от 6-12 испытаний) приведены на фиг. 2-4.



Фиг. 2. Зависимость относительной износостойкости ε от твердости HV :

- а) скорость струи 5,6 м/с;
- б) скорость струи 28 м/с.

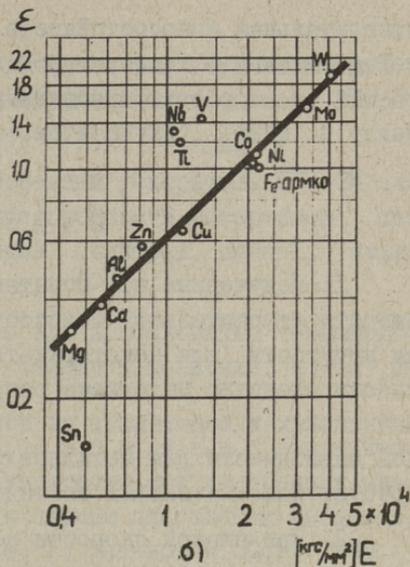
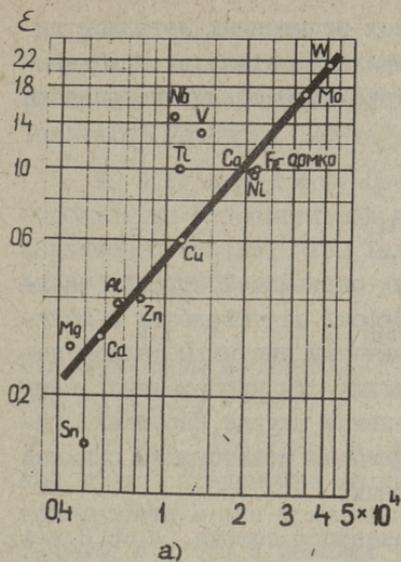
Из фигуры 2 видно, что износостойкость технически чистых металлов имеет тенденцию к повышению с ростом твердости. Однако строго линейной зависимости не наблюдается. Так, например, медь, имеющая одинаковую твердость с никелем и ниобием, отличается по износостойкости от них приблизительно в 1,5 и 2 раза. Необходимо отметить, что заметной разницы в корреляции значений для испытаний при 1000 и 5000 об/мин не видно.

Так как твердость определяет сопротивление пластической деформации, а процесс изнашивания в потоке абразивных частиц, как показано в труде [12], является сложным комплексным процессом, представлялось естественным рассмотреть связь между износостойкостью и силами межатомной связи,

определяющими прочность кристаллической решетки. Сила межатомной связи оценивается такими физическими величинами, как ионизационный потенциал, температура плавления, температура рекристаллизации, характеристическая температура, температурный коэффициент линейного расширения, модуль упругости, предел прочности, теплота сублимации и т.д. Связь считается тем прочнее, чем больше каждая из указанных величин, кроме коэффициента линейного расширения, который уменьшается с увеличением межатомной связи [13]. Ряд авторов исследовали связь износостойкости с модулем нормальной упругости и коэффициентом жесткости кристаллической решетки [2, 3, 14, 15]. В.Н. Кашеев [15] при испытаниях свободным абразивным зерном установил линейные зависимости износостойкости от модуля упругости и коэффициента жесткости решетки. При этом в трудах [2, 14] отмечается, что соответствие между ϵ и E более общее, чем соответствие между ϵ и H . М. Гурлейком [16] получена более или менее линейная зависимость между ϵ и E , однако точки элементов разных типов кристаллической решетки находятся на разных прямых.

В наших опытах (фиг. 3) наблюдается линейная зависимость в части большинства испытанных металлов (в том числе для металлов, испытанных выше указанными авторами), однако отдельные точки (Sn, Nb, Ti, V) на прямую не попадают. Все указанные металлы (за исключением Sn) являются тугоплавкими переходными металлами и отличаются высокой прочностью межатомной связи [13]. Из этих металлов в трудах [2, 14] испытывался только титан. В работе [2] отклонение точки для титана от прямой явилось единственным исключением из 22 испытанных металлов.

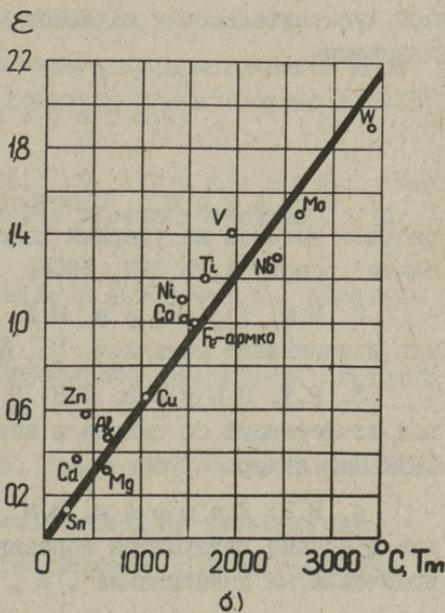
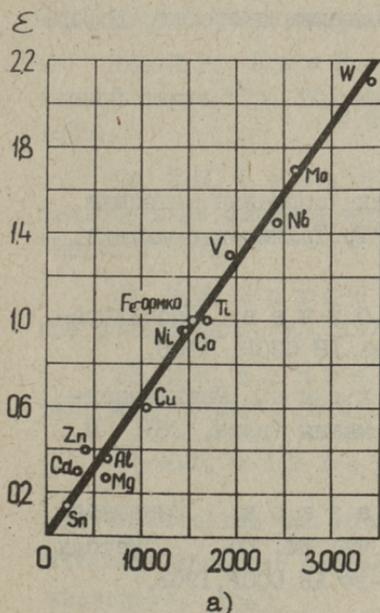
Таким образом, общей для всех испытанных металлов зависимости между относительной износостойкостью и модулем нормальной упругости не выявлено. Это, видимо, связано с тем, что энергия удара в своей подавляющей части расходуется на упругие и пластические деформации и лишь малая доля идет на непосредственное разрушение, т.е. обнажение новых поверхностей и увеличение поверхностной энергии [16]. В связи с этим, очевидно, более общей оказалась связь между относительной износостойкостью и температурой плавления металлов (фиг. 4). При вращении ротора со скоростью 1000 об/мин



Фиг. 3. Зависимость относительной износостойкости ϵ от модуля нормальной упругости E :

а) скорость струи 5,6 м/с;

б) скорость струи 28 м/с.



Фиг. 4. Зависимость относительной износостойкости ϵ от температуры плавления металла $T_{пл}$:

а) скорость струи 5,6 м/с;

б) скорость струи 28 м/с.

относительная износостойкость всех испытанных металлов линейно связана с температурой плавления металлов. При испытаниях со скоростью вращения ротора 5000 об/мин корреляция между ε и $T_{пл}$ ухудшается.

В ы в о д ы

1. Полученные при испытаниях скользящей струей зависимости относительной износостойкости от твердости и модуля упругости (для некоторых технически чистых металлов) показали сходство механизма разрушения при проведенных нами испытаниях и испытаниях на абразивной шкурке. Нарушение такой зависимости для металлов с прочными межзатомными связями требует дополнительных исследований.

2. При низкой скорости абразивного потока ($v = 5,6$ м/с) для всех испытанных металлов установлена линейная зависимость между относительной износостойкостью и температурой плавления металлов. С повышением скорости потока такая зависимость несколько ухудшается. Это свидетельствует о разной чувствительности металлов к повышению скорости деформирования.

Л и т е р а т у р а

1. И. Р. Клейс. О возможности создания методики расчета деталей на ударный износ. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 237, 1966.

2. М. М. Хрущов, М. А. Бабичев. Исследования изнашивания металлов. М., Изд-во АН СССР, 1960.

3. Р. Т. Спурр, Т. Н. Ньюкомб. Международная конференция по смазке и износу машин (докл. 28). М., ГНТИ маш. литер., 1962.

4. В. Н. Кашеев, В. М. Глазков. Изнашивание в потоке движущихся абразивных частиц. Сб. "Методы испытания на изнашивание", М., Изд-во АН СССР, 1962.

5. М. М. Тененбаум. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин при абразивном изнашивании. М., Машгиз, 1966.

6. Ю.А. Та до л ь д е р. Некоторые количественные зависимости изнашивания технически чистых металлов "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 237, 1966.

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

8. И.Р. К л е й с. Машина для исследования изнашивания свободным абразивом. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 152, 1958 г.

9. М.М. Х р у щ о в, М.А. Б а б и ч е в. Динамический метод определения модуля упругости при колебаниях низкой частоты и его применение к случаю пластичных металлов, "Трение и износ в машинах", Сб. У, Изд-во АН СССР, 1950.

10. Справочник "Материалы в машиностроении" под редакцией И.В.Кудрявцева. М., Машгиз, 1967.

11. Тугоплавкие материалы в машиностроении. Справочник. Изд-во "Машиностроение", 1967.

12. И.Р. К л е й с. Об изнашивании металлов в абразивной струе. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, №168, 1959.

13. Е.М. С а в и ц к и й, Г.С. Б у р х а н о в. Металловедение сплавов тугоплавких и редких металлов. М., "Наука", 1971.

14. М.М. Х р у щ о в, М.А. Б а б и ч е в. Абразивное изнашивание. М., 1970.

15. В.Н. К а щ е е в. Абразивное разрушение твердых тел. М., "Наука", 1970.

16. М.У. G ü r l e u i k. Gleitverschleiß-Untersuchungen an Metallen und nichtmetallischen Hartstoffen unter Wirkung körniger Gegenstoffe. Dissertation Universität Stuttgart, 1967.

17. В.Д. К у з н е ц о в. Поверхностная энергия твердых тел. ГИИЛ, 1954.

Wear Characteristics of Commercially Pure
Metals in a Grazing Abrasive Stream

Summary

In this work the relative wear resistance ϵ of fourteen commercially pure metals eroded in a grazing abrasive stream is given. The relationships between ϵ and the pre-test hardness number HV of the metal, its modulus of normal elasticity E and melting point T_m have been established. E and T_m have shown the closest correlation.

УДК 620.193.1

Л. Э. Вальдма, М. Х. Нанитс,
П. О. Сяргва, П. К. КалласО МЕТОДИКЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ИЗНАШИВАНИЯ МАТЕРИАЛОВ
ГИДРОАБРАЗИВНОЙ СТРУЕЙ

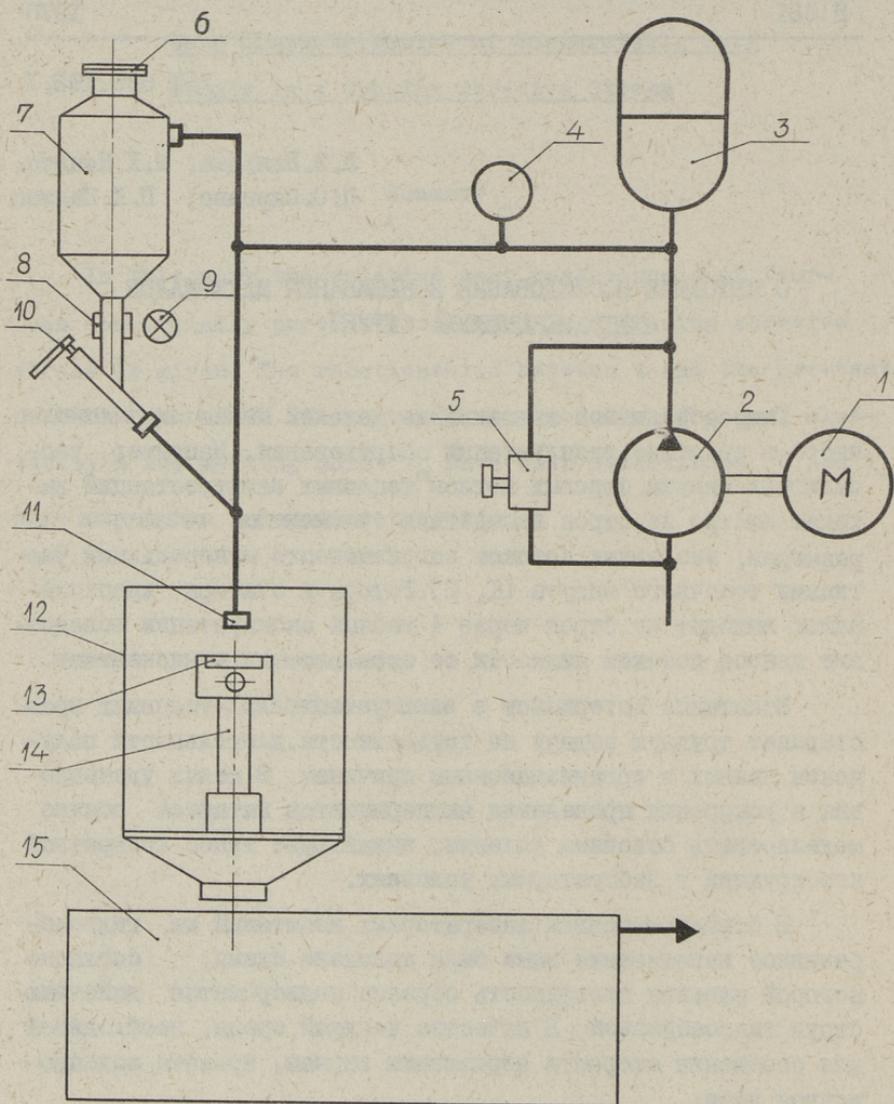
Гидроабразивное изнашивание деталей машин встречается часто в практике эксплуатации оборудования. Например, распылители мазута паровых котлов тепловых электростанций выходят быстро из строя вследствие изменения геометрии и размеров, вызванных потоком загрязненного минеральными частицами топочного мазута [1, 2]. Роторы и статоры краскомешалок выходят из строя через 4 месяца эксплуатации вследствие износа потоком жидкости со смешиваемыми компонентами.

Испытание материалов в эксплуатационных условиях представляет трудную задачу по трудоемкости, длительности получения данных и организационным причинам. В целях удешевления и ускорения проведения экспериментов пытаются обычно моделировать основные явления, вызывающие износ конкретной конструкции в лабораторных условиях.

В основу методики лабораторных испытаний на гидроабразивное изнашивание нами была положена схема, согласно которой плоская поверхность образца подвергается действию струи гидроабразива. В качестве несущей среды, необходимой для сообщения скорости абразивным зернам, принята водопроводная вода.

Установка (фиг. 1) состоит из электродвигателя 1, насоса 2 типа НР 200/40 с производительностью 200 л/мин. при давлении 40 кг/см², компенсатора давления 3, дроссельной задвижки 5, манометра 4, бункера 7 с крышкой 6, лампочки 9,

смотрового окна 8, крана 10, сопла 11, камеры 12, держателя 13 с образцом 14, сборника 15 и системы трубопроводов.



Фиг. 1. Принципиальная схема установки.

Давление жидкости регулируется дроссельной задвижкой 5. Абразив помещается в бункер 7. Краном 10 регулируется количество абразива в смеси. Вода под давлением смешивается с абразивным порошком из бункера 7, и получаемая гидроабразивная смесь направляется через сопло 11 на испытуемый образец 13. Лампочка 9 и смотровое окно 8 предназначены для наблюдения за движением абразива и определения момента опорожнения бункера 7. Держатель 14 позволяет регулировать угол атаки и расстояние от образца до сопла. Во время работы установки камера 12 закрывается крышкой.

