ISSN 0136-3549 0320-3344



TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

> ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО Политехнического института

516









p. 6.7

TPI 181

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.170

516

ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ

Сборник статей Х1

Таллин 1981



№ 516

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУЛЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178.167

И.Р. Клейс, Р.Р. Мяги

О СОЗДАНИИ МЕТОДИКИ ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ АБРАЗИВНОСТИ ПЫЛИ ПРИМЕНИТЕЛЬНО К РОТОРАМ ЦКМ

I. Сущность проблемы

Не вся энергия в перекачивающихся системах - насосах. компрессорах, нагнетателях - превращается в полезную работу. Основная часть потерянной энергии уходит на повреждение и разрушение оборудования. Особенно опасным, даже катастрофическим, является абразивный износ рабочих органов роторов центробежных компрессорных машин (ЦКМ). Например. по [8] на аглофабриках Руставского, Криворожского им. Ленина, Днепропетровского им. Дзержинского металлургических заводов, где запыленность отходящих газов в пределах 300 -900 мг/м³, наработка роторов иногда менее месяца. Исследованиями А.В. Алексеева и Н.Д. Тихонова [1] обнаружено резкое снижение мощности и появление помпажа при прохождении более 120 кг абразива по лопаткам осевого компрессора Д-25. По данным [4] при весьма невысокой концентрации (І мг/м³) через проточную часть газотурбинной установки ГТ-700-5 будет проходить за год работы свыше 1000 кг пыли.

Применением воздухоочистительных устройств можно наработку увеличить до 20 раз [16], однако создание средств очистки с эффективностью 100 % считается экономически неоправданным ввиду резкого возрастания энергозатрат и производственной площади [4, 16]. Следовательно, абразивный износ довести до нуля практически невозможно и поэтому при проектировании и эксплуатации ЦКМ следует это учитывать.

Многими авторами подтверждена степенная зависимость между интенсивностью газоабразивного изнашивания с скоростью абразивного потока: где К - интенсивность изнашивания:

о - коэффициент, зависящий от свойств материала,абразива и угла атаки струи;

V - Скорость абразивного потока;

m - показатель степени, зависящий в основном от свойств материала.

На лопастях роторов ЦКМ происходит скользяще-кориолисовое изнашивание, интенсивность которого пропорциональна ускорению Кориолиса [14. 20]:

$$K = b \sigma_{\nu}, \qquad (2)$$

где b - коэффициент, зависящий от свойств материала, абразива и от скорости частиц;

ак - ускорение Кориолиса.

Исследованиями износа роторов аглоэксгаустеров [8, II] установлено. что угол атаки абразива на передною грань лопатки составляет около 20° и в ходе износа лопатки непрерывно возрастает примерно до 45°, а в средней части лопатки он равен 0°, т.е. имеет место чистое скольжение прижатых к лопатке частиц. Следовательно, процесс изнашивания роторов ЦКМ характеризуется сочетанием газоабразивного и скользяще-кориолисового изнашивания лопаток.

Однако при практическом использовании формул (I) и (2) для расчета роторов ЦКМ возникают затруднения, связанные в основном с недостатком данных об абразивности промышленных пылей. В многочисленных источниках по анализу пылей [4, 5. 16, 19, 27] вопрос определения абразивных свойств освещен недостаточно. Для сравнения абразивных способностей pasличных промышленных пылей приведены данные, полученные в конкретных условиях экспериментально. При условиях, отличающихся от приведенных (различные материал, угол атаки, скорость потока и т.д.), использование этих показателей абразивности затруднительно и возможны инверсии в рядах ИЗнососпособности пылей.

Как справедливо отмечает В.Н. Кащеев [5], пока общепринятого и достаточно научно разработанного способа NCследования свойств абразива нет.

(I)



Создание методики определения абразивности промышленных пылей применительно к роторам ЦКМ помогло бы уже в стадии проектирования принять необходимые меры в борьбе с абразивным износом.

2. Факторы, влияющие на абразивность

В настоящее время общепринятого определения понятия "абразивность" нет. В стандарте по терминологии (ГОСТ 23.002-78) такое понятие даже отсутствует. Встречающиеся в [2, 17 I9, 27] величины абразивности пылей выражены в единицах износа (мм, мм³, мг), скорости (мг/мин) и интенсивности (мкм/кг, мм³/кг, мг/км), а также безразмерными коэффициентами относительных абразивностей.

Основным показателем, определяющим износ материала,является т в е р д о с т ь а б р а з и в а H_q. Графики интенсивности изнашивания К от H_q имеют S -образные формы, разновидные для различных материалов M₄ и M₂ (фиг. I). Кривая относительной износостойкости є на фиг. I показывает сложное, но существенное влияние твердости абразива на выбор материала. Как показано в [9], решающим для износостойкости є является не средняя твердость абразива, а твердость наиболее твердого компонента в абразиве, которым часто является кварц (HV IIOO).

Влияние размера частиц на абразивный износ исследовалось во многих работах. При изнашивании с

закрепленными абразивными частицами обнаружено, что при возрастании размера частиц до некоторой предельной величины n₄ или n₂ (для стали примерно IOO мкм, для цветных металлов I20-I50 мкм) износ возрастает, а затем остается почти неизменным [26] (фиг. 2). По фиг. 2 следует, что при применении различной зернистости абразива (а,б,в), величина отно-



Фиг. 2 (по 26). Влияние размера частиц на величину износа для разных материалов 1 и 2.

сительной износостойкости материалов I и 2 не остается постоянной.