Установка позволяет производить эксперимент по изнашиванию различных материалов при следующих условиях:

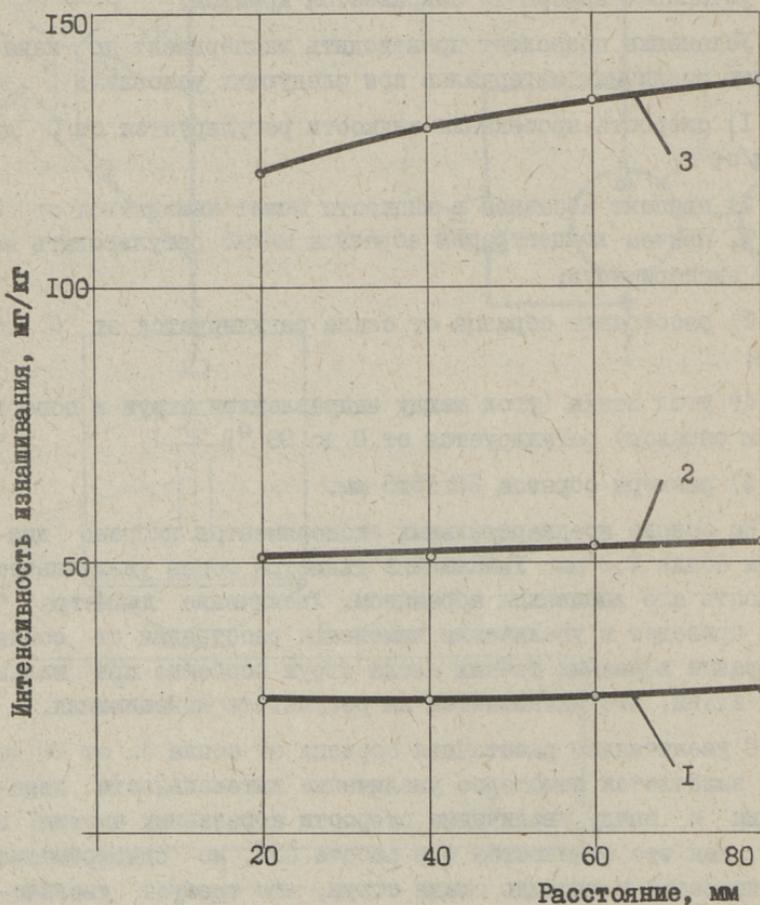
- 1) скорость протекания жидкости регулируется от 0 до 85 м/с;
- 2) процент абразива в жидкости может изменяться от 0 до 3 %, причем концентрацию абразива можно регулировать во время эксперимента;
- 3) расстояние образца от сопла регулируется от 0 до 80 мм;
- 4) угол атаки (угол между направлением струи и поверхностью образца) регулируется от 0 до 90 °;
- 5) размеры образца 20x15x5 мм.

На основе предварительных экспериментов выбрано диаметром сопла 2,5 мм. Уменьшение диаметра сопла увеличивает опасность его забивания абразивом. Увеличение диаметра сопла приведет к увеличению изменения расстояния от сопла до образца в разных точках следа струи особенно при малых углах атаки, что сказывается на результате изнашивания.

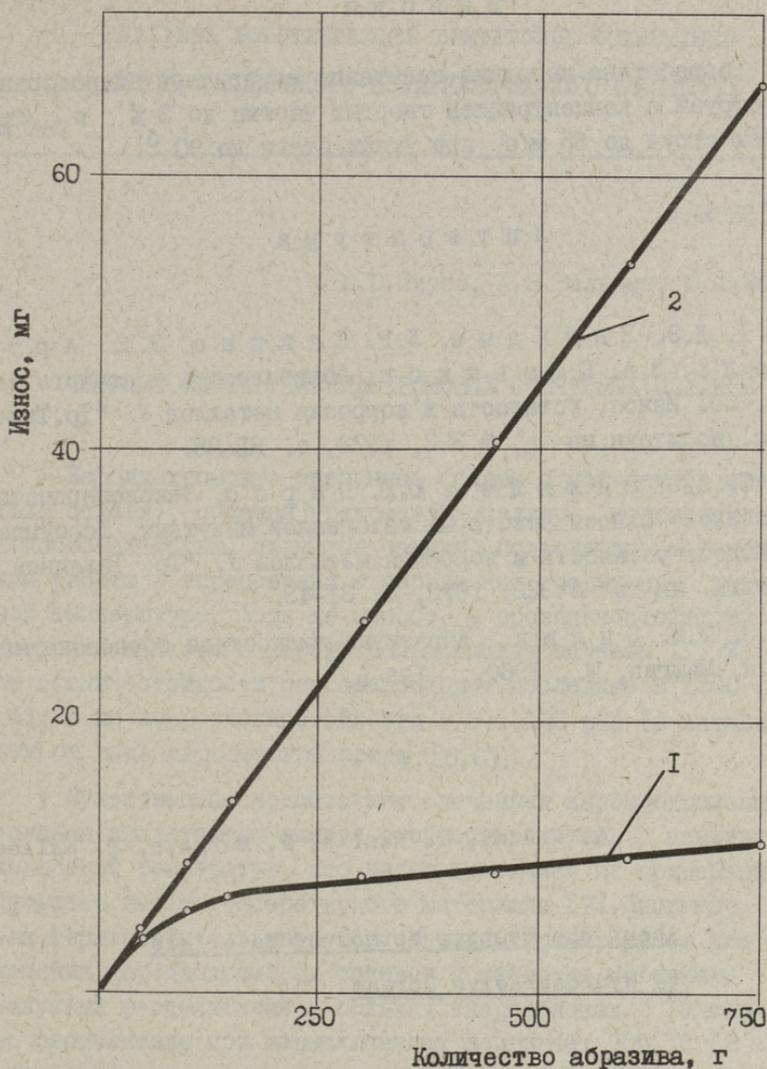
С увеличением расстояния образца от сопла L от 20 до 80 мм замечается некоторое увеличение интенсивности изнашивания K ввиду увеличения скорости абразивных частиц в струе, как это отмечается и в работе [3], но одновременно увеличивается и площадь следа струи, что требует увеличения размеров образцов при малых углах атаки (фиг. 2). Поэтому принято расстояние между образцом и соплом 20 мм.

Износ определяется по потере веса образца взвешиванием на аналитических весах с точностью до 0,1 мг. Перед

Каждым взвешиванием образцы очищаются в ацетоне и сушатся теплым воздухом. При испытании в гидроабразивной струе определяется интенсивность изнашивания материала К в миллиграммах на килограмм абразива по наклону прямой части кривой изнашивания, т.е. зависимости между износом и количеством абразива (фиг. 3). Для определения интенсивности изнашивания достаточно определить потерю веса уже "приработанного" образца один раз. Для гарантирования полной при-



Фиг. 2. Зависимость интенсивности изнашивания стали 45 от расстояния от образца до сопла при угле атаки $\alpha = 60^\circ$ и фракции кварцевого песка 0,1-0,3 мм с концентрацией 1%: 1 - $v = 39$ м/с; 2 - $v = 55$ м/с; 3 - $v = 80$ м/с.



Фиг. 3. Кривые изнашивания при $\alpha = 30^\circ$ и фракции кварцевого песка 0,1-0,6 мм с концентрацией 1 %: 1 - BK15, $v = 55$ м/с; 2 - сталь 45, $v = 80$ м/с.

работки следует это сделать не меньше, чем 1,5-2-кратным количеством абразива, соответствующим криволинейному участку кривой изнашивания.

В в о д н

Разработана методика испытания материалов гидроабразивной струей с концентрацией твердых частиц до 3% и скоростью струи до 85 м/с при углах атаки до 90°.

Л и т е р а т у р а

1. Л.Э. В а л ь д м а, Л.Р. П а к к а с, Э.Х. А р у м е е л ь, В.А. К о з ь я к о в. Абразивность топочного мазута. Сб. Износ, усталость и коррозия металлов У. "Тр.Таллинск. политехн.ин-та", № 322, 1972, с. 81-88.

2. Л.Э. В а л ь д м а, Ю.Ю. П и р с о. Закономерности абразивного износа некоторых материалов мазутных форсунок. Сб. Износ, усталость и коррозия металлов У. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та" № 322, 1972, с. 31-43.

3. Ш.М. Б и л и к. Абразивно-жидкостная обработка металлов. Машгиз, М., 1960, 198 с.

L. Valdma, M. Nanits, P. Särgava, P. Kallas

About the Testing Method of Materials by Hydroabrasive Stream

Summary

A testing method of materials by hydroabrasive stream has been worked out. The concentration of hard particles in the stream may be up to 3%, the velocity of the stream up to 85 m/s, and the impact angles up to 90°.

УДК 62I.762

Ю.Ю.Пирсо, Л.Э.Вальдма, Ю.К.Мазинг

ТЕРМОСТОЙКОСТЬ КАРБИДОХРОМОВЫХ СПЕЧЕННЫХ СПЛАВОВ

Карбидохромовые спеченные сплавы с никелевой связкой (КХН сплавы), обладая прекрасной окалино-, коррозионно- и износостойкостью, являются самыми подходящими материалами для работы в агрессивных и абразивных средах при повышенной температуре. Хотя по износо- и эрозийностойкости они уступают известным карбидовольфрамовым сплавам [1, 2, 3] но по окалинностойкости они превосходят последние в 1700 раз [4], а по коррозионностойкости в 3...130 раз (в зависимости от вида агрессивной среды [5,6]).

Существенным недостатком спеченных карбидохромовых сплавов является их низкая стойкость против циклических колебаний температур, что часто исключает их применение в качестве высокотемпературного материала [7]. Например, низкая термостойкость является основным препятствием для применения карбидохромовых сплавов в качестве материала для мазутных распылителей в больших энергоблоках. Температура на распылителе при переключениях достигает 700 °C [8]. При включении мазута или продувке форсунки перегретым паром температура распылителя резко снижается, что вызывает образование на поверхности трещин, которые при последующих циклах приводят к полному разрушению.

Исследований термостойкости карбидохромового сплава и влияющих на нее факторов, кроме работы [9], не имеется. Также не существует стандартной методики определения термостойкости спеченных твердых сплавов.

В данной работе при исследовании влияния технологических режимов изготовления, состава и легирующих добавок

на термостойкость карбидохромового сплава использовали методику, применяемую В.И. Тумановым при испытании термостойкости карбидовольфрамовых сплавов [10]. Имея в виду практические цели, условия испытания были несколько изменены. Образцы размерами 20x5x5 мм полировали по плоскости 20 x 5 мм. Затем нагревали в воздухе при температура 800°C в течение 10 минут. После этого нагретые образцы помещали в кипящую воду. Таким образом, в некоторой степени имитировался термический режим работы распылителя в эксплуатации, но с более жесткими условиями. После каждого цикла следили под микроскопом (увеличение 400x) за образованием макротрещин на полированной поверхности. Цикл, при котором появилась трещина или трещины, являлся критерием термостойкости.

Согласно проведенному эксперименту (полный план эксперимента, исследуемые факторы и их интервалы варьирования приведены в работе [11]) оказалось, что термостойкость T карбидохромового сплава зависит от состава и технологических факторов по следующему регрессионному уравнению:

$$T = 6,5 + 1,5X_1 + 1,8X_2,$$

где X_1 - содержание никеля в сплаве в интервале 10-30% (по весу);

X_2 - продолжительность спекания в интервале 10-100 мин.

Таким образом, хотя среднее число циклов, при котором появляются трещины, мало (~ 7), термостойкость сплава несколько повышается с увеличением содержания никеля в сплаве или увеличением продолжительности спекания. Остальные исследуемые технологические факторы, такие, как температура спекания, время размола, скорость нагрева и охлаждения при спекании, содержание графита в засыпке не оказывают значимого влияния на термостойкость сплава.

К сожалению, увеличение содержания связки и огрубление структуры (с увеличением продолжительности спекания структура огрубляется), приводит к резкому понижению износостойкости. Результаты исследований показали, что характер изменения термостойкости карбидохромовых спеченных сплавов аналогичен малокобальтовым карбидовольфрамовым сплавам. Хотя

Термостойкость карбидхромовых сплавов

№ пп	Содержание (по весу)	Величина зерна	б _{изг}	б _в расчетная	E	μ	K ^I)		α ¹⁾	R	число циклов
							ммкм	%			
I	2	3	4	5	6	7	8	9	II	II	
I	10	4,18	68	18,9	37600	0,26				1,46	3
3	10	18,27	28	7,8	29500	0,26	0,046		II, 7-10 ⁶	0,77	6
4	30	4,03	103	39,6	31800	0,22				3,82	8
4	30	14,50	65	25	31700	0,22				2,42	8

1) значения K, α взяты для чистого карбида хрома по источнику [17].

2) среднее значение из трех испытаний.

термостойкость последних значительно выше, чем у карбидохромовых, увеличение связки и огрубление структуры карбидовольфрамовых сплавов также ведет к увеличению их термостойкости [12].

Термостойкость материала определяется его физико-механическими свойствами. Согласно Бюссему [13] сопротивление материала термическому напряжению выражается соотношением:

$$R = \frac{\sigma_B(1-\mu)}{E \cdot \alpha} K, \quad (I)$$

где σ_B - предел прочности при напряжении;
 μ - коэффициент Пуассона;
 E - модуль упругости;
 α - коэффициент линейного теплового расширения;
 K - теплопроводность.

Уравнение (I) удовлетворительно не характеризует поведение карбидохромовых сплавов (см. табл. I). Точные расчеты для определения R затруднены отсутствием данных о зависимости физических величин от структуры сплава. Поэтому можно проводить только приближенные расчеты, допуская, что величины μ , K , α , которые не измерены, существенно от структуры не зависят. Данных о зависимости σ_B от структуры также не имеется. Можно предположить, что σ_B и $\sigma_{U_{32}}$ изменяются пропорционально, как происходит у WC-Co сплавов [4]. Коэффициент пересчета $\sigma_{U_{32}}$ на σ_B взят из работы [5]. Из таблицы I видно, что по расчетам мелкозернистые малоникелевые сплавы должны быть приблизительно в два раза более термостойкими, чем крупнозернистые (столбец IO). Эксперименты дали противоположные результаты (столбец II). Несоответствие между расчетом и экспериментом вызвано, очевидно, тем, что уравнение (I) не учитывает структуры сплава. Косвенного учета зависимости прочности и модуля упругости от структуры явно недостаточно. Несоответствие между расчетными и экспериментальными данными наблюдалось и у карбидовольфрамовых сплавов [15]. Наблюдения за образованием макротрещин показали, что они начинаются, как правило, с края образца, где в результате резкого охлаждения возникают более высокие растягивающие напряжения. Одновременно могут возникать несколько параллельных трещин. Параллельные тре-

щины обычно находятся на определенном расстоянии относительно друг друга. По-видимому, существует некоторое расстояние, при котором термические напряжения получают значение, превышающее прочность сплава при растяжении. Термические трещины располагаются по карбидной и по никелевой фазе, а также по межфазовым и межзерненным границам, в зависимости от структуры и состава сплава (фиг. 1).



Фиг. 1. Термическая трещина в сплаве КХН-10. Травлено (x900) а - мелкозернистый; б - крупнозернистый.

Микротрещин на шлифе не обнаружено. Такое явление, когда при наличии макротрещин отсутствуют микротрещины, можно объяснить тем, что напряжение для возникновения микротрещины больше, чем для ее распространения. При таком допущении микротрещины либо не возникают вообще, либо каким-то способом возникнув, распространяются дальше, до тех пор, пока они не расходуят свою упругую энергию и не превратятся при этом в видимую макротрещину.

В настоящей работе исследовано также влияние малых добавок фосфора (до 0,6 % по весу) на термостойкость сплава КХН-20 (20 % никеля по весу). Оказалось, что хотя фосфор повышает статическую и динамическую прочность сплава [16], на термостойкость она почти не оказывает влияния. Легирование сплава КХН-20 добавками металлов и карбидами вольфрама, молибдена и титана (4 % по объему) отдельно и совместно, также не улучшает заметно термостойкости сплава.

В ы в о д ы

1. Увеличение содержания связи и огрубление структуры приводит к некоторому увеличению термостойкости карбидохромового спеченного сплава. При этом износостойкость сплава резко понижается.

2. Уравнение Бюссема для расчета термостойкости материала неприменимо при вычислении термостойкости карбидохромовых сплавов (особенно малоникелевых), поскольку это уравнение не учитывает влияния структурных факторов.

3. Легирование карбидохромового сплава добавками фосфора (до 0,6 % по весу), а также вольфрамом, титаном, молибденом и их карбидами, не приводит к существенному изменению термостойкости.

Л и т е р а т у р а

1. J.D.К е н н е д у. *Product Engineering*, 24, 8, 1953, 154-157.
2. В.В. Г р и г о р ь е в а. Пор. мет. № 3, 1963, 63-70.
3. Г.А. Б о в к у н. Исследование сопротивления абразивному изнашиванию тугоплавких соединений Автореферат, Киев, 1968.
4. В.В. Г р и г о р ь е в а, В.Н. К л и м е н к о, Т.Я. К о с о л а п о в а. Вопросы порошковой металлургии и прочности материалов. Изд-во АН УССР, т.5, 1968.
5. В.Н. К л и м е н к о, В.А. М а с л ь к. Технология и организация производства, № 3, 1970, 82-85.
6. J. U n l m a n n, Z. W i s s. Tech.Hochschule. 9, 5, 1959-1960, 1199-1202.
7. Р. К и ф ф е р, Ф. Б е н е з о в с к и й. Твердые сплавы. "Металлургия", М., 1971.
8. Л. В а л ь д м а, Л.Р. П а к к а с, Э.Х. А р у - м э э л ь и др. "Энергомашиностроение", № 2, 1974.
9. В.Н. К л и м е н к о. Исследование условий получения и свойств сплавов на основе карбида хрома. Автореферат, Киев, 1962.