При изнашивании в потоке абразивных частиц обнаружено также возрастание интенсивности изнашивания при увеличении зернистости в диапазоне малых размеров до некоторого наиболее абразивного размера зерна, после которого интенсивность изнашивания в большей или меньшей мере снижается [15, 17, 18, 25, 29, 30].Величины наиболее опасных размеров получены разные: 30-40 мкм [17, 30]; 50 мкм [29]; 60 мкм [18]; 90 мкм [2].

В центробежных установках частицы ускоряются не газовым потоком, а инерционными силами, и зависимость интенсивности изнашивания от величины частиц имеет иной характер [I2]. Исследования В.Е. Маева [I5] показывают, что практически безабразивное действие имеют частицы размером до I мкм.

При рассмотрении зависимости абразивности от размера частиц следовало бы учесть влияние скорости и угла атаки [25] на ее характер, а также повышение прочности и обострение выступов при уменьшении (измельчении) частицы [I7, 22].

По К.В. Олесевичу [17] смесь золы во всех случаях вызывает несколько больший износ, чем сумма износов от всех фракций смеси.

С влиянием геометрической формы частицы сталкивались многие исследователи абразивного износа [3, 5, 21, 24]. Например, при изнашивании нержавеющей стали при угле атаки 90° с дроблеными стеклянными частицами Н.Г. Залогин [3]обнаружил износ в 16 раз интенсивнее, чем с оплавленными стеклянными частипами одинакового размера.

Для численной характеристики геометрической формы частиц разработаны несколько различных критериев формы зерна [4, 21, 22].Наиболее удовлетворительно коррелируется с интенсивностью изнашивания разработанные Ю.А. Тадольдером [21] коэффициент формы зерна М :

$$M = \frac{N_{cp}}{r_{cp}}, \qquad (3)$$

7

где N_{ср} - среднее число выступов зерна; r_{ср} - средний радиус скругления.

Недостатками коэффициента М являются: субъективность определения N_{cp}, трудоемкость точного определения М, а также неучет различия углов при вершине.

Показатель абразивности – интенсивность изнашивания – несколько уменьшается при увеличении к о н ц е н т р а – ц и и пыли (или запыленности в мг/м³) [I6. 28. 30. 3].

З. Перспективы создания методики

Целью разработки методики определения абразивности является возможность либо прогнозировать величину износа или ресурс установки, либо осуществить оптимальный выбор износостойкого материала или покрытия.

Высказано мнение, что перспективные методы расчета на износ должны базироваться на использовании результатов лабораторных трибометрических испытаний, а не на общих характеристиках механической прочности [7, 23].

Лабораторные испытания немыслимы без испытательной установки. На основе анализа различных установок для исследования абразивной эрозии [6, 10, 12] выведены положительные качества центробежных ускорителей типа ЦУК: простота, компактность, невысокая энергсемкость, хорошая повторяемость испытаний, высокая производительность и др.

В пользу машины типа ЦУК говорит также факт, что на основе ее уже разработан стандартный метод испытания материалов и покрытий на газоабразивное изнашивание (ГОСТ 23.201-78). Учитывая разновидный характер изнашивания роторов ЦКМ [8, II], следовало бы усовершенствовать конструкцию ротора машин ЦУК с целью одновременного испытания образцов в каналах ротора (на скользяще-кориолисовое изнашивание) и образцов, расположенных неподвижно вокруг ротора (на абразивную эрозию).

Важное значение при определении абразивности промышленной пыли имеет ее идентифицирование. На основе изложенного в п. 2 анализа факторов, влиящих на абразивность, следует для определения пыли установить ее состав (особенно наличие твердых составляющих), распределение по фракциям, а также геометрическую (статистическую) характеристику формы зерва.

4. Выводы

Проведен анализ литературных данных по вопросам абразивности пылей, на основе которого установлено следующее:

I. Огромные объемы перекачивающей среды в народном хозяйстве и многочисленные случам преждевременного выхода из строя соответствующего оборудования подтверждают актуальность борьбы с абразивным изнашиванием. Для принятия эффективных мер против изнашивания необходимо знать абразивные свойства промышленных пылей.

2. Из факторов, влияющих на абразивность частицы, наиболее существенными являются ее твердость, размер и геометрическая форма. Показатель абразивности – интенсивность изнашивания – зависит от скорости, угла атаки и концентрации потока, от ускорения Кориолиса, а также от механических свойств изнашиваемого материала.

3. Инженерные методы расчета на износ могут пока основываться на данных лабораторных испытаний. Сопоставлением различных лабораторных испытательных установок выявлена приспособленность центробежного ускорителя типа ЦУК для определения абразивности промышленных пылей относительно роторов ЦКМ.

Литература

I. А лексеев А.В., Тихонов Н.Д. К вопросу расчета эрозионного износа рабочих лопаток осевого компрессора ITУ. В сб.: Вопросы пов. эффективн. и надежн. теплоэнерг. установок, Калинин, 1975, с. 19-24.

2. Братчиков В.Н. Формула для определения золового износа экономейзерных труб. - Теплоэнергетика, 1972, № 3. с. 40-42.

 Залогин Н.Г. Свойства золы и износ котельных труб. - Известия ВТИ, 1949. № 6. 4. Кашина В.И., Стешенко В.Н. Защита от пыли оборудования компрессорных станций. Л., Недра, 1971. 53 с.

5. Кащеев В.Н. Абразивное разрушение твердых тел. М., Наука, 1970. 247 с.

6. К л е й с И.Р. Анализ схем установок для испытания материалов на ударный износ. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1965, сер. А, № 219, с. 17-26.

7. К л е й с И.Р. О возможностях создания методики расчета деталей на ударный износ. – Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1966, сер. А, № 237, с. 103-111.

8. Клейс И.Р., Тадольдер Ю.А., Ступницкий А.М. О выборе материала для лопаток роторов аглоэксгаустеров. В сб.: Металлургич. машиновед. и ремонт оборудования, № 3, М., Металлургия, 1974, с. 121-124.

9. Клейс И.Р. Основы выбора материалов для работы в условиях газоабразивного изнашивания. - Трение и износ, 1980, т. I, № 2, с. 263-271.

IO. Клейс И.Р. Центробежный ускоритель ЦУК-ЗМ для определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозии. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1970, сер. А. № 294, с. 23-33.

II. Клейс И.Р. и др. Повышение стойкости лопаток роторов аглоэксгаустеров. - Металлургич. и горнорудная промышленность, 1976, № I, с. 86-87.

I2. Клейс И.Р., Ууэмийс Х.Х. Новые механические установки для исследования абразивной эрозии. -Вестник машиностроения, I971, № 9, с. I3-I5.

IЗ. Лугус Я.К. Исследование некоторых закономерностей изнашивания роторов центробежных ускорителей. Автореф. дис. на соиск. уч.ст. канд. техн. наук, Таллин, 1975.

14. Лугус Я.К., Ууэмыйс Х.Х. Некоторые закономерности изнашивания каналов центробежно-ударной мельницы. - Сб. трудов НИПИсиликатобетона, 1975, № 9, с.134-140. I5. Маев В.Е. Исследование абразивных свойств твердых минеральных частиц малого размера.-В сб.: Трение и износ в машинах, вып. XIX, Наука, 1964, с. 52-65.

I6. Михайлов Е.И. и др. Комплексные воздухоочистительные устройства для энергетических установок. Л., Машиностроение, 1978. 142 с.

I7. О л е с е в и ч К.В. Износ элементов газовых турбин при работе на твердом топливе. Машгиз., М., 1959. 150 с.

18. Патевк Г.М. Влияние угла атаки, размера частиц и концентрации запыленного потока на величину абразивного износа. – Тр. Томского электромехан. ин-та, ж.-д. транспорта, том XXXIУ, 1962, с. 41-49.

I9. Справочник по пыле- и золоулавливанию./ Под общей редакцией А.А. Русанова. М., Энергия, 1975. 296 с.

20. С т у п н и ц к и й А.М. Исследование износостойкости материалов в условиях эрозии скользящей струей абразива. Дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук, Таллин, 1976.

21. Тадольдер Ю.А. О влиянии геометрической формы абразивного зерна при ударном изнашивании. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1969, сер. А, № 271, с. 23-28.

22. Тененбаум М.М., Бернштейн Д.Б. Моделирование процесса абразивного изнашивания. - В сб.: Моделир. трения и износа, М., 1970, с. 82-92.

23. Т.ененбаум М.М., Карасик И.И. Принципы и перспективы разработки системы стандартизованных методов и средств трибометрических испытаний. - В сб.: Стандартиз. и унифик. средств и методов испытаний на трение и износостойкость". Сб. I. М., 1975, с. 33-38.

24. У у эмыйс Х.Х. Исследование некоторых закономерностей абразивной эрозии. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. М., 1968.

25. У у эмыйс Х.Х., Клейс И.Р. Исследование некоторых закономерностей абразивной эрозии. - Сб. тр. НИПИсиликатобетона, 1967, № 2, с. 86-109. 26. Хрущов М.М., Бабичев М.А. Экспериментальные основы теории абразивного изнашивания. - Вестник машиностроения, 1964, № 6, с. 56-62.

27. Шрейнер Л.А. и др. Механические и абразивные свойства горных пород. М., Госгортехиздат, 1958. 201 с.

28. U u e m ô i s, H., K l e i s, I. A critical analysis of erosion problems which have been little studied. - Wear, 1975, 31, N 2, p. 359-371.

29. Wellinger, K., Uetz, H., Gommel, G. Verschleiss durch Wirkung von königen mineralischen Stoffen. - Materialprüfung, 1967, 9, N 5, S. 153-160.

30. W o o d, C. Erosion of metals by the high speed impact of dust particles. Institute of Environmental Sciences Annyal Technical Meeting Proceedings, San Diego, 1966, Mt. Prospect, 111, p. 55-63.

3I. Wood, C.D., Espenschade, P.W. Mechanism of dust erosion. - SAE Summer Meeting, 1964, Preprints, N 880A.

I. Kleis, R. Mägi

On the Making up of Methods for Determination of the Abrasivity of Dust Concerning Rotors of Centrifugal

Compressor Machines

Summary

In the article an analysis of literature on the problems of abrasivity of industrial dusts has been made. The abrasivity of dust depends mainly on the hardness, size and geometrical form of the abrasive particles. Fundamentals for making up the methods to determine the abrasivity of industrial dusts concerning rotors of centrifugal compressor machines have been worked out. 1 516 STATE THE STATE OF A STATE

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУЛЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

удк 620.178.162

Л.А. Сеестранд

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ИЗНАШИВАНИЯ ИНСТРУМЕНТА ПРИ СБРАБОТКЕ ЯЧЕИСТОГО БЕТОНА

Однородная ячеистая структура бетона без содержания крупных частиц (более 0,2 мм) существенно изменяет характер изнашивания инструмента по сравнению с механической обработкой природного камня примерно равной прочности. В известняках-ракушечниках и туфах, например, имеются твердые включения относительно большого размера, и раздробленным частицам материала нет возможности располагаться в нижележащих порах. Резкое повышение нагрузки в случайных точках поверхности трения увеличивает роль температурного деформирования твердого сплава в микрообъемах. Под влиянием температурного градиента, дискретности контакта и структурной неоднородности твердого сплава в нем могут появиться трещины, снижающие износостойкость данного материала.

Выявление определяющих факторов процесса изнашивания при обработке ячеистого бетона позволит повысить ресурс инструмента и сократить расходы, связанные с простоямы оборудования на его замену и заточку.