10. В.И. Туманов. Свойства сплавов системы карбид вольфрама-кобальт. "Металлургия", 1971.

11. Л.Э. Вальдма, Ю.Ю. Пирсо. Сб. трудов У Международной конференции по порошковой металлургии, т.2, 29-1...14, Дрезден, 1973.

12. В.И. Туманов и др. Сб. "Твердые сплавы" (ВНИИТС), № 7, 1967.

13. W.R. Виевзем. J.Amer.Ceram.Soc., 38,1,1955.

14. G. Nishimatsu, J. Gurland. Transct. ASM, 52, 1960, 469-476.

15. В.И. Туманов, В.В. Чернышев, З.И. Павлова. Сб. "Твердые сплавы", № 6, 1965, 158-165.

16. Л.Э. Вальдма, Ю.Ю. Пирсо. Сб. трудов IV Международной конференции по порошковой металлургии, ЧССР, 1974, 81-93.

17. Г.В. Самсонов. Тугоплавкие соединения. Оборонгиз, М., 1963.

J. Pirso, L. Valdma, J. Masing

Thermal Shock Damage Resistance
of Cemented Chromium Carbide Alloys

Summary

The influence of composition, production parameters and alloying elements on thermal shock damage resistance was studied. It appeared that an increase in the binder phase content or the carbide grain size resulted in a rise in the thermal shock damage resistance to some extent.

The alloying elements like phosphorus or tungsten, molybdenum, titanium and their carbides did not remarkably influence the thermal shock damage resistance of cemented chromium carbide alloys.

М.Э. Аяотс

ТРЕНИЕ В МИНИАТЮРНЫХ САМОСМАЗЫВАЮЩИХСЯ
 ПРИЗМАТИЧЕСКИХ ОПОРАХ СКОЛЬЖЕНИЯ

В цилиндрических опорах скольжения при относительных зазорах меньше 10^{-2} , как правило, наблюдается значительное увеличение трения [1, 2].

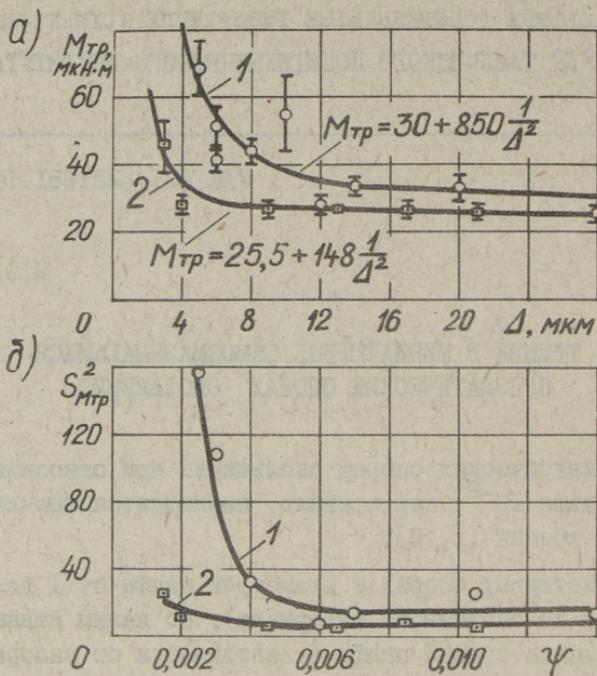
В миниатюрных опорах с диаметром цапфы от 1 до 3 мм (подшипники из спеченного материала), по нашим данным, изменение момента трения цапфы в зависимости от зазора хорошо описывается уравнением регрессии вида

$$M_{\text{тр}} = a + \frac{b}{\psi^k}, \quad (1)$$

где $M_{\text{тр}}$ — момент трения¹⁾;
 a, b — коэффициенты регрессии;
 ψ — относительный зазор;
 k — показатель степени (обычно $k = 1$ или $k = 2$).

На фиг. 1, а приведена зависимость момента трения покоя (кривая 1) от зазора для опоры с номинальным диаметром 2 мм (подшипник из спеченного материала: 90 % меди и 10 % олова). Измерение момента трения проводилось гидростатическим методом [3, 4] с погрешностью менее 2 %. Эксперименты проводились при зазорах 5, 6, 8, 10, 12, 14, 21 и 28 мкм по 12...19 наблюдений на каждом уровне. Точками на графике показаны средние арифметические наблюдений, вертикальные отрезки изображают доверительные интервалы истинного значения момента трения $\pm t_p S_{\bar{x}}$.

¹⁾ Такая же зависимость справедлива и для коэффициента трения цапфы.



Фиг. 1. Момент трения покоя (а) и оценка его дисперсии (б) в зависимости от зазора при цилиндрических (кривые 1) и призматических (кривые 2) опорах скольжения:

номинальный диаметр цапфы 2 мм; длина подшипника 4 мм; радиальная нагрузка 0,15 Н; материал цапфы - сталь У12А; шероховатость поверхности цапфы по II классу; материал подшипника - 80 % меди и 10 % олова; пропитка маслом НИИЧП-МН-60у.

где t_p - 5-процентная точка распределения Стьюдента (доверительная вероятность 95 %);

$S_{\bar{x}}$ - оценка среднего квадратического отклонения среднего арифметического.

По графикам видно, что трение в цилиндрической опоре при значениях зазора меньше 10 мкм ($\psi = 0,005$) интенсивно возрастает, причем значительно увеличивается дисперсия момента трения $S^2_{M_{тр}}$ (кривая I на фиг. I, б). По нашим данным, уменьшение воспроизводимости наблюдений в диапазоне малых зазоров является при миниатюрных цилиндрических самосмазывающихся опорах скольжения закономерным явлением и наблюдается как в случае испытания больших выборок опор

(разные цапфы и подшипники), так и при испытании одного подшипника (зазор регулируется цапфами разных диаметров).

Значительное увеличение трения и его дисперсии при малых значениях зазора затрудняет проектирование опор в случае высокой требуемой точности центрирования цапфы. Помимо того, значение зазора оказывает также существенное влияние на режим трения и на процессы самосмазывания в опоре [5, 6].

Проектирование миниатюрных опор значительно упрощалось бы в случае, если главным критерием при выборе зазора являлась бы только точность центрирования цапфы. С этой точки зрения заслуживают внимания опоры т.н. кинематического или полукинематического типа [7, 8]. К этой группе относятся также опоры с призматическим отверстием подшипника.

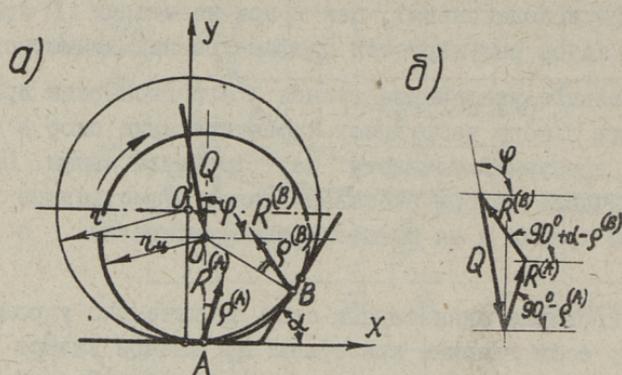
При любой конфигурации призматического отверстия в таком подшипнике, независимо от зазора, цапфа опирается на две пересекающиеся плоскости. Контактное давление в этом случае больше, чем в цилиндрических опорах, где угол обхвата цапфы, определяющий распределение нормальных давлений, иногда принимает равным π . Однако, можно предполагать, что фактическая площадь контакта в призматических опорах меньше отличается от контурной и, самое главное, не зависит от зазора. Это должно привести к меньшему разбросу коэффициента трения цапфы по сравнению с коэффициентом трения при цилиндрических опорах [1].

При применении подшипников из спеченного материала образование профильных отверстий легко производится в процессе изготовления калиброванием подшипников.

Пусть имеется подшипник с k -гранным призматическим отверстием, имеющим между нормальными соседних граней угол α и радиус вписанной в него окружности r . Линия действия приложенной в центр цапфы внешней нагрузки Q определяется углом φ .

Соответствующая схема и план приложенных к цапфе сил приведены на фиг. 2.

Реакции в точках А и В при вращении цапфы ($\omega = \text{const}$) по часовой стрелке определяются уравнениями



Фиг. 2. Схема призматической опоры (а) и план приложенных к цапфе сил (б).

$$R^{(A)} = \frac{Q \cos(\varphi - \alpha + \rho^{(B)})}{\sin(\alpha - \rho^{(B)} + \rho^{(A)})}, \quad (2)$$

$$R^{(B)} = \frac{-Q \cos(\varphi + \rho^{(A)})}{\sin(\alpha - \rho^{(B)} + \rho^{(A)})}, \quad (3)$$

где $\rho^{(A)}, \rho^{(B)}$ — углы трения в точках А и В.

Уравнение для расчета движущего момента, необходимо для преодоления моментов от сил трения, имеет для цапфы вид:

$$M_{\text{ТР}}^{(0')} = \frac{Q r_{\text{ц}}}{\sin(\alpha - \rho^{(B)} + \rho^{(A)})} [\sin \rho^{(A)} \cos(\varphi - \alpha + \rho^{(B)}) - \sin \rho^{(B)} \cos(\varphi + \rho^{(A)})], \quad (4)$$

где $r_{\text{ц}}$ — радиус цапфы.

Выражение

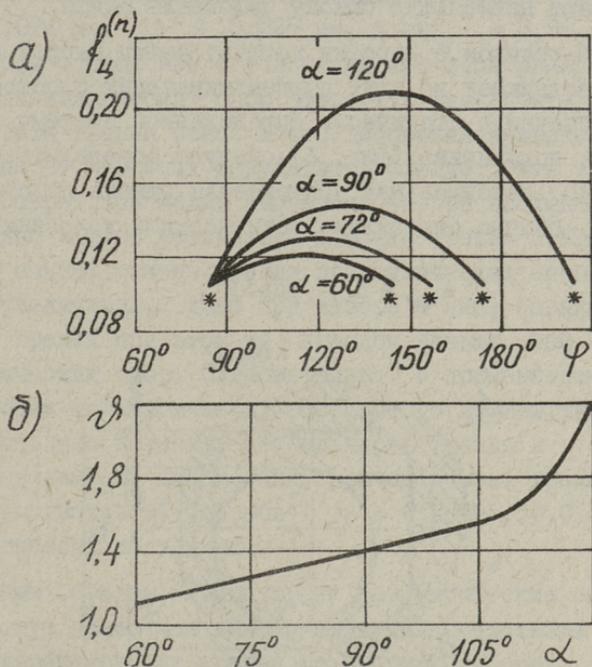
$$f_{\text{ц}}^{(n)} = \frac{\sin \rho^{(A)} \cos(\varphi - \alpha + \rho^{(B)}) - \sin \rho^{(B)} \cos(\varphi + \rho^{(A)})}{\sin(\alpha - \rho^{(B)} + \rho^{(A)})} \quad (5)$$

можно рассматривать как приведенный коэффициент трения цапфы в призматической опоре. В частном случае, если $\rho^{(A)} \approx \rho^{(B)}$, выражение (5) принимает следующий вид:

$$f_{\text{ц}}^{(n)} = \frac{\sin \rho [\cos(\varphi - \alpha + \rho) - \cos(\varphi + \rho)]}{\sin \alpha}, \quad (6)$$

где φ – усредненный угол трения.

Как следует из выражений (4), (5) и (6), момент трения в призматических опорах кроме угла трения, нагрузки и радиуса цапфы зависит также от направления действия внешней нагрузки и конфигурации отверстия подшипника.



Фиг. 3. Результаты вычислений приведенного коэффициента трения по формуле (6) при $\varphi = 6^\circ$:

- а - зависимость от направления действия нагрузки при различной конфигурации отверстия (* - контакт переходит на следующую грань);
 б - отношение максимального и минимального значений приведенного коэффициента трения в зависимости от угла профиля.

Для оценки значения т.н. установочного момента ¹⁾ вычислим по формуле (6) приведенный коэффициент трения при некоторых уровнях аргументов φ и α . Как видно по фиг. 3, приведенный коэффициент трения может изменяться соответственно при 6-гранном отверстии 14 %, 5-гранном 24 % и 4-

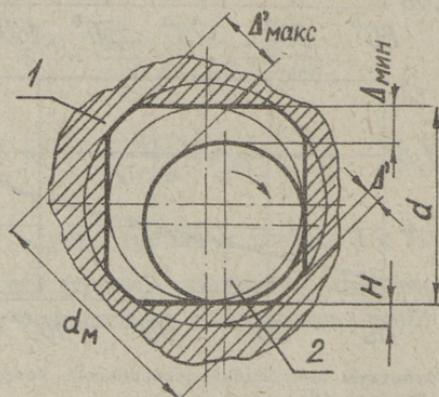
¹⁾ Постоянное составляющее момента трения, значение которого зависит от ориентации фигурного отверстия подшипника (при постоянном направлении нагрузки).

гранном 40 %. Однако, как показано ниже, этот недостаток компенсируется увеличением стабильности трения.

Ниже рассмотрены некоторые результаты экспериментальных исследований 4-гранных призматических опор. Такие опоры имеют известные технологические преимущества, а также обеспечивают наименьшую ошибку положения цапфы.

При 4-гранном отверстии контакт между цапфой и подшипником возникает на двух перпендикулярных плоскостях. С целью обеспечения статически определенной системы, условный диаметр d подшипника (фиг. 4) следует определить по условию $\Delta' > 0$. Максимальная допустимая ошибка положения цапфы $\Delta_{\text{макс}}$ обычно определена техническими условиями. Тогда

$$\Delta_{\text{мин}} = \Delta_{\text{макс}} \cos 45^\circ. \quad (7)$$



Фиг. 4. Геометрические элементы призматической опоры:
1 - подшипник; 2 - цапфа.

В соответствии с фиг. 4 геометрические размеры призматического подшипника определяются следующими выражениями:

$$\begin{aligned} d_M &= d_{\text{ц}} + \Delta'_{\text{макс}} + \Delta', \\ d &= d_{\text{ц}} + \Delta_{\text{мин}} = d_{\text{ц}} + \Delta_{\text{макс}} \cos 45^\circ, \\ H &= \Delta' + 0,146 \Delta_{\text{макс}}; \quad \Delta'_{\text{макс}} = \Delta_{\text{макс}} + \Delta', \end{aligned} \quad (8)$$

где $d_{\text{ц}}$ - диаметр цапфы.

Размер калибрующего стержня следует, в зависимости от коэффициента упругого последействия материала подшипника, выбрать на 0,2...0,5 % больше, чем размер соответствующего элемента подшипника.

При наших исследованиях подшипник имел: $d = 2,006$ мм; $d_m = 2,074$ мм; $\Delta' \geq 0,025$ мм; длина $l = 3,99$ мм. Условия работы одинаковые с условиями при испытании соответствующих цилиндрических опор (фиг. I). Результаты исследования момента трения покоя и его дисперсия приведены на фиг. I (кривые 2). Из этих результатов следует, что в призматических опорах при малых значениях зазора наблюдается действительно эффект уменьшения момента трения и его дисперсии. В опытах момент трения призматических опор практически не увеличивался даже при зазоре 4 мкм; оценка дисперсии момента трения при этом на порядок меньше, чем в случае цилиндрических опор. Следовательно, с применением при малых зазорах призматических опор вместо цилиндрических, можно значительно повысить стабильность трения и улучшить воспроизводимость наблюдений, причем момент трения в опоре в большом диапазоне зазоров ($\psi = 0,0015...0,015$) остается практически постоянным.

Таким образом, миниатюрные призматические опоры скольжения могут оказаться весьма простыми средствами для улучшения характеристик трения во многих приборах.

Л и т е р а т у р а

1. Ю.М. Хандельсман. Камневые опоры. М., "Машиностроение", 1973.

2. Н. D e t t e r. Über das Betriebsverhalten von feinmechanischen Sinterlagern. — "Feinwerktechnik", 1971, Н.10.

3. Ю.М. Хандельсман, М.Э. Аяотс. Гидравлический метод измерения момента трения. — "Часы и часовые механизмы", сб. трудов НИИЧаспрома, вып. 4(7), М., 1971.