Износ лучших марок твердого сплава при механической обработке ячеистого бетсна относительно медленный процесс и ускорение опытов с применением других абразивов или режимов работы приводит к искажению стносительной роли различных факторов в процессе изнашивания. Влияние ызменения условий трения на общий результат основательно исследовано М.М. Тененбаумом в [I, 2], где показано, что смешанные процессы изнашивания у сталей переходят к преимущественному микрорезанию при очень небольшом числе режущих частиц (от 0,07 до 7 % от числа пластически оттесняющих частиц). Можно ожидать, что изменение соотношения упругих деформаций и пластических оттеснений на поверхности твердого сплава влияет на общий результат изнашивания аналогично вышесказанному.

Методика, разработанная в рамках данной работы, должна позволить:

 определение круга факторов, влияющих на интенсивность изнашивания;

 получение данных для сравнительной оценки износостойкости определенного ряда твердых сплавов;

- использование полученных результатов при конструировании режущего инструмента для обработки ячеистого бетона.

С точки зрения решения вышепоставленных целей интерес представляют три метода исследования изнашивания, в том числе и инструмента для обработки природного и искусственного камней:

I. Метод исследования изнашивания инструмента в эксплуатационных условиях. Основной результат работы – определение стойкости инструмента на данных эксплуатационных режимах работы машины. По этой методике определены стойкости инструмента камнерезных машин М.И. Гальпериным и В.Д. Абезгаузом [3], М.Г. Лейкиным [4], Г.Г. Кариком [51, G.E. Spriggs и D.J. Bettle[6], S.G. Bailey и С.M. Perro [7].

Точное определение отдельных факторов изнашивания по этой методике затруднено из-за колебания режимов работы инструмента и неоднородности обрабатываемого камня.

2. Метод моделирования процесса резания камня в лабораторных условиях. При этом методе процесс изнашивания инструмента исследовался на приспособленных для этой работы фрезерных или токарных станках с целью уменьшения влияния колебания режимов резания и свойств абразивов на результаты исследований. В основном все работы по определению режимов резания камня (P.B. Акопов [8]), износа инструмента (И.А. Тер-Азарьев [9], И.А. Тер-Азарьев и З.А. Берберян [I0]), а также труд по определению режимов фрезерования ячеистого бетона (С.С. Левин [II]), проведены на базе вышеприведенного оборудования. Недостатками данного метода являются изменение размера поверхности трения резца в ходе опыта из-за его износа, а также непостоянная при фрезерсвании толщина снимаемой стружки. По этим причинам количество и сила импульсов от воздействия абразивних частиц на контактную поверхность (переднюю и заднюю грани резца) колеблются в широких пределах.

3. Метод исследования процесса изнашивания сталей и сплавов о закрепленный абразив, разработанный М.М. Хрущевым и М.А. Бабичевым [12; 13]. Прижатый к абразивной бумаге опытный образец движется по заданному пути трения и для обеспечения процесса микрорезания согласно требованиям методики, твердость абразива должна быть выше твердости исследуемого материала. Поверхность трения опытного образца контактирует всегда с абразивной бумагой. Исследование процесса образования действительного заднего угла резца по этой причине исключается.

В состветствии с третьей теоремой подобия [14] в модели должно существовать равенство условий и определяющих критериев исследуемого процесса.

При разработке машины трения приняты во енимание методические рекомендации выбора жесткости силовой и кинематических цепей, исходя из принципов "жестких" и "мягких" связей, разработанных Н.Л. Голего и В.А. Козаковым [I5]. Вышеприведенными авторами доказано, что жесткость пары трения влияет на интенсивность пульсаций усилий и температуры на поверхности трения.

Методика исследования разработана исходя из следующих особенностей процесса изнашивания твердого сплава о ячеистый бетон:

- абразивом для опытов применяется материал с ячеистой структурой - ячеистый бетон заданной марки и со стабильными абразивными свойствами;

- поверхность трения в процессе изнашивания располагается на определенной глубине в ячеистом бетоне и имеет возможность покрываться уплотненным слоем из раздробленных ячеистобетонных частиц;

- в процессе разрушения ячеистого бетона частицы материала могут вторгаться в его нижележащие поры, уменьшая тем самым максимальные случайные нагрузки на поверхности трения по сравнению с природным камнем примерно равной прочности;

- соблюдением равенства режимов работы и жесткости силовой и кинематической цепей в машине трения и в оборудовании промышленного применения сохраняется равенство температуры в парах трения.



Фиг. 1. Кинематическая схема машины трения.

Для данной работы разработана машина трения согласно фиг. I. Она состоит из станины, вращающейся вокруг вертикальной оси рабочего стола с закрепленным на нем круглым ячеистобетонным блоком, суппорта с направляющими для перемещения опытного образца по диску и привода. Путь трения образца на блоке представляет собой архимедову спираль. Суппорт машины тречия снабжен кареткой с направляющими для вертикальной подачи образца после каждого прохода по блоку и фиксатором установки заданного угла расположения образца. Техническая характеристика машины трения:

- I. Диаметр рабочего стола
- 2. Скорость вращения рабочего стола
- 3. Размеры поверхности трения опытного образца
- 4. Радиальная подача суппорта
- Поворот опытных образцов на суппорте вокруг горизонтальной оси
- 6. Вертикальная подача суппорта
- Наружный диаметр ячеистобетонного блока
- 8. Диаметр отверстия в центре блока
- Длина пути трения на блоке при радиальной подаче суппорта 4 мм/об
- ТО. Мощность привода машины

- 600 MM; - I od/c;

- 3 x 4 MM; - 4 MM/00;
- <u>+</u>10°; - 75 mm;
- 572 MM; - 35 MM;
- 64,0 м; - 0,55 кВт.