4. М.Э. Аяотс и др. Стенд М-906 для исследования трения в миниатюрных подшипниках скольжения. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 322, 1972.

5. М.Э. Аяотс, Ю.М. Хандельсман. Роль температурного фактора в самосмазывании миниатюрных пористых подшипников скольжения. — "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 340, 1972.

6. Ю.М. Хандельсман, Н.А. Романова. Капиллярный механизм подпитки миниатюрных опор скольжения. — "Технология часового производства", труды НИИЧаспрома, вып. 3(6), М., 1971.

7. С.Т. Цуккерман. Точные механизмы. М., Обorongиз, 1941.

8. Ф.Л. Литвин. Проектирование механизмов и деталей приборов. Л., "Машиностроение", 1973.

M. Ajaots

Reibung in selbstschmierenden
Miniatuurprismenlagerungen

Zusammenfassung

Änderung des Reibungsmomentes durch das Lagerspiel in den Zylindergleitlagerungen wird durch ein mathematisches Modell untersucht. Es wurde festgestellt, daß bei Verminderung der Lagerspielwerte der Reibungsmoment und seine Dispersion steigen. Um die Reibung zu verringern und ihre Stabilität zu erhöhen, wird die Anwendung der Miniatuurprismenlagerungen vorgeschlagen. Es werden theoretisch ermittelte Formeln für die Berechnung des Reibungsmomentes und einige Beobachtungsergebnisse der Prismenlagerung dargelegt.

УДК 621.822:681.11.035:2:
:531.78

М.Э. Аяотс

ИЗМЕРЕНИЕ МОМЕНТА ТРЕНИЯ В ПРИЗМАТИЧЕСКИХ ОПОРАХ ГИДРОСТАТИЧЕСКИМ МЕТОДОМ

Призматические опоры отличаются от цилиндрических главным образом по характеру расположения сил реакций в контакте. В силу этого, разработанная нами методика введения поправок для исключения систематических погрешностей из результатов наблюдения трения цилиндрических опор с помощью гидростатического метода [1, 2] в случае измерения момента трения призматических опор нуждается в некоторой корректировке.

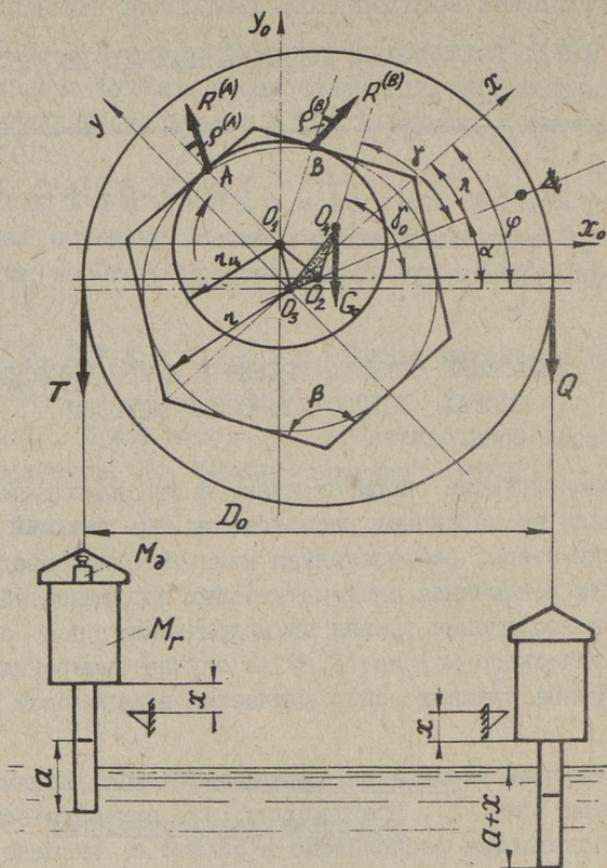
Рассмотрим условия равновесия обоймы с призматическим подшипником (фиг. 1). Предположим, что призматическое отверстие подшипника расположено в обойме с эксцентриситетом $e = \overline{O_2 O_3}$, а центр тяжести обоймы с подшипником смещен в точку O_4 , определяемую координатами $\varphi = \overline{O_2 O_4}$ и χ_0 . Если O_1 — центр цапфы, O_3 — центр призматического отверстия подшипника и $\varepsilon = \overline{O_1 O_3}$, то

$$\varepsilon = \frac{r - r_u}{\sin \frac{\beta}{2}}, \quad (1)$$

где r — радиус вписанной в призматическое отверстие окружности;

r_u — радиус цапфы.

Указанные величины, а также угол профиля призматического отверстия β и угол расположения призматического отверстия в обойме λ известны до эксперимента, а угол направления вектора эксцентриситета α можно определить при каждом отсчете.



Фиг. 1. Принципиальная схема измерения момента трения в призматических опорах.

Пусть цапфа вращается по часовой стрелке. Тогда уравнение равновесия моментов относительно центра цапфы имеет следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} & Q \left(\frac{D_0}{2} + \varepsilon \cos \alpha + \varepsilon \cos \theta \right) + G_0 (\rho \cos \gamma_0 + \\ & + \varepsilon \cos \alpha + \varepsilon \cos \theta) + T \left(\frac{D_0}{2} - \varepsilon \cos \alpha - \right. \\ & \left. - \varepsilon \cos \theta \right) + R^{(A)} r_4 \sin \varphi^{(A)} + R^{(B)} r_4 \sin \varphi^{(B)} = 0, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где Q, T - натяжения в ветвях нити, создаваемые системой гидростатического уравновешивания;

D_0 - диаметр обоймы;

- α - угол направления вектора эксцентриситета;
 φ - угол положения призматического подшипника;
 β - угол профиля призматического отверстия;
 G_0 - сила тяжести обоймы с подшипником;
 θ - вспомогательный угол ($\theta = 180^\circ - \varphi - \frac{\beta}{2}$, $\varphi = \alpha + \lambda$);
 $R^{(A)}, R^{(B)}$ - силы реакции в точках контакта;
 $\varphi^{(A)}, \varphi^{(B)}$ - углы трения в контактах.

Последние два члена выражения (2) составляют момент трения цапфы:

$$M_{\text{тр}} = R^{(A)} r_{\text{ц}} \sin \varphi^{(A)} + R^{(B)} r_{\text{ц}} \sin \varphi^{(B)}. \quad (3)$$

Принимая во внимание, что общая радиальная нагрузка в опоре равна

$$R = T + Q + G_0$$

и ее значение при измерении определяется формулой

$$R = g(M_0 + M_0 + 2M_r - 2s\rho_{\text{ж}}d), \quad (4)$$

- где g - ускорение силы тяжести;
 s - площадь сечения измерительного стержня;
 $\rho_{\text{ж}}$ - плотность жидкости;
 d - исходная глубина погружения стержней;
 M_0 - масса обоймы с подшипником;
 M_r - масса измерительного стержня и гирь на одном стержне;
 M_0 - масса дополнительной гири на извлекающем стержне,

формула момента трения приобретает вид:

$$M_{\text{тр}} = (T - Q) \frac{D_0}{2} \mp R \cos \alpha W_1 \mp R \sin \alpha W_2, \quad (5)$$

где W_1, W_2 - конструктивные параметры:

$$\left. \begin{aligned} W_1 &= e - \varepsilon \cos \left(\lambda + \frac{\beta}{2} \right) + \frac{G_0}{R} \rho \cos \gamma, \\ W_2 &= \varepsilon \sin \left(\lambda + \frac{\beta}{2} \right) - \frac{G_0}{R} \rho \sin \gamma. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Знак "+" в формуле (5) соответствует вращению цапфы против часовой стрелки, а знак "-" - часовой стрелке.

Так как разность натяжения в ветвях нити ($T - Q$) определяется гидростатическим методом, имеем:

$$M_{\text{тр}} = D_0 g \left(\frac{\pi d_c^2}{4} \rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{н}} \right) x + g \frac{D_0}{2} M_0 \mp R \cos \alpha W_1 \mp R \sin \alpha W_2, \quad (7)$$

где x — смещение стержня от исходного положения;
 d_c — диаметр измерительного стержня;
 $\rho_{\text{н}}$ — масса нити с единичной длиной.

В окончательном виде формула для косвенного измерения момента трения содержит члены, из которых одна часть является основной, а другие следует рассматривать как поправки. Тогда

$$M_{\text{тр}} = H_1 x + H_2 M_0 \mp H_3 \cos \alpha \mp H_4 \sin \alpha, \quad (8)$$

где

$$H_1 = \left(\frac{\pi d_c^2}{4} \rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{н}} \right) D_0 g,$$

$$H_2 = \frac{g D_0}{2},$$

$$H_3 = R W_1, \quad H_4 = R W_2.$$

Поправку, как известно из метрологии [3], имеет смысл вводить до тех пор, пока она уменьшает доверительные границы погрешности измерения, т.е. введенная поправка q должна соответствовать условию

$$q > t_p S_{\bar{x}} \left[\sqrt{1 - \frac{S_q^2}{S_{\bar{x}}^2}} - 1 \right],$$

где $S_{\bar{x}}^2$ — оценка дисперсии неисправленных результатов;

S_q^2 — оценка дисперсии поправки;

t_p — p -процентная точка распределения Стьюдента.

Вопрос о введении поправок в формуле (8) следует решить в каждом конкретном случае отдельно. В большинстве случаев можно таким образом значительно уменьшить погрешность измерения момента трения опор с номинальным диаметром порядка 2 мм. При этом погрешность измерения не превышает 1...2 процента.

Л и т е р а т у р а

И. Ю. М. Хандельсман, М. Э. Аяотс. Гидравлический метод измерения момента трения. — "Часы и часовые механизмы". Сб. трудов НИИЧаспрома, вып. 4(7), М., 1971.

2. М.Э. А я о т с и др. Стенд М-906 для исследования трения в миниатюрных подшипниках скольжения. --"Износ, усталость и коррозия металлов", сб. трудов Таллинского политехнического института, № 322, У, 1972.

3. Г.Д. Б у р д у н, Б.Н. М а р к о в. Основы метрологии. М., изд-во стандартов, 1972.

M. Ajaots

Hydrostatische Messung des Reibungsmomentes
in den Prismenlagerungen

Zusammenfassung

Im Artikel wird die hydrostatische Meßmethode für Reibungsmomentmessungen von Prismenlagerungen angewandt. Die Wirkung der systematischen Fertigungsfehler wird bei den Messungen durch einige Korrekturwerte beseitigt.

УДК 53I.36

Ф.Ф. Ангельшток, И.И. Вульфсон

ОСОБЕННОСТИ РАЗВИТИЯ ФРИКЦИОННЫХ
АВТОКОЛЕБАНИЙ ПРИ НЕПОСТОЯННОМ
НОРМАЛЬНОМ УСИЛИИ

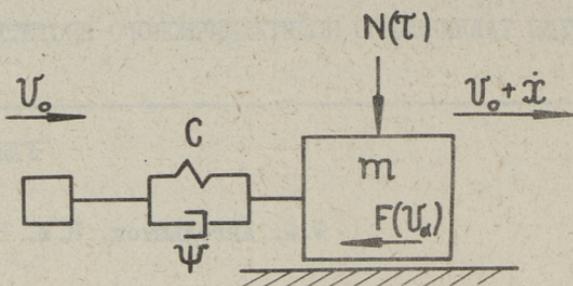
Возбуждение и развитие фрикционных автоколебаний в условиях непостоянства нормального усилия на поверхностях трения имеет большое практическое значение, так как в реальных системах действующие нагрузки изменяются как по величине, так и по направлению. Даже если вся нагрузка состоит из собственного веса перемещаемого тела, дефекты изготовления и сборки направляющих приводят к тому, что нормальные реакции на поверхностях трения оказываются непостоянными.

В работе авторов [I] были рассмотрены условия возбуждения квазигармонических фрикционных автоколебаний в системе (фиг. I) при постоянном демпфировании и демпфировании, зависящем от амплитуды, при локальном импульсном изменении нормального усилия по закону (I) с последующим восстановлением его первоначального постоянного значения и при циклическом изменении нормального усилия

$$N(\tau) = N_0 + \frac{4\Delta N_{max}}{s} v_0 \tau \left(1 - \frac{v_0 \tau}{s}\right), \quad (I)$$

где N_0 — постоянная составляющая нормального усилия,
 ΔN_{max} — наибольшее значение переменного составляющего нормального усилия,
 s — длина участка, на котором действует ΔN .

Здесь через τ обозначено "медленное" время, функциями которого являются нормальное усилие N и перемещение тела массой m (фиг. I) со скоростью привода v_0 . Свойства привода характеризуются приведенной жесткостью s и приведенным коэффициентом поглощения ψ .

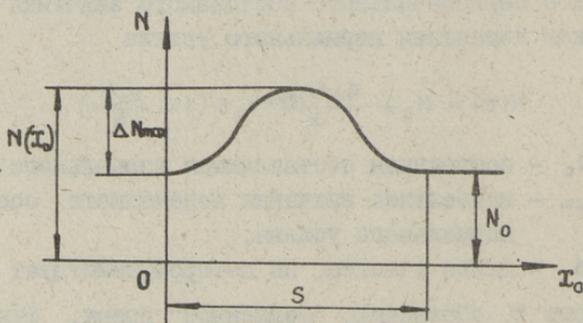


Фиг. 1. Динамическая модель.

Ниже будут рассмотрены некоторые особенности развития фрикционных автоколебаний в этой же системе при локальном изменении нормального усилия на участке $0 \leq x_0 \leq s$, описываемом гармонической функцией (фиг. 2)

$$N(\tau) = N_0 + \frac{\Delta N_{\max}}{2} \left(1 - \cos 2\pi \frac{v_0 \tau}{s}\right). \quad (2)$$

Особенностью этого закона является то обстоятельство, что переход от постоянного значения нормального усилия к переменному осуществляется более плавно, чем при законе (I). Изменяя длину участка s , на котором действует переменное нормальное усилие и наибольшее значение переменного составляющего ΔN_{\max} , с помощью этих законов можно моделировать большое разнообразие реальных импульсов изменения нормального усилия.

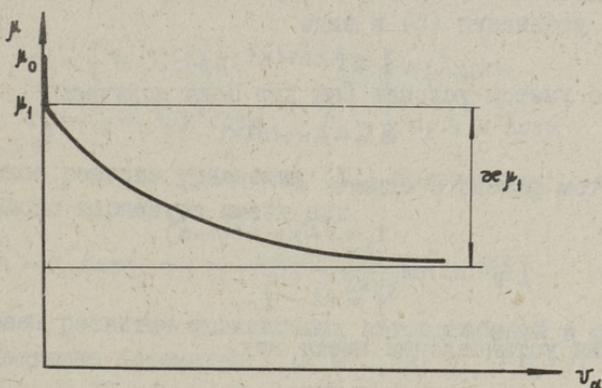


Фиг. 2. Характер изменения нормального усилия.

В качестве характеристики трения примем описанную в [2] и примененную в [1] экспоненциальную характеристику трения (фиг. 3) с учетом некоторого фазового сдвига α между силой трения и скоростью скольжения

$$\mu(v_\alpha) = \begin{cases} \mu_0, & v = 0 \\ \mu_1 [1 - \varkappa(1 - e^{-\lambda v_\alpha})], & v > 0, \end{cases} \quad (3)$$

где \varkappa и λ - коэффициенты, определяемые экспериментально.



Фиг. 3. Характеристика трения.

При движении тела массой m его скорость v складывается из двух составляющих - из скорости, задаваемой приводом v_0 , и скорости в колебательном движении \dot{x} . Дифференциальное уравнение движения имеет вид

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + cx = -N(\tau)\mu(v_\alpha). \quad (4)$$

Здесь b - эквивалентный коэффициент линейного демпфирования, соответствующий коэффициенту поглощения ψ . Введем новую переменную

$$z = x + \frac{W_0}{k^2},$$

где

$$k^2 = \frac{c}{m}, \quad W_0 = \frac{\mu_1(1 - \varkappa)}{m} N(\tau).$$

Дифференциальное уравнение движения примет вид

$$\ddot{z} + 2n\dot{z} + k^2 z = -W(\tau) e^{-\lambda \dot{z} \alpha}, \quad (5)$$

Здесь $n = \frac{b}{2m}$, $W(\tau) = W_1 + W_2 (1 - \cos 2\pi \frac{v_0 \tau}{S})$,

$$W_1 = \frac{N_0}{m} \mu_1 \varepsilon e^{-\lambda v_0}, \quad W_2 = \frac{\Delta N_{\max}}{2m} \mu_1 \varepsilon e^{-\lambda v_0},$$

$\dot{z}_\alpha = \dot{x}_\alpha$ (колебательная составляющая скорости с учетом фазового сдвига относительно силы трения).