Фиг. 2. Форма опытного образца.

Форма опитного образца приведена на фиг. 2. Прямоугольная конфигурация выбрана по следующим соображениям: а) точная подготовка образца к экопериментам проста и достигается шлифованием всех требуемых поверхностей; б) наклон четырехгранных образцов не вызывает борозд на поверхности ячеистобетонного блока, как это имеет место при круглых образцах. Линейные размеры 3 х 4 мм определены исходя из условий, что размеру 3 мм равняется максимально допускаемая ширина следа износа на задней грани эксплуатируемых фрезерных резцов и размер 4 мм равняется радиальной подаче суппорта машины трения. Схема движения образцов приведена на фиг. 3.

 $d = 0^{\circ}$ $d > 0^{\circ}$





Фиг. 3. Схема движения опытных образцов.

Выбор длины пути трения в опытах связан с износостойкостью исследуемого материала и должен находиться в пределах, где критерием минимального пути трения является допускаемая наименьшая потеря веса образцов, определяемая на аналитических весах при заданной точности опытов. Величина наименьшего весового износа при ±10 % погрешности должна быть не менее 2,0 мг. При контактной площади F = 12 мм² линейный износ стальных образцов составляет при этом 21 мкм и ориентировочно 12 мкм у образцов из разных марок твердого сплава.

Критерием максимального пути трения в одном эксперименте является изменение заданной ориентации движения контактной поверхности образца не более I⁰. Например, при двукратной разнице интенсивности изнашивания на ширине контактной поверхности образца максимально допускаемая потеря веса стального образца в одном эксперименте не должна превышать 7,4 мг и у твердых сплавов ориентировочно I4 мг. Путь трения для каждого исследуемого материала определяется предварительными опытами исходя из критериев потери веса образцов. Например, длина пути трения при глубине внедрения образца в ячеистый бетон марки 35 на t = 0,5 мм составляет для ВКЗ-ОМ; ВК6-ОМ - L = 3200 м, для ВК6-В; ТI5К6 - L = I600 м; для стали 45 (HV I90) - L = 64,0 м и т.д.

Указанные выше L достигаются суммированием проходов (L = 64,0 м) образца по блоку из ячеистого бетона, причем холостой ход образца обратно в исходное положение совершается в приподнятом состоянии. Тем самым обеспечивается трение строго в одном направлении, как это имеет место и в практике.

Толщина следующего снимаемого слоя устанавливается вертикальным винтом на суппорте машины трения. В опытах принято t = 0,5 мм.

Стабильность физико-механических и абразивных свойств ячеистого бетона в пределах определенной серии опытов обеспечивается применением ячеистобетонных блоков размерами 588 х 578 х 100 мм, полученные вертикальной разрезкой массива высотой 600 мм. Из одного массива можно получить 132 штуки вышеуказанных блоков, из которых вытачиваются для машины трения диски циаметром 572 мм и толщиной 100 мм, имеющие в центре отверстие диаметром 35 мм для выбега образца.

Износ образцов определяется взвешиванием на аналитических весах. Изменение конфигурации контактной поверхности измеряется координатным микроскопом и профилографом.

Сравнительная оценка износостойкости твердых сплавов и абразивности ячеистого бетона из разных массивов проводится контрольными образцами после после каждой серии опытов. Оценка результатов и поправки в расчеты ведутся согласно методике М.М. Хрущева и М.А. Бабичева [12].

Предложенная методика позволит исследовать процесс разрушения поверхности твердых сплавов под нагрузками, не вызывающими пластического оттеснения или микрорезания исследуемого материала. Такие условия изнашивания инструмента наблюдаются при механической обработке ячеистого бетона твердосплавными инструментами.

Литература

I. Тененбаум М.М. Закономерности абразивного изнашивания деталей и рабочих органов сельскохозяйственных машин. - В сб.: Трение и износ, том I, № 2, 1980, с. 357-364.

2. Тененбаум М.М. Сопротивление абразивному изнашиванию. М., Машиностроение, 1976. 271 с.

3. Гальперин М.И., Абезгауз В.Д. Машины для резания камня. М., Машгиз, 1964. 339 с.

4. Лейкин М.Г. Улучшение эксплуатационных свойств исполнительных органов камнерезных машин. Изд-во Крым, 1966. 151 с.

5. Карьюк Г.Г. Исследование работы резцов комбайна ТЕМ: Автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. Новочеркасск, 1959. 24 с.

6. S p r i g g s, G.E., B e t t l e, D.J. Properities and end uses of cemented carbides. - Powder Metallurgy, 1975, vol. 18, N 35, p. 53-64.

7. Bailey, S.G., Perrot, C.M. Wear processes exhibited by WC-Co rotary cutters in mining. - Wear, 1974, Iv. 29, p. 117-128.

8. Акопов Р.В. Геометрия режущего инструмента при резании камня. - Изд. АН Арм. ССР, Ереван, 1958. 172 с.

9. Тер – Азарьев И.А. Основные закономерности износа режущего инструмента. – Тр. Армянского ин-та стройматериалов и сооружений. Вып. І. Ереван, 1959, с.203-240.

IO. Тер-Азарьев И.А., Берберян З.А. Выбор наиболее эффективных твердых сплавов на базе стойкости испытаний для камня различных пород. – Научно-технический отчет НИИКС, Ереван, 1965. 168 с.

II. Левин С.С. Выбор режимов фрезерования изделий из ячеистых бетонов. - В кн.: Промышленные здания. Сб. № I, М., 1959, с. 81-87.

I2. Хрущев М.М., Бабичев М.А. Исследования изнашивания металлов. М., Изд. АН СССР, 1960. 351 с. I3. Испытание на абразивное изнашивание на машине X4-Б. Руководство для лабораторных работ. - М., Изд. АН СССР, 1962. 32 с.