Считая амплитуду и фазу автоколебаний медленно меняющимися функциями, будем, следуя методу Ван дер Поля, искать решение уравнения (5) в виде

$$z = A \cos(kt - \gamma).$$

Далее, с учетом условия Ван дер Поля получаем

$$\dot{z} = -Ak \sin(kt - \gamma)$$

и с учетом фазового сдвига α

$$\dot{z}_\alpha = -Ak \sin(\varphi - \alpha),$$

где

$$\varphi = kt - \gamma.$$

Уравнения установления имеют вид

$$\ddot{A} = \frac{1}{2\pi k} \int_0^{2\pi} f[A \cos \varphi, -Ak \sin \varphi, -Ak \sin(\varphi - \alpha)] \sin \varphi d\varphi, \quad (6)$$

$$\dot{\gamma} = -\frac{1}{2\pi k A} \int_0^{2\pi} f[A \cos \varphi, -Ak \sin \varphi, -Ak \sin(\varphi - \alpha)] \cos \varphi d\varphi. \quad (7)$$

В нашем случае

$$f(z, \dot{z}, \dot{z}_\alpha) = -2n\dot{z} - W(\tau) e^{-\lambda \dot{z}_\alpha}.$$

После интегрирования получаем уравнения установления в виде

$$\dot{A} = A \left[-n + W(\tau) \lambda \frac{I_1(a)}{a} \cos \alpha \right], \quad (8)$$

$$\dot{\gamma} = -\Delta k = W(\tau) \lambda \frac{I_1(a)}{a} \sin \alpha, \quad (9)$$

где

$$I_1(a) = -\frac{1}{i} J_1(ai), \quad a = \lambda k A, \quad i = \sqrt{-1}.$$

Пользуясь разложением функции Бесселя $J_1(ai)$ в степенной ряд и ограничиваясь двумя членами разложения, получим

$$I_1(a) \approx \frac{1}{2}a + \frac{1}{16}a^3. \quad (10)$$

С учетом (10) уравнение для амплитуды автоколебаний при постоянном демпфировании ($\psi = \text{const}$) можно записать в виде

$$\dot{A} = [-n + r_1 + r_2(1 - \cos 2\pi \frac{v_0 \tau}{s})]A + [r_3 + r_4(1 - \cos 2\pi \frac{v_0 \tau}{s})]A^3. \quad (11)$$

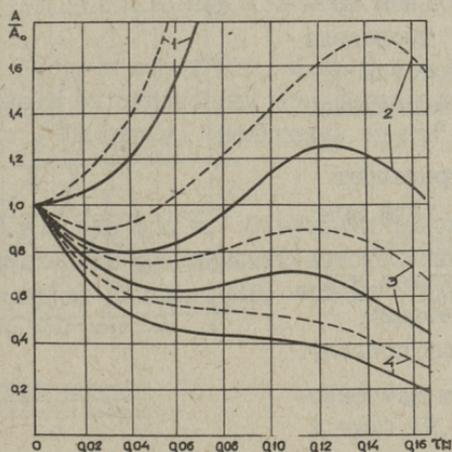
Здесь

$$r_1 = \frac{1}{2} W_1 \lambda \cos \alpha, \quad r_2 = \frac{1}{2} W_2 \lambda \cos \alpha, \\ r_3 = \frac{1}{16} W_1 \lambda^3 k^2 \cos \alpha, \quad r_4 = \frac{1}{16} W_2 \lambda^3 k^2 \cos \alpha.$$

Аналитическое решение уравнения (11), полученное, например, методом малого параметра, имеет вид

$$A = A_0 \exp\left[-(n + r_1 + r_2)\tau - \frac{r_2 s}{2\pi v_0} \sin 2\pi \frac{v_0 \tau}{s}\right]. \quad (12)$$

Рассматриваем развитие фрикционных автоколебаний в системе, имеющей следующие параметры: $\mu_0 = 0,22$; $\mu_1 = 0,17$; $\kappa = 0,59$; $\lambda = 0,16$ с/мм; $N_0 = 196$ Н; $\Delta N_{\text{max}} = 196$ Н; $v_0 = 3$ мм/с; $C = 196$ Н/мм; $s = 0,5$ мм; $k = 16$ Гц; $m = 20$ кг; $\alpha = 70^\circ$.



Фиг. 4. Развитие возможных автоколебательных режимов.

На фиг. 4 сплошными линиями показано развитие безразмерной амплитуды фрикционных автоколебаний при изменении нормального усилия по гармоническому закону [2]. Пунктирные

линии соответствуют параболическому закону изменения нормального усилия [I] при таких же значениях s, v_0, N и ΔN_{max} . Скорость привода соответствует падающему участку характеристики трения.

При малых значениях коэффициента поглощения $\psi \leq 0,3$ (фиг. 4, кривая I) амплитуда квазигармонических фрикционных автоколебаний, возникающих в результате неустойчивости системы, при обоих законах изменения нормального усилия быстро растет и колебания переходят в релаксационные, то есть в автоколебания с остановками. Граница этого перехода определена равенством скоростей в колебательном движении и движении, задаваемом приводом

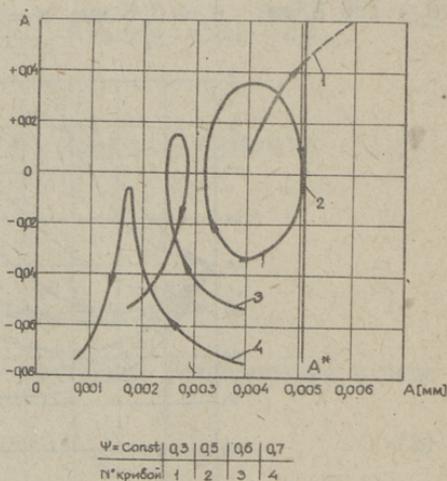
$$A_* \omega = v_0. \quad (I3)$$

Здесь ω — частота автоколебаний, которая по данным [2] будет лежать в пределах

$$k - \frac{1}{2} W(\tau) \lambda \leq \omega \leq k.$$

На фиг. 5 представлены фазовые кривые, соответствующие рассматриваемым колебательным процессам. Там же проведена линия A_* , на которой будет достигнуто выполнение равенства (I3), т.е. линия, которая определяет переход одного вида колебаний в другой. При этом предполагается, что частота автоколебаний равняется нижнему пределу.

При большем демпфировании ($\psi = 0,5$) (фиг. 4 и 5, кривая 2) можно ожидать релаксационных автоколебаний в системе лишь в том случае, если начальная амплитуда A_0 , при которой начинается увеличение нормального усилия, достаточно велика.



Фиг. 5. Фазовые портреты возможных автоколебательных режимов.

При значительном демпфировании $\psi \geq 0,6$ (фиг. 4 и 5, кривые 3 и 4) непостоянство нормального усилия не влияет существенно на характер автоколебаний. Вызванные непостоянством нормального усилия некоторые флуктуации амплитуды квазигармонических автоколебаний не являются опасными и колебания постепенно затухают.

Во всех рассмотренных выше случаях кривые, относящиеся к гармоническому закону изменения нормального усилия (2) лежат ниже соответствующих кривых параболического закона (I) изменения нормального усилия. Это свидетельствует о том, что при законе (2), который характеризуется более плавным переходом от постоянного значения N к переменному, система менее склонна к раскачке, чем при законе (I). Однако, как видно из фиг. 4, в обоих случаях качественная картина явления одна и та же. Из вышесказанного следует, что при медленном изменении нормального усилия, действующего на поверхностях трения, закон его изменения не влияет существенно на характер фрикционных автоколебаний.

Л и т е р а т у р а

1. Ф.Ф. Ангелъшток, И.И. Вульфсон. К теории фрикционных автоколебаний при непостоянном нормальном усилии. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 365, 1974.

2. И.И. Вульфсон. О влиянии фазовых сдвигов на развитие квазилинейных фрикционных автоколебаний. "Вибротехника", Научные труды ВУЗ Лит.ССР, изд-во "Минтис", Вильнюс, № 4, 1970.

F. Angelstok, I. Vul'fon

The Development Particularities of Frictional
Auto-oscillations in Unsteady Normal Force

Summary

The effect of unsteady normal force on the development of the frictional auto-oscillations has been examined. In certain friction characteristics a driving system may lose the dynamic stability when normal force increases. The amplitude of the quasi-harmonic oscillations will grow and they are converted into relaxation auto-oscillations. The law of normal force change is not essential.

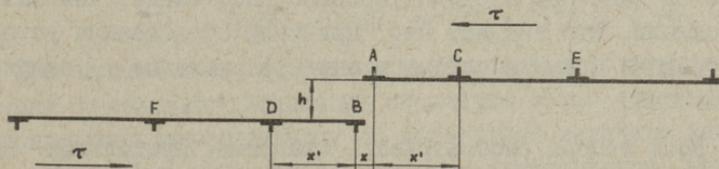
Э.И. Раннат, А.И. Ингерма

НЕКОТОРЫЙ АНАЛИЗ ДИСЛОКАЦИОННЫХ ТЕОРИЙ
 УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ

Некоторый анализ существующих дислокационных теорий усталостного разрушения при циклическом нагружении можно сделать на основе диаграммы предельных напряжений (диаграмма Смитта) и по результатам ниже приведенных экспериментальных работ.

Аналізу подлежат теория Фудзита [1] и вакансионно-дислокационная теория Одингга [2] и Мотта [3].

Фудзита рассматривает образование зародышей трещин усталости за счет аннигиляции дислокаций. Если имеются два ряда заторможенных дислокаций противоположных знаков и расположенных в параллельных плоскостях фиг. 1, то по Фудзите, если плоскости скольжения расположены на расстоянии $h < 10^{-7}$ см, головные дислокации аннигилируют и образуются пустоты. В дальнейшем образовавшаяся пустота поглощает новые дислокации и образуется трещина. Дальнейшее развитие трещины происходит под действием концентрации напряжений.



Фиг. 1. Расположение двух рядов разноимённых линейных дислокаций в параллельных плоскостях скольжения [1].

Другие модели образования трещин в результате взаимодействия дислокаций в скоплении, как модель Зинера - Стро

[4], Гилмана - Рожанского [5, 6], Коттрелла [7] и др. здесь отдельно не обсуждаются, так как все они связаны с образованием трещины в головной части скопления дислокаций.

Вакансионно-дислокационная теория усталости.

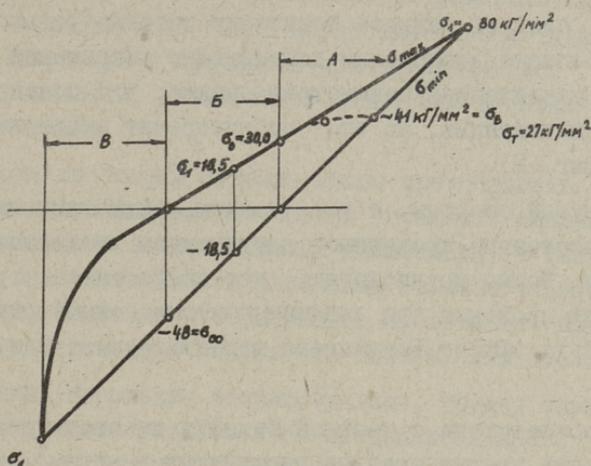
В теории Одингга было принято, что число дислокаций с нарастанием числа циклов увеличивается, а число образующих вакансий пропорционально числу действующих дислокаций. Эффективность разрушения образца будет зависеть от эффективности сращивания вакансий в колонии и осаждения вакансий на поверхности микропор.

В теории Мотта предполагается, что после 10^4-10^5 циклов атомные плоскости вблизи действующих плоскостей в процессе скольжения совершенно разупорядочиваются и, следовательно, кристалл расширяется. Трещина возникает тогда, когда начинается рекристаллизация разупорядоченного материала. Если беспорядок достаточно велик, то температура рекристаллизации достаточно низка. При этом решетка сокращается и возникают растягивающие напряжения, приводящие к образованию трещин.

В обеих вакансионно-дислокационных теориях предполагается, что в каждом цикле некоторые дислокации движутся вперед и назад по полосам скольжения.

Если Фудзита рассматривает причиной образования усталостной трещины аннигиляцию (движение) головных дислокаций скоплений, то в вакансионно-дислокационных теориях рассматривается возвратно-поступательное движение дислокационных петель. Однако можно предполагать, что замыкающие (ближе к источнику) дислокации скопления более подвижны, чем головные и за цикл они проходят большее расстояние, чем головные дислокации. Это значит, что причиной образования усталостной трещины можно в основном считать движение замыкающих дислокаций.

Если теперь рассматривать диаграмму предельных напряжений (фиг. 2), то видно, что предел усталости при знакопеременном симметричном нагружении σ_{-1} всегда меньше, чем при пульсирующем цикле растяжения σ_0 или сжатия σ_{∞} .



Фиг. 2. Диаграмма предельных напряжений. Зависимость предела выносливости от коэффициента асимметрии цикла R_{σ} .

Мягкая сталь, Шлифованные образцы:

A - область знакопостоянного растяжения.

B - область знакопеременных циклов.

V - область знакопостоянного сжатия [8].

Рош и Эйхингер [8] на низкочастотном пульсаторе для мало и среднеуглеродистой стали получили следующие отношения:

$$\frac{\sigma_{-1}}{\sigma_0} = 0,55 \div 0,65 \quad \text{и} \quad \frac{\sigma_{\infty}}{\sigma_0} = 1,20 \div 1,60.$$

При циклическом нагружении наибольшие действующие напряжения на головные дислокации скопления можно считать пропорциональными максимальному по абсолютной величине напряжению цикла. Так, при знакопеременном симметричном нагружении наибольшие напряжения пропорциональны σ_{-1} , а при пульсирующем нагружении растяжения пропорциональны σ_0 .

Поэтому, по теории Фудзиты изменением коэффициента асимметрии цикла ($R_G = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$), отличного от симметричного нагружения, следует ожидать понижения предела усталости, так как на головные дислокации действующие напряжения увеличатся с увеличением асимметрии цикла, что должно облегчить их аннигиляцию, но это противоречит экспериментальным данным (фиг. 2).

С другой стороны, с увеличением асимметрии цикла уменьшается расстояние, проходимое движущимися дислокациями за один цикл. Можно предполагать, что наибольшее расстояние дислокации проходят при знакопеременном симметричном нагружении, когда эффект Баушингера вероятно имеет наибольшее влияние.

Несоответствие с теорией Фудзиты имеется при испытании на усталость предварительно растянутых и затем состаренных образцов.

В ряде работ [9, 10, 11, 12, 13] экспериментально обнаружено понижение предела усталости предварительно растянутых образцов из железо-углеродистых сплавов. Была предложена модель, объясняющая это аномальное поведение металлов после предварительной деформации [11].

Согласно модели понижение усталостной прочности после предварительной деформации можно объяснить образованием во время предварительной деформации легкоподвижных — т.е. свободных от окружающих атмосфер или свежих дислокаций — а также обратным движением замыкающих дислокаций скопления при меньших напряжениях обратного нагружения.

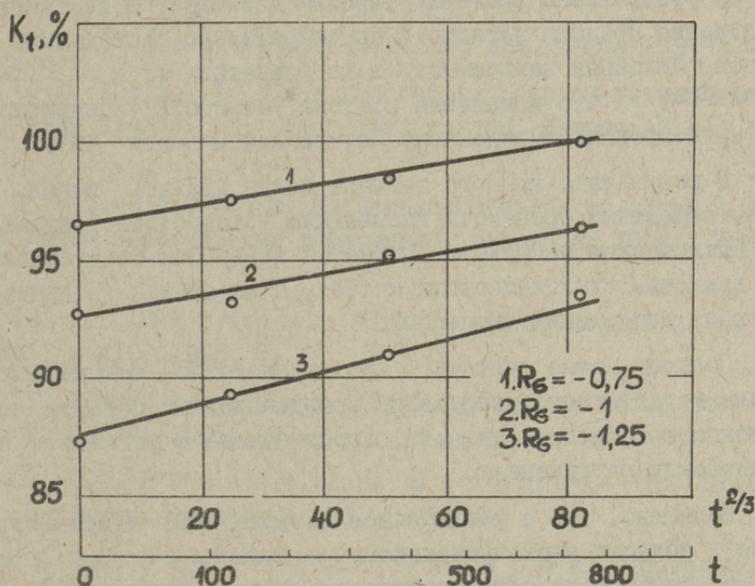
После предварительного растяжения в начальной стадии старения происходит одностороннее закрепление дислокаций в скоплениях [14], так как энергия взаимодействия растворенных атомов с полем дислокаций наибольшая в головной части скопления дислокаций. Это предположение подтверждается экспериментально. После деформации растяжением и кратковременного старения наблюдается сильный прирост предела текучести при последующем растяжении и не наблюдается существенного изменения величины эффекта Баушингера при последующем сжатии [11].