I4. Кирпичев М.В. Теория подобия. - М., Изд. АН СССР. 1953. 186 с.

I5. Голего Н.Л., Козаков В.А. Схемы и динамические модели машин. - Трение и износ, 1980, том I, № 2. с. 334-340.

L.A. Seestrand

Eine Methodik zur Untersuchung der Gesetzmäßigkeiten des Verschleißes von Fräsen bei der Bearbeitung von Porenbeton

Zusammenfassung

Es werden Besonderheiten des Verschleißes von Fräsen aus harten Legierungen bei der Bearbeitung von Porenbeton beschrieben. Die gegenwärtig angewandten Methoden werden analysiert und eine Methodik zur Untersuchung der Gesetzmäßigkeit des Verschleißes erläutert. Daten über die Reibmaschine und Versuchungsbedingungen werden dargebracht.



№ 516

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУЛЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

.УДК 620.178.167

И.Р. Клейс, И.И. Коваленко, В.М. Лобода, Л.Б. Овсянникова, А.М. Ступницкий

ИССЛЕДОВАНИЕ СПОСОБОВ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ РАБОЧИХ КОЛЕС АГЛОЭКСГАУСТЕРОВ

Интенсивный износ лопаток является причиной частой замены рабочих колес аглоэксгаустеров, что влечет за собой значительные дополнительные затраты и сокращение выпуска агломерата.

Известно, что сроки службы рабочих колес аглоэксгаустеров на предприятиях черной металлургии, как правило, ·He превышают 4-5 месяцев, а на таких предприятиях, как завод "Криворожсталь" и Днепровский металлургический завод имени Дзержинского, они составляют в среднем I.5 месяца.Например. в 1979 году на 12 агломанинах Днепровского металлургического завода им. Джержинского было заменено 70 рабочих колес. В черной металлургии ежегодно на приобретение и ремонт рабочих колес аглоэксгаустеров расходуется свыше 4,0 млн.руб., а из-за простоев агломашин при замене этих колес производительность аглофабрик снижается более, чем на І млн. т агломерата. В связи с изложенным повышение долговечности рабочих колес аглоэксгаустеров является несьма актуальной . 38пачей.

Изысканию эффективных способов увеличения долговечности рабочих колес аглоэксгаустеров посвящен ряд совместных работ, выполненных в течение последних лет Всесоюзным научно-исследовательским проектно-конструкторским технологическим институтом механизации труда в черной металлургии и ремонтно-механических работ и кафедрой деталей машин Таллинского политехнического института.

Основными направлениями борьбы с износом лопаток рабочих колес аглоэксгаустеров являются: - снижение запыленности потока газов перед аглоэксгаустером за счет совершенствования системы газоочистки;

- выбор износотойких материалов, покрытий и методов упрочнения материала лопаток;

- рациональный выбор геометрии проточной части (радиуса кривизны лопаток, угла выхода и др.) по критериям максимальной износостойкости и равноизносности с учетом ограничений на производительность и напор;

- изменение аэродинамики проточной части за счет установки распределительных лопаток, противоизносных решеток и закрылков.

Наиболее эффективным на первый взгляд представляется первое направление – усовершенствование системы очистки отходящих газов. Однако это направление связано с реконструкцией аглофабрик и, следовательно, со значительными капитальными затратами.

Кроме того, требуемую реконструкцию на большинстве устаревших аглофабрик провести практически невозможно.

В связи с изложенным первое направление нельзя считать перспективным.

Для оценки эффективности мероприятий по замене или упрочнению материала лопаток рабочего колеса аглоэксгаустера 6500 была определена износостойкость ряда материалов относительно образцов из стали ЗО XICA твердостью НВЗОО, из которой изготовляются лопатки, при изнашивании циклонной пылью [1, 2].

Установлено, что стали, которые могли бы быть использованы по своим технологическим свойствам, имеют практически одинаковую износостойкость, независимо от химического состава и способа термической обработки. Только от применения твердых наплавок типа КЕХ следует ожидать увеличение стойкости лопаток примерно в I,5 раза. Особенностью работы аглофабрик металлургических заводов "Криворожсталь", ДМЗ им. Дзержинского и др. является то, что на них, в отличие от фабрик горно-обогатительных комбинатов, в шихте используются побочные продукты металлургического производства. Так, на заводе "Криворожсталь" на производство одной тонны агломерата в среднем расходуется, кг: колошниковой пыли - 73, окалины из прокатных цехов - 56, шлама из прудов - осветлителей - 74, отсева агломерата - 226. Установлено, что в пыли, уносимой через аглоэксгаустер с отходящими газами, содержатся частицы исходной аглошихты. Поэтому представляло практический интерес определить степень воздействия компонентов аглошихты на материал лопаток (сталь ЗОХТСА) и твердые наплавки.

Исследования проводили на центробежном ускорителе ЦУК-ЗМ со специальным ротором, позволяющим моделировать износ лопаток рабочего колеса аглоэксгаустера. Абразивность материалов оценивалась по объемному износу образцов, отнесенному к I кг абразива в установившейся фазе изнашивания. За единицу измерения принималась абразивность исходной циклонной пыли при изнашивании образцов из стали ЗОХТСА. Использованные в опытах твердые наплавки характеризуются равномерным возрастанием твердости в широком диапазоне. Кроме циклонной пыли и составляющих аглошихты для сравнения использованы стандартные абразивы - электрокорунд и кварцевый песок. Результаты испытаний приведены в таолице I, там же показаны значения микротвердости абразивных частиц и коэффициент их формы по Ю.А. Тадольдеру.