Аналогичные результаты были получены в работе [15]. Авторы совместили пластическую деформацию растяжения с кратковременным нагревом (старение под напряжением) и установили, что в результате такой обработки сильно увеличиваются пределы текучести и прочности при одновременном снижении предела усталости. Усталостные испытания проводились на изгиб с вращением.

Исходя из теории Фудзиты можно предполагать, что после предварительной деформации предел усталости снижается за счет образования легкоподвижных дислокаций, а также с образованием вышеуказанных параллельных горизонтальных рядов дислокаций. Возможно и образование пустот во время пластической деформации в результате аннигиляции дислокаций.

Однако, используя теорию Фудзиты, трудно объяснить зависимость предела усталости от продолжительности старения предварительно растянутых образцов (фиг. 3). На фиг. 3

$$K_t = \frac{\sigma_R(\epsilon) \text{ после старения}}{\sigma_R(\epsilon=0) \text{ без старения}}.$$



Фиг. 3. Относительное изменение предела усталости предварительно растянутого железа Армко в зависимости от продолжительности старения при температуре 150°C. Время t в минутах [13].

Если при кратковременном старении блокируются атмосферами сначала головные дислокации рядов, то для прохождения их мимо друг друга требуются повышенные напряжения, а этим затрудняется аннигиляция головных дислокаций. В результате этого должно наблюдаться сильное увеличение предела усталости в начальных стадиях старения, что не согласуется с экспериментами [II, I3, I5].

По вакансионно-дислокационной теории усталости после предварительной деформации причиной снижения предела усталости можно считать образование вакансий, легкоподвижных дислокаций и скопления дислокаций в течение предварительной деформации.

Так как усталостная трещина возникает в результате возвратно-поступательного движения дислокационных петель, а более легко подвижными являются замыкающие петли скопления, то в начальных стадиях старения (когда блокируются атмосферами головные дислокации) предел усталости не должен существенно изменяться. Это наблюдается в эксперименте (фиг.3).

С увеличением времени старения наблюдается постепенное увеличение предела усталости предварительно растянутых образцов. Линейная зависимость в координатах K_t и $t^{2/3}$ (фиг.3) указывает, что изменение предела усталости подчиняется закону старения, выведенному Коттреллом и Билби [I6].

В результате данного анализа можно сделать вывод, что более вероятным процессом, вызывающим усталостное разрушение при циклическом нагружении, является возвратно-поступательное движение дислокационных петель, а не аннигилирование головных дислокаций скоплений.

Поэтому можно считать, что вакансионно-дислокационная теория усталостного разрушения правдоподобным образом дает возможность описать явления, происходящие в металле при циклических нагружениях.

Возможно, что с увеличением коэффициента асимметрии цикла в области знакопостоянного растяжения ($0 < R_\sigma < 1$) происходит переход от одного механизма разрушения в другое. Можно предполагать, что при значениях $R_\sigma = 1$ трещина образуется в головной части скольжения дислокации (как при статических нагружениях) и вакансионно-дислокационная теория

усталостного разрушения здесь не применима, так как дислокации малоподвижны.

Для анализа существующих дислокационных теорий усталостного разрушения при $0 < R_c < 1$ мало экспериментальных данных и поэтому необходимо провести такие эксперименты.

Л и т е р а т у р а

1. F. E. F u j i t a. Sci. Repts. Res. Inst. To hoku Univ. A 6, Nr. 6, 1954, 565.
2. И. А. О д и н г. "Металловедение и терм. обр. металлов", № 2, 1955, 4.
3. Н. Ф. М о т т. Дислокации и механические свойства кристаллов. Сб. статей. Изд-во ИЛ, М., 1960, 321.
4. A. N. S t r o n. Advances Phys. 6, Nr. 24, 1957, 118.
5. J. J. G i l m a n. Trans. ASM, 1958, 212, 783.
6. В. Н. Р о ж а н с к и й. ДАН СССР, 1958, 123, 648.
7. A. N. C o t t r e l l. Trans. ASM, 1958, 212, 192.
8. М. Р о ш, А. Э й ж и н г е р. Вопросы усталостного разрушения сталей. Сб. переводных статей. Машгиз. М.-Л., 1957, 7.
9. Н. И. Ч е р н я к. Механические свойства стали в области малых пластических деформаций. Изд-во АН УССР, Киев, 1962.
10. А. И. И н г е р м а. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 219, 1965, 3.
11. А. И. И н г е р м а. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 237, 1966, 127.
12. Э. И. Р а н н а т, А. И. И н г е р м а. "Тр. Таллинского политехн. ин-та", № 322, 1972, 49.
13. Э. И. Р а н н а т, А. И. И н г е р м а. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", № 340, 1972, 53.
14. Б. И. С м и р н о в. ФММ, т. 10, вып. 5, 1960, 763.

15. Т. Сакураи, Т. Кавасаки, Х. Идзуми. Усталость и выносливость металлов. Сб. статей, Изд-во ИЛ, М., 1963, 483.

16. A.H. Cottrell, B.A. Bilby. Proc. Phys. Soc. 62 A, 1949, 49.

E. Rannat, A. Ingerma

Some Analysis of the Dislocations Theory of
the Fatigue Fracture of Metals

Summary

The article deals with the analysis of dislocations theory of the fatigue fracture of metals.

A comparative analysis of recent experimental works shows that fatigue fracture of metals described by Oding and Mott as the accumulation of lattice defects in a fatigue slip band is more acceptable than the other mechanisms described by Stroh, Fujita and others.

УДК 621.315.342.001.4

Л. О. Мере

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ОТЖИГА НА ВЫНОСЛИВОСТЬ ШНУРОВ АТСДИВ

Шнуры АТСДИВ предназначены для подведения электрического напряжения к щеткам ротора декадно-шагового искателя (ДШИ) автоматической телефонной станции (АТС).

В настоящей работе рассматривается влияние температуры отжига на усталостную прочность плетенки мишурной нити отдельно, как на конструктивный элемент шнуров АТСДИВ, так и на шнур АТСДИВ в целом, составленный из этой плетенки.

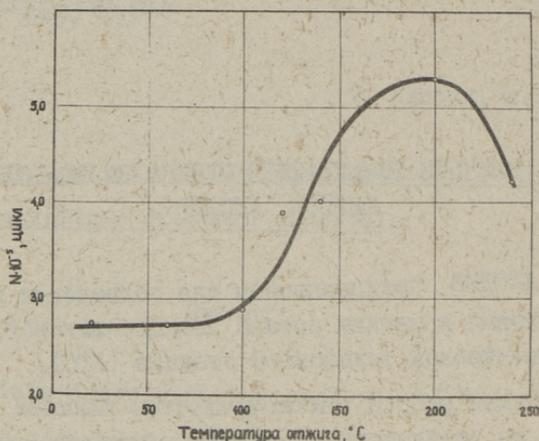
Для испытания плетенки на усталость был принят симметричный изгиб с постоянной деформацией, которая осуществляется огибанием образцов (0,02x0,2x25 мм) вокруг двух валиков инерционными усилиями, вызванными возвратно-поступательными крутильными колебаниями валиков [1]. Диаметр валиков был принят 10 мм, при этом относительная деформация наружных волокон составляла $\epsilon = 0,002$. Вследствие такой деформации усталостные изломы плетенки появляются приблизительно при числе циклов, соответствующих началу колебания электросопротивления токопроводящих жил шнуров АТСДИВ при их испытании [2]. Скорость испытания плетенки была 1000 циклов в минуту.

Одновременно на установке устанавливается 100 образцов. Число пройденных циклов каждого образца до усталостного излома зарегистрировалось при помощи оригинальной установки, созданной автором.

Статистическая обработка результатов испытаний плетенки показала, что они подчиняются закону нормального

распределения, а результаты испытания шнуров, проведенные ранее, имели нормальное логарифмическое распределение.

Результаты испытания плющенко на выносливость приведены на фиг. 1.



Фиг. 1. Влияние температуры отжига на выносливость плющенко.

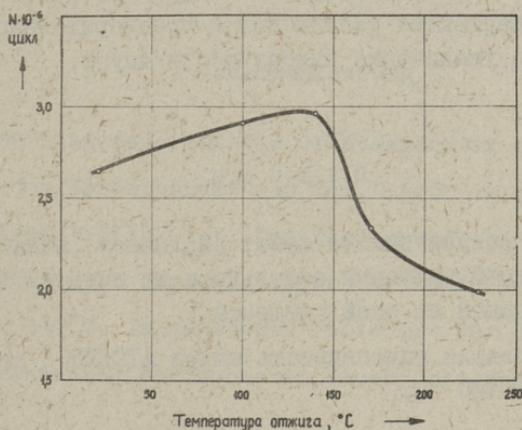
Характер этой кривой существенно отличается от соответствующих кривых для медной кабельной проволоки диаметром $0,26 \pm 0,41$ мм [3].

Например, в данном случае до $t_{отж.} < 100$ °C у плющенко сохраняется первоначальная выносливость, а у кабельной проволоки при $t_{отж.} = 100$ °C выносливость достигает значения более двухкратной величины относительно начальной. У плющенко выносливость в зависимости от температуры увеличивается в 2 раза, а у кабельной проволоки в 3 раза.

По нашему мнению, вышеизложенные различия в первую очередь вызваны своеобразием поперечного сечения плющенко. Например, то обстоятельство, что у плющенко при отжиге наибольшее повышение выносливости меньше, чем у кабельной проволоки, вызвано тем, что у прямоугольного, относительно широкого и тонкого поперечного сечения, как это имеет место у плющенко, значительная часть материала находится в зоне максимальных напряжений изгиба и поверхность, где в основном зарождаются усталостные трещины, велика.

Максимальная выносливость пленки достигается при $t_{\text{отж.}} = 200^\circ\text{C}$. Дальнейшее уменьшение ($t_{\text{отж.}} > 200^\circ\text{C}$) выносливости может быть вызвано: 1) ростом блоков и исчезновением полезных остаточных напряжений; 2) некоторым ростом зерна и изменением конфигурации зерен [4]. После холодной деформации зерна придавлены, а при рекристаллизации образуется более равномерная конфигурация, при этом размер по высоте (в направлении толщины пленки) увеличивается.

Полную оценку влияния температуры отжига пленки на выносливость шнура АТСДИВ может дать только испытание шнуров из отожженной при разных температурах пленки. Такие опытные шнуры были изготовлены и испытания проводились на установке ИУМ-63 [2]. Результаты испытаний приведены на фиг. 2.



Фиг. 2. Влияние температуры отжига пленки на выносливость шнура АТСДИВ.

Сравнивая полученные результаты с результатами испытаний пленки на выносливость (фиг. 1), видим явное различие. Шнуры из неотожженной и малоотожженной пленки имеют большую выносливость, чем отожженные при $t_{\text{отж.}} = 160^\circ\text{C}$, у пленки это соотношение противоположное. Максимум выносливости у шнуров достигается при $t_{\text{отж.}} = 140^\circ\text{C}$, что гораздо

меньше соответствующей температуры плетенки. Такое противоположное влияние температуры отжига на выносливость плетенки и шнуров, изготовленных из этой плетенки, может быть вызвано несколькими причинами и прежде всего тем, что плетенка испытывается при заданной деформации, деформация же шнуров на установке ИУМ-63 (а также на ДШИ) зависит от жесткости шнуров, а шнуры из неотоженной или малоотоженной плетенки имеют несколько повышенную жесткость и следовательно, меньшую деформацию. Кроме того, при изготовлении мипура нить плетенки подвергается пластическим деформациям, которые вызывают перераспределение остаточных напряжений и создают внутренние напряжения у высоко отоженной плетенки. Например, если у плетенки в наружных волокнах были сжимающие остаточные напряжения, то при навивке на нить наружные волокна подвергаются растяжению, а внутренние еще больше сжимаются. При деформации шнура внутренние волокна плетенки подвергаются растяжению и предварительное сжатие может вызвать увеличение выносливости шнура.

В ы в о д ы

1. Температура отжига имеет различное влияние на выносливость самой плетенки отдельно и на шнур АТСДИВ в целом, составленный из этой плетенки.

2. Наибольшая выносливость шнура АТСДИВ достигается при $t_{\text{отж.}} = 140^{\circ}\text{C}$.

Л и т е р а т у р а

1. Н.М. Рыжов, А.Н. Котов, А.Г. Рахштадт. Авт. св. СССР, кл. 42 к, 34/04, № 177128, заявл. 07.06.63, опубл. 21.05.66.

2. Л.О. Мере. Установка и методика ускоренного испытания шнуров для декадно-шаговых искателей. Сб. "Применение пластмасс в кабельной промышленности", ВНИИЭМ. М., 1964.

3. Е.К. Ганусевич. Исследование упруго-пластических свойств при растяжении и долговечности при изгибе

медной кабельной проволоки. Автореферат диссертации. Томский университет, 1966.

4. В.С. И в а н о в а. Усталостное разрушение металлов. "Металлургиздат", М., 1963.

L. Mere

Der Einfluß der Glühtemperatur auf die Dauerfestigkeit der Hebe-Drehwählerschnur АТСДИВ

Zusammenfassung

Es wird bewiesen, daß die Glühtemperatur auf die Dauerfestigkeit des Kupferbandes und der Schnur im ganzen nicht gleichwertigen Einfluß hat. Das Kupferband weist die größte Dauerfestigkeit bei der Glühtemperatur 200°C auf, die Schnur dagegen bei 140°C. Im gegebenen Falle ist der letzte Optimalwert zur Erreichung der höchsten Dauerfestigkeit der Schnur АТСДИВ.

УДК 620.170.167

Ю.А. Тадольдер

ОБ ИЗНАШИВАНИИ МЕТАЛЛОВ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ
СКОРОСТЯХ СТРУИ

Многими исследователями установлено, что интенсивность изнашивания при абразивной эрозии в определенном диапазоне скоростей описывается уравнением

$$K = av^m, \quad (I)$$

где K — интенсивность изнашивания;

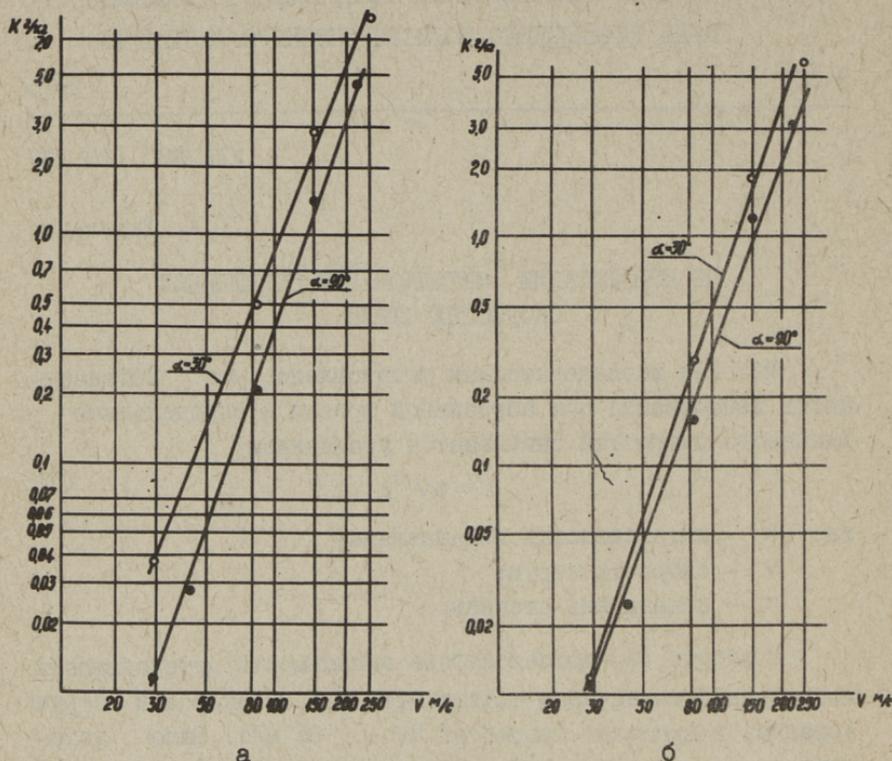
v — скорость струи;

m — показатель степени.