Из проведенного исследования следует, что надежно противостоять воздействию частиц исходной аглошихты может материал с твердостью > 700 HV, однако, хорошо известны технологические трудности, возникающие при нанесении на лопатки наплавок со столь высокой твердостью.

Таким образом, путь повышения стойкости лопаток рабочих колес аглоэксгаустеров за счет объемного и поверхностного упрочнения также следует признать малоэффективным. Более перспективным представляется повышение износостойкости лопаток рабочих колес аглоэксгаустеров за счет конструктивных решений.

Нами исследована возможность увеличения износостойкости лопаток за счет изыскания оптимальной по износостойкости геометрии проточной части колеса.

В литературе износ лопаток центробежных компрессорных машин, к которым относятся аглоэксгаустеры, получил наименование скользяще-кориолисового износа. Это название отражает физику взаимодействия абразивной частицы с лопаткой Таблица

H

Твердость и относительная абразивность циклонной пили и составляющих аглошихты

	H.	Koaň.	0	тносители	ыная абра	BUBHOCTE		
Абразивный материал	KL/MM ²	ğopínu 3ep _{xx}	30XTCA (HV300)	3X2B8 (HV4I0)	XIOBI4 (HV508)	250X25H4C4 (HV6I0)	KEX (HV693)	70X20P2 (HV832)
	1	4	I,0	0,66	0,35	0,30	0,18	0,17
Конпентолот инстратов	1		I,5	1,17	0,87	0,69	0,38	0,35
AT TODATA	824-884	380	7,0	4,26	I,67	I,29	1,17	I,25
ATJOOTCEB	I28-946	.I380	I5,2	9,60	3,62	2,2I	I,98	I,89
Окалина	514-682	I490	I8,2	I0.2	2,60	I,87	I,43	I,38
Колошниковая пыль	I30-938	470	5,35	3,08	I,0I	0,84	0,67	0,72
Кварцевый песок исходный	I200X	8	2,14	1	1	1	1	1
Кварценый песок дроб- леный Электрокорунд нормальный	I200X 2200X	240 820	5,9 I6,7	4,25 I3,9	3,86 I2,0	3,8 II,5	3,42 II,IO	3,45 II,60

^X По литературным данным ^{XX}По Тадольдеру вращающегося ротора. Действительно, частица под действием кориолисовых сил прижимается к лопатке. Центробежные силы отрывают частицу от лопатки. Поэтому характер ее движения зависит в каждом конкретном случае от соотношения этих сил и некоторых других факторов. В общем случае частица может прыгать по лопатке, скользить по ней или перекатываться.

Принимая во внимание особенности конфигурации частицы (многогранность, наличие острых выступов, впадин), можно в первом приближении считать, что частица, даже если она входит на лопатку с ударом (под большим углом атаки),после нескольких соударений прижимается к лопатке и в дальнейшем будет скользить по ней, если кориолисовая сила окажется больше центробежной. В противном случае частица оторвется от лопатки. В связи с тем, что кориолисовая сила зависит от радиуса кривизны лопатки, то, очевидно, изменяя этот параметр можно подобрать такую его величину, чтобы взаимодействие частиц с лопаткой было минимальным и равномерным по их длине.

В работе рассматривается модель плоского движения частицы единичной массы. Учитывая мелкодисперсность пыли, весом частицы пренебрегали, считая ее, однако, твердой материальной точкой. Так как скорость потока воздуха в проточной части рабочего колеса аглоэксгаустера мала по сравнению со скоростью звука, то с достаточной степенью достоверности можно пренебречь и силами аэродинамического сопротивления движению частицы. По этой же причине допустимо полагать, что при входе на лопатку частица имеет вектор скорости, совпадающий с вектором скорости соответствующей точки несущей фазы. Соударение частицы с лопаткой считается вязкоупругим с коэффициентом восстановления скорости к. Поверхность лопатки полагается шероховатой с заданным коэффициентом трения скольжения f.

Профиль лопатки очерчен дугой окружности радиуса г с углом входа β, и углом выхода β₂, которые связаны соотношением

$$\beta_{1} = \arccos \frac{2 r R_{1} \cos \beta_{2} + R_{1}^{2} - R_{2}^{2}}{2 r R_{1}}, \qquad (I)$$

27



Фиг. I. Система сил, действующих на частищу в фазу свободного полета.



Фиг. 2. Система сил, действующих на частицу в фазу контакта с лопаткой.



фиг. З. Трасктория движения частицы в межлопаточном канале.



фиг. 4. Продольный профиль лопатки до и после изнашивания.

где R, R, - внутренний и наружный радиусы колеса.

Движение частицы рассматривается в подвижной системе координат, где ξ - криволинейная координата, направленная вдоль профиля лопатки, а η - нормаль к ней. Вращательное движение частицы вокруг ее центра тяжести описывается угловой координатой ψ .

В фазе свободного полета (фиг. I) движение частицы описывается системой уравнений, которая после всех упрощений принимает вид:

$$\begin{split} \ddot{\psi} &= 0; \\ \ddot{\xi} &= \omega^2 (r - R_1 \cos\beta_1) \sin \frac{\xi}{r} + \omega^2 R_1 \sin\beta_1 \cos \frac{\xi}{r} + 2\omega \dot{\eta}; \\ \ddot{\eta} &= \omega^2 R_1 \sin\beta_1 \sin \frac{\xi}{r} - \omega^2 (r - R_1 \cos\beta_1) \cos \frac{\xi}{r} - 2\omega \dot{\xi} + \omega^2 r + \omega^2 \eta, \end{split}$$

где w - скорость вращения колеса.

Фаза свободного полета завершается соударением частицы с лопаткой. Аналогично этому описывается движение частицы в период ее контакта с лопаткой (фиг. 2)

$$\begin{split} \ddot{\psi} &= (af+b) N; \\ N &= 2\omega \dot{\xi} - \frac{\dot{\xi}^2}{r} + \omega^2 (r - R_1 \cos\beta_4) \cos\frac{\xi}{r} - \omega^2 R_1 \sin\beta_4 \sin\frac{\xi}{r} - \omega^2 r; \\ \ddot{\xi} &= \omega^2 [r - R_1 (\cos\beta_4 - f\sin\beta_4)] \sin\frac{\xi}{r} + \omega^2 [R_1 (\sin\beta_4 + (3) + f\cos\beta_4) - fr] \cos\frac{\xi}{r} - 2f\omega \dot{\xi} + \frac{f\dot{\xi}^2}{r} + \omega^2 fr, \end{split}$$

где af + b - плечо силы контактного взаимодействия относительно центра тяжести частицы.

Фаза соударения заканчивается отскоком частицы и ее движение опять описывается системой (2) или переходом к безотрывному движению по лопатке, где остаются справедливыми соотношения (3).

Совместное решение системы (2) и (3) позволило получить траекторию движения частицы в межлопаточном канале (фиг. 3). При счете в широких пределах варьировался коэффициент восстановления скорости к. Оказалось, что при его значениях, близких к реальным (≈0,15-0,25), частица совершает не более трех скачков по лопатке, а затем прижимается к ней и скользит не отрываясь. Причем суммарная дальность отскока частицы от начала лопатки пренебрежимо мала по сравнению с путем скольжения. Это позволило при решении задачи износа считать, что частица скользит по всей длине лопатки. Такие представления о движении частицы положены в основу математической модели износа лопаток.

Наиболее распространенными гипотезами износа являются две из всех – энергетическая и гипотеза Reye (Рая). Однако обе названные гипотезы используют для оценки величины износа работу внешних сил. Энергетическую гипотезу обычно применяют при оценке экспериментальных данных, так как она неудобна в аналитических описаниях. Для теоретических исследований традиционна гипотеза Reye согласно которой интенсивность изнашивания (Ĵ) пропорциональна работе внешних сил (A_{бн}), отнесенной к пути трения. Так как при движении частицы по лопатке из всех внешних сил, действующих на нее, только сила трения совершает работу, то названная гипотеза для данной задачи может быть преобразована и записана в виде:

$$\dot{J} = K_{u} \frac{dA_{BH}}{d\xi} = K_{u} f(N + \frac{dN}{d\xi} \cdot \xi).$$
(4)

Коэффициент K_u может быть назван удельной интенсивностью изнашивания и определять величину износа, соответствующую единичному контактному усилию.

Следует подчеркнуть, что если решается плоская задача, то величина износа может быть выражена только в квадратных метрах, так как любая другая форма его выражения теряет всякий смысл.

Соответственно этому значение интенсивности изнашивания в точке определяет глубину изнашивания и измеряется в метрах.

На фиг. 4 показан первоначальный (а) и изношенный (б) профиль лопатки. В любом і-ом сечении разность у_{аі} — у_{ві} соответствует величине интенсивности износа в этом сечении. Если кривую (а) "положить" на ось



фиг. 5. Интенсивность изнашивания лопатки при варьировании угла выхопа (теор. исследования):

The tender before the second second



Фиг. 6. Схема установки для предварительного эксперимента.



Фиг. 7. Зависимость суммарного износа лопатки от ее радиуса и угла входа.



Фиг. 8. Интенсивность изнашивания лопатки при варьировании ее параметров (предварит. эксперимент). абсцисс, а по оси ординат отмечать интенсивность износа, то мы получим график зависимости $J = J(\xi)$. Как видно, модель (4) удобна для сравнительной оценки износостойкости профилей и решения задач синтеза профилей по различным критериям качества.

Основное качественное требование к аглоэксгаустерам с точки зрения износостойкости лопаток – их равномерный износ. Математически это требование записывается в виде:

$$\frac{dJ}{d\xi} = C, \qquad (5)$$

где С - произвольная постоянная.

Второе (количественное) требование – минимальный износ. Выполнение этого требования достигается минимизацией самого износа U. Формальная сторона задачи сводится к отысканию такой кривой продольного профиля лопатки, для которой выполнялись бы оба требования. Если функция продольного профиля задана априори, то отыскание решения производится путем варьирования параметров кривой и отыскания такого их сочетания, которое обеспечивало бы при сравнении наилучший результат.

Согласно этому и с учетом (3) и (4) варьированием параметров г и β_2 решена поставленная задача для лопаток, очерченных дугой окружности. Результаты теоретических исследований предотавлены на фиг. 5 в виде графиков интенсивности изнашивания.

Из графиков следует, что с уменьшением угла выхода лопаток β₂ интенсивность изнашивания уменьшается и кроме того износ распределяется по длине лопатки более равномерно.

Полученные аналитические результаты были проверены на физической модели (предварительный эксперимент) (фиг.6). Параметры модели:

-	иаружный диаметр	-	200	MM
-	внутренний диаметр	-	40	MM
-	скорость вращения	-	3600	OQ/WAR

На модели испытаны лопатки с радиусами кривизны равными 50, 62, 75, 100, 160, 200 мм и 🗢 при значениях
угла входа лопаток: 90; 70; 50; 40; 30; 20⁰. Материал лопаток — сталь ЗОХГСА.

В качестве абразивного материала использовался электрокорунд нормальный марки I4a с зерном 63H. Специальное устройство за счет малого истечения обеспечивало попадание образца на лопатки в виде отдельных зерен. При испытаниях имелась возможность фиксировать количество абразива, приходящееся на каждую лопатку. Таким образом, лопатки испытывались в эквивалентных условиях