В работе [1] исследовалась зависимость интенсивности изнашивания технически чистых металлов от скорости струи абразива в пределах скоростей 29 ... 82 м/с. Было установлено, что в этом диапазоне скоростей действует равенство (I), при этом показатель степени " m " находился в пределах от 2 до 4. Для разных углов атаки показатели степени оказались различными.

Известно, что в зависимости (I) показатель степени " m " остается постоянным только до определенной скорости. Начиная с некоторой критической скорости при определенных комбинациях материалов и абразивов " m " может либо оставаться постоянным, либо увеличиваться или уменьшаться [2].

В данной работе исследовалась зависимость интенсивности изнашивания некоторых технически чистых металлов при более высоких скоростях струи. В качестве технически чистых металлов в этих опытах были выбраны медь, никель, молибден, а в качестве абразива применялся нормальный кварцевый песок (ГОСТ 6139-70), HV 1000-1100.



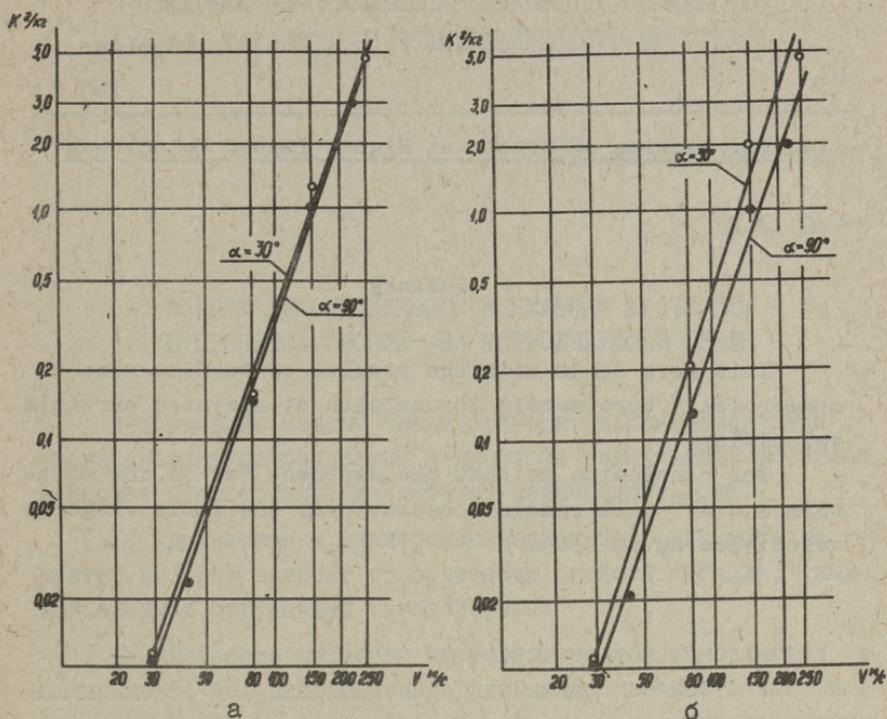
Фиг. 1. Зависимость интенсивности изнашивания от скорости струи: а - для меди; б - для никеля.

Для выявления влияния скорости струи на интенсивность изнашивания испытания проводились при углах атаки 30° и 90° , скорость струи изменялась в пределах 150...250 м/с.

Опыты проводились на вакуумной установке ВК-1 по методике, описанной в работе [2].

Результаты этих опытов приведены в виде графиков "интенсивность изнашивания k - скорость струи" в логарифмических координатах на фиг. 1, 2.

Как видно из приведенных графиков, для испытанных металлов показатель степени остается постоянным и при скоростях струи до 250 м/с.



Фиг. 2. Зависимость интенсивности изнашивания от скорости струи : а - для молибдена, б - для ниобия.

По-видимому при скорости струи 250 м/с и при соотношении твердостей материала образца и абразива ($\frac{H_M}{H_K} = 4 \dots 12$) существенных изменений в процессе разрушения материала и абразива по сравнению с теми же процессами, протекающими при скоростях струи до 100 м/с, не происходит.

Л и т е р а т у р а

1. Ю.А. Та д о л ь д е р. Некоторые количественные зависимости изнашивания технически чистых металлов. "Тр. Таллинск. политехн. ин-та", серия А, № 237, 1966.

2. Х. У у э м н й с, И. К л е й с. Исследование некоторых закономерностей абразивной эрозии. Сб. трудов № 2, НИПИ силикатобетон., 1967.

On the Erosion of Metals at Higher Impact Velocities

Summary

This work deals with the results of testing some commercially pure metals for erosion at elevated particle velocities.

The conclusion is that the exponent "m" in the equation $k = av^m$ will remain constant over the whole range of velocities up to 250 m/s.

УДК 620.178.167:539.37

Л.А. Юсти

О РОЛИ АДСОРБЦИОННОГО ПониЖЕНИЯ ПРОЧНОСТИ
В ПРОЦЕССЕ ЭРОЗИИ В КОРРОДИРУЮЩЕЙ СРЕДЕ

Присутствие жидкой среды приводит к появлению ряда специфических особенностей в процессе изнашивания металлов, наиболее существенные из которых перечислены ниже.

1. Химическая и электрохимическая коррозия металла, характер которой зависит от сочетания свойств металла, жидкой среды и окружающей газовой фазы.

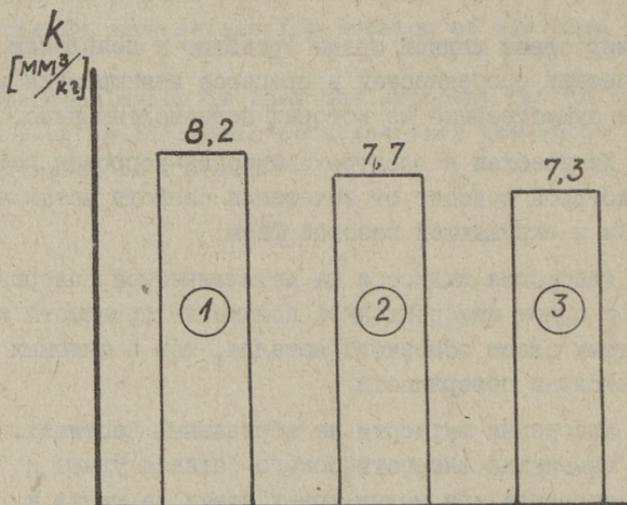
2. Адсорбция жидкости на металлической поверхности и связанное с нею адсорбционное понижение прочности как поверхностных слоев основного металла, так и окисных пленок, находящихся на поверхности.

3. Адсорбция жидкости на абразивных частицах, приводящая к изменению энергетического баланса удара и режущих свойств абразива при малых углах атаки, а также к понижению прочности самой частицы.

4. Понижение локальной температуры в зоне соударения, в результате чего произойдут изменения в характере трибомеханических и трибохимических процессов, протекающих в микрообъемах поверхностного слоя.

На практике во многих случаях, связанных с воздействием химически активных сред на изнашиваемый металл, коррозионный фактор оказывается настолько значительным, что роль эффекта Ребиндера остается незамеченной. Следовательно, получение количественных данных о влиянии эффекта адсорбционного понижения прочности на износ возможно только при низкой химической агрессивности среды. В работах [3, 7, 8, 9, 11] приводятся результаты испытаний на износ в при-

сутствии влаги, полученные на различных установках (с закрепленным абразивом, в абразивной массе, на центробежной машине); влияние слабокислых сред на износ исследовалось в работах [4, 6, 8]. Весьма интересен опыт А.Н. Фененко [6], показавший, что износ лемешной стали о 40-микронный эластичный алмазный круг в присутствии воды примерно на 30 % больше, чем в присутствии толуола. Этот результат, однако, не является доказательством проявления эффекта адсорбционного понижения прочности, поскольку коррозионная активность воды и толуола по отношению к стали неодинакова (ср., например, бензол и воду по данным [2]).



Фиг. 1. Влияние окружающей газовой среды на интенсивность изнашивания образцов из Ст.3. Скорость потока 38 м/с, абразив - нормальный песок, влажность 8 % (вода).
1 - на воздухе, 2 - в воздушно-аргоновой смеси, 3 - в аргоне.

На фиг. I приведены результаты наших опытов, показывающие влияние коррозии на износ. При данном режиме износ углеродистой стали в потоке влажного песка на воздухе оказался примерно на 11 % больше износа в среде аргона, что следует объяснить только коррозией.

Результаты, полученные на разных испытательных установках, приводят к различной количественной оценке роли коррозии и поверхностных эффектов. Вследствие сухой или влажной атмосферной коррозии поверхность металла покрыта

пленкой окислов и гидратов окислов железа еще до начала экспозиции. Толщина такой пленки на деталях из углеродистых сталей достигает 30...40 Å, а на нержавеющих — порядка 10...20 Å [5]. Лишь при изнашивании трением реально может встретиться такое сочетание условий, при которых с поверхности будут постоянно удаляться только вновь и вновь восстанавливающиеся слои продуктов коррозии. Установившийся процесс такого вида будет происходить тем более интенсивно, чем полнее будет обнажаться квернильная поверхность металла. В случае эрозии в потоке абразивные частицы, ударяющиеся о поверхность со скоростями примерно от 10 до нескольких сотен метров в секунду, будут обладать достаточным запасом кинетической энергии для проникновения через пленки вышеуказанной толщины. Поэтому интенсивность изнашивания будет определяться главным образом износостойкостью основного металла, а не пленок. Скорость возникновения, структура и механические свойства пленок несомненно будут влиять на процесс эрозии, однако понижение эрозионной стойкости основного металла как результат адсорбционного понижения прочностных свойств приобретает первостепенное значение.

Влиянию присутствия паров ряда поверхностно-активных веществ (ПАВ) на износ мягкой стали в абразивной массе посвятили статью [10] Х. Уэтц и И. Фель. Примененные ими жидкие органические соединения (циклогексан, диэтиловый эфир, ацетон, этиловый спирт, тетрагидрофуран) с поверхностным натяжением между 18,2 и 25 дин/см сопоставлялись с водой ($\sigma = 72,8$ дин/см). Независимо от концентрации паров ПАВ износ оказался наибольшим в случае этилового спирта и ацетона, наименьшим в случае циклогексана и воды. Это показывает, что не существует прямой корреляции между интенсивностью изнашивания и поверхностным натяжением. Авторы полагают, что (особенно в случае этилового спирта) изнашивание сопровождается трибохимическими эффектами, не подчиняющимися законам термодинамики.

В рамках настоящей работы было проведено несколько серий опытов с целью выявления влияния эффекта Ребиндера на процесс эрозии. Опыты были проведены на центробежном ускорителе ЦУК-1, где образцы испытывались в потоке нормального песка ГОСТ 6139-70 и стальной дробы диаметром 0,8...1,0 мм.

В качестве увлажняющей среды применялась вода (поверхностное натяжение $72,6 \text{ эрг/см}^2$), керосин (27 эрг/см^2) и поверхностно-активное вещество - 4 %-ный водный раствор бутилового спирта $\text{C}_4\text{H}_9\text{OH}$ (36 эрг/см^2) [1]. Влажность абразива составляла 8 % по весу; этой влажности соответствует максимум интенсивности изнашивания. Результаты опытов приведены в таблице I.

Т а б л и ц а I

Зависимость интенсивности изнашивания k [$\text{мм}^3/\text{кг}$] от увлажняющей среды. Скорость удара 38 м/с, влажность абразива 8 %, температура 20°C

Абразив и увлажняющая среда	Материал образцов и угол атаки							
	Ст.3					OXI7T XI8N9T 4XI4NI4B2M		
	20°	30°	45°	60°	90°	30°		
Сухой песок	3,3	3,8	4,3	4,0	2,3	3,1	1,9	
Песок с водой	4,6	5,8	7,6	8,0	7,8	4,4	2,8	
Песок с керосином	3,7	5,1	6,9	7,6	7,2	4,0	2,9	2,4
Песок с 4 %-ным бутиловым спиртом	3,3	4,7	6,8	7,3	6,8	3,6	2,2	2,3
Сухая дробь	7,2	7,5	7,6	6,2	5,5	6,5	3,8	3,8
Дробь с водой	8,6	12,0	13,9	14,7	15,0	8,7	5,0	4,5
Дробь с керосином	7,3	8,1	8,5	8,0	7,3	6,6	4,2	
Дробь с 4 %-ным бутиловым спиртом	8,3	9,4	10,7	10,6	10,5	7,4	4,8	3,6

Сопоставление данных таблицы позволяет заключить, что в присутствии воды износ Ст.3 увеличился в 1,4...3,5 раза по сравнению с износом в потоке сухого песка, но доминирующий фактор, вызвавший такое изменение, на базе этого опыта не выявляется. Повышенный износ нержавеющей стали OXI7T и XI8N9T, однако, объяснить одной только коррозией с удалением пленок нельзя. Опыт с керосином, исключая коррозионный фактор в ходе опыта, также дает значительное (до 3 раз

при нормальном ударе) повышение износа по сравнению с износом в сухом абразиве, что следует рассматривать как доказательство участия адсорбционного понижения прочности в процессе.

В присутствии водного раствора бутилового спирта износ оказался ниже, чем в присутствии воды. Причину этому надо искать среди следующих факторов:

1. Адсорбция поверхностно-активного вещества на поверхности в известной мере изолирует базовый металл от молекул воды, сообщая поверхности гидрофобные свойства и препятствуя тем самым протеканию коррозионных процессов.

2. Адсорбция пленки ПАВ на абразивных частицах изменяет энергетический баланс удара ("подушечный эффект").

3. Воздействие ПАВ может привести к понижению прочности абразивных частиц и к притуплению их режущих кромок.

Для проверки последнего предложения необходим недробящийся абразив, претерпевающий такое же воздействие ПАВ как и материал образца. Этим требованиям соответствует стальная дробь. При увлажнении дроби раствором бутилового спирта интенсивность изнашивания оказалась ниже, чем при увлажнении водой, что аналогично случаю применения песка. Следовательно, воздействие ПАВ на абразив в данных условиях несущественно или совсем отсутствует.

Л и т е р а т у р а

1. Ю.В. Горюнов, Н.В. Перцов, Б.Д. Сумм. Эффект Ребиндера. "Наука", М., 1966.

2. В.Н. Дятлова. Коррозионная стойкость металлов и сплавов. Справочник. "Машиностроение", М., 1964.

3. И.Р. Клейс. Некоторые исследования по абразивной эрозии. Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. Таллин, 1970.

4. Г.А. Прейс, Н.А. Сологуб. Повышение износостойкости деталей оборудования сахарных заводов. Киев, "Техника", 1966.

5. Н.Д. Томашов. Теория коррозии и защиты металлов. Изд. АН СССР, М., 1958.

6. А.Н. Ф е н е н к о. Исследование влияния фазового состава почв на износ рабочих органов сельскохозяйственных машин с целью повышения их долговечности. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Киев, 1972.

7. М.М. Х р у щ о в, М.А. Б а б и ч е в. Исследование изнашивания металлов. Изд. АН СССР, М., 1960.

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

9. Н. U e t z, J. F ö h l. Untersuchungen über den Einfluß der Befeuchtung beim Gleitverschleiß metallischer Werkstoffe durch mineralische körnige Stoffe. Universität Stuttgart, 1972.

10. Н. U e t z, J. F ö h l. Einfluß grenzflächenaktiver Dämpfe auf das Gleitverschleißverhalten von Weicheisen unter Wirkung feinen Quarzsandes. Aufbereitungs - Technik, Heft 6, 1973.

11. Н. U u e m ö i s, I. K l e i s. Wear, 31 (1975).

L. Üksti

The Role of Surface Activity of Liquids
in Mechanochemical Erosion

S u m m a r y

Wear behaviour of metals eroded by a stream of moistened abrasive of the liquid. Experimental data obtained at testing a variety of steels under such conditions with water, kerosene and surfactants have proved that environmental sensitivity is a factor of prime importance when the corrosiveness of liquid agent is low, and vice versa. The increase of wear rate due to corrosion has been shown by tests carried out in atmosphere and argon.

С о д е р ж а н и е

1.	Т.Пашпель, И.Клейс. О некоторых проблемах при создании стандартных методов испытания на абразивное изнашивание.	3
2.	Т.Пашпель, И. Клейс. Энергетический критерий для оценки износостойкости при абразивном изнашивании.	II
3.	А.М. Ступницкий, И.Р. Клейс, Ю.Г. Руфанов. Об изнашивании технически чистых металлов скользящей струей абразива	23
4.	Л.Э. Вальдма, М.Х. Нанитс; П.О. Сяргава, П.К. Каллас. О методике исследования изнашивания материалов гидроабразивной струей	33
5.	Ю.Ю. Пирсо, Л.Э. Вальдма, Ю.К.Мазинг. Термостойкость карбидохромовых спеченных сплавов	39
6.	М.Э. Аяотс. Трение в миниатюрных самосмазывающихся призматических опорах скольжения	47
7.	М.Э. Аяотс. Измерение момента трения в призматических опорах гидростатическим методом	55
8.	Ф.Ф. Ангельшток, И.И. Вульфсон. Особенности развития фрикционных автоколебаний при непостоянном нормальном усилии.	61
9.	Э.И. Раннат. А.И. Ингерма. Некоторый анализ дислокационных теорий усталостного разрушения.	69
10.	Л.О. Мере. Влияние температуры отжига на выносливость шнуров АТСДИВ.	77
II.	Ю.А. Тадольдер. Об изнашивании металлов при повышенных скоростях струи	83
12.	Л.А. Юксти. О роли адсорбционного понижения прочности в процессе эрозии в корродирующей среде	87

Таллинский политехнический институт. Труды ТПИ № 381. ИЗНОС,
УСТАЛОСТЬ И КОРРОЗИЯ МЕТАЛЛОВ. Сборник статей УИ. Редактор
Ю. Тадольтер. Техн. редактор В. Ранник. Сборник утвержден кол-
легией Трудов ТПИ 18 марта 1975 г. Подписано к печати 15 октября
1975 г. Бумага 60x90/16. Печ. л. 6,0+0,5 приложение. Уч.-изд. л. 4,7.

Тираж 350. МВ-08280. Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла, 2/9.

Зак. № 765. Ц е н а 4 7 к о п.

УДК 620.178

ИЗНОС, УСТАЛОСТЬ И КОРРОЗИЯ МЕТАЛЛОВ

СБОРНИК СТАТЕЙ УП

УДК 620.178.16

О некоторых проблемах при создании стандартных методов испытаний на абразивное изнашивание. Папшель Т., Клейс И. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с.3-10.

В статье высказано мнение, что в качестве обобщенного критерия для характеристики физико-механических свойств материала при разных видах абразивного изнашивания может быть рекомендована энергия, потребная для изнашивания определенного количества материала (удельная энергия изнашивания). Рассматриваются проблемы, связанные с применением этого критерия при изнашивании о закреплённый абразив, ударно-абразивном изнашивании, а также при абразивной эрозии.

Фигур - 2, библиография - II названий.

УДК 620.178.16

Энергетический критерий для оценки износо-стойкости при абразивном изнашивании. Папшель Т., Клейс И. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с.11-21.

Приведена зависимость удельной энергии (энергии, расходуемой на удаление определенного количества материала

изнашиванием) от параметров испытания при абразивной эрозии. Установлено, что абразивная эрозия при угле атаки 90° и ударно-абразивное изнашивание дают одинаковые результаты испытания, если скорости удара совпадают. Даны рекомендации для выработки стандартной методики испытаний.

Таблиц - 3, фигур - 5, библиография - 13 названий.

УДК 620.178.167

Об изнашивании технически чистых металлов скользящей струей абразива. Ступницкий А.М., Клейс И.Р., Руфанов Ю.Г. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с. 23-32.

Определена относительная износостойкость ε четырнадцати технически чистых металлов в потоке скользящих частиц электрокорунда. Изучена связь с твердостью металлов до испытания HV, а также связь ε с модулем нормальной упругости E и температурой плавления металлов $T_{пл}$. Наилучшая корреляция получена между ε и $T_{пл}$.

Таблиц - 1, фигур - 4, библиография - 17 названий.

УДК 620.193.1

О методике исследования изнашивания материалов гидроабразивной струей. Вальдма Л.Э., Наните М.Х., Сяргава П.О., Каллас П.К. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с. 33-38.

Приводится схема испытательной установки. Разработана методика испытания материалов гидроабразивной струей с концентрацией твердых частиц до 3% и скоростью струи до 85 м/с при углах атаки до 90° .

Фигур - 3, библиография - 3 названия.

УДК 621.762

Термостойкость карбидохромовых спеченных сплавов.
Пирсо Ю.Ю., Вальдма Л.Э., Мазинг Ю.К. "Труды
Таллинского политехнического института", № 381,
1975, с. 39-45.

В статье рассматривается влияние состава, технологических факторов и легирующих добавок на термостойкость карбидохромового спеченного сплава. Проанализирована применимость уравнения Бюссема для расчета термостойкости карбидохромового сплава.

Таблиц - I, фигур - I, библиография - I7 названий.

УДК 621.822:681,11.035.2

Трение в миниатюрных самосмазывающихся
призматических опорах скольжения. Аяотс М.Э.
"Труды Таллинского политехнического института",
№ 381, 1975, с. 47-54.

Найдена эмпирическая зависимость момента трения в цилиндрических опорах от зазора. Обращено внимание на увеличение момента трения и его дисперсии в диапазоне малых зазоров. Для уменьшения трения и увеличения его стабильности предлагается применение призматических опор. Даны основные зависимости для вычисления момента трения и их анализ для разных конфигураций отверстия призматических опор. Приведены результаты испытаний призматических опор с номинальным диаметром 2 мм.

Фигур - 4, библиография - 8 названий.

УДК 621.822:681.11.035:2:531.78

Измерение момента трения в призматических опорах гидростатическим методом. Аютс М.Э. "Труды Таллинского политехнического института", №381, 1975, с. 55-59.

Предлагается методика введения поправок в результаты наблюдения момента трения в призматических опорах скольжения для исключения систематических погрешностей.

Фигур - 1, библиография - 3 названия.

УДК 531.36

Особенности развития фрикционных автоколебаний при непостоянном нормальном усилии. Ангельшток Ф.Ф., Вульфсон И.И. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с. 61-68.

В статье рассматривается влияние непостоянства нормального усилия на характер фрикционных автоколебаний. Увеличение нормального усилия может привести к потере системой динамической устойчивости, сопровождающейся нарастанием амплитуд квазигармонических фрикционных автоколебаний и последующим переходом в релаксационные автоколебания. При этом закон изменения нормального усилия не имеет существенного значения.

Фигур - 5, библиография - 2 названия.

УДК 539.43

Некоторый анализ дислокационных теорий усталостного разрушения. Раннат Э.И., Ингерма А.И. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с. 69-76.

В статье рассматривается анализ дислокационных теорий усталостного разрушения металлов.

Сравнительный анализ ранних экспериментальных работ показывает, что теории усталостного разрушения Одингга и Мотта как результат скопления дефектов на линиях скольжения более

правдоподобно описывают явление, чем другие теории разрушения, представленные Стро, Фудзита и др.

Фигур - 3, библиография - 16 названий.

УДК 621.315.342.001.4

Влияние температуры отжига на выносливость шнуров АТСДИВ. Мере Л.О. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с. 77-81.

В статье показано, что влияние температуры отжига плющенки на выносливость самой плющенки и на шнур в целом различно. У плющенки наибольшая выносливость достигается при $t_{отж.} = 200 \text{ }^{\circ}\text{C}$, а у шнура в целом при $t_{отж.} = 140 \text{ }^{\circ}\text{C}$, что и является оптимальной для получения наибольшей выносливости шнура АТСДИВ.

Фигур - 2, библиография - 4 названия.

УДК 620.170.167

Об изнашивании металлов при повышенных скоростях струи. Тадольдер Ю.А. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с. 83-86.

В статье приведены результаты исследования абразивной эрозии некоторых технически чистых металлов при повышенных скоростях струи.

Установлено, что для испытанных металлов показатель степени "m" в зависимости $K = a v^m$ остается постоянным при скоростях струи до 250 м/с.

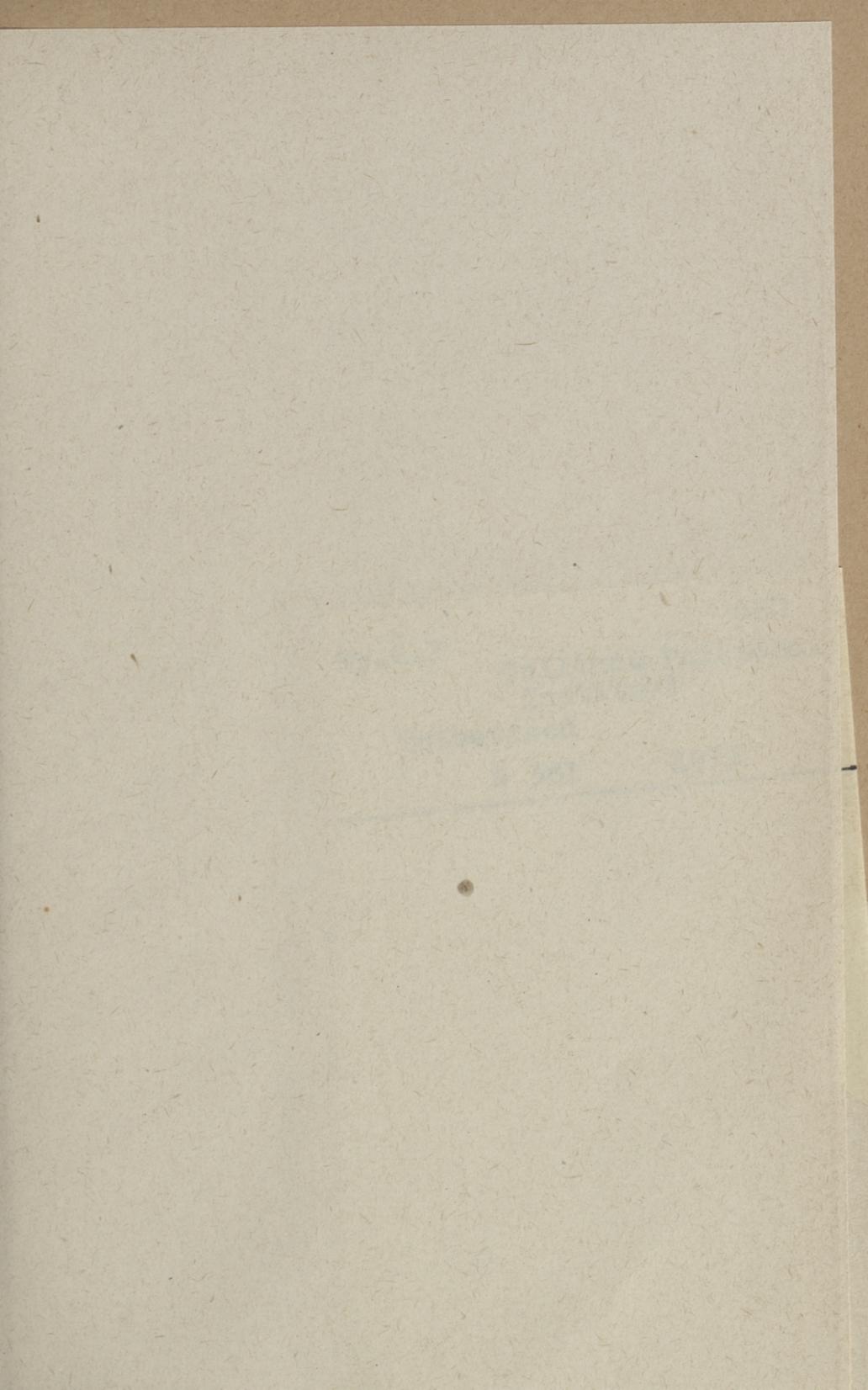
Фигур - 2, библиография - 2 названия.

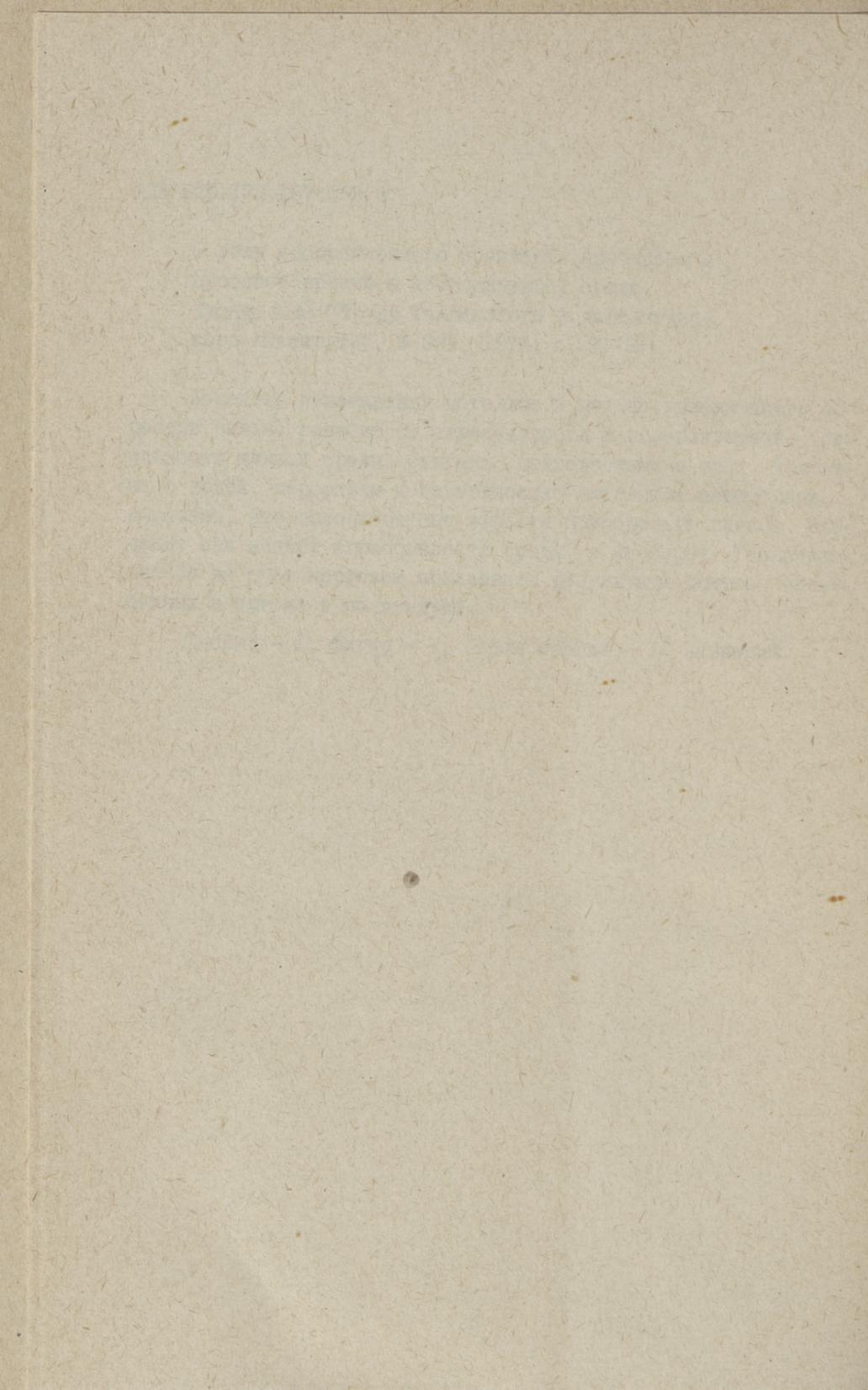
О роли адсорбционного понижения прочности в процессе эрозии в корродирующей среде.

Юсти Л.А. "Труды Таллинского политехнического института", № 381, 1975, с. 87-92.

Характер изнашивания металлов в потоке увлажненного абразива сильно зависит от агрессивности и поверхностной активности жидкой среды. Опытами, проведенными в этих условиях с водой, керосином и поверхностно-активными веществами, доказано, что поверхностные эффекты приобретают важное значение при низкой агрессивности среды, и наоборот. Увеличение износа за счет коррозии показывают результаты опытов, проведенных в аргоне и на воздухе.

Таблиц - I, фигур - I, библиография - II названий.





Ep.6.7

620
Tallinna Polüteh.
Instituut

Toimetised

N 381

L975

Цена 47 коп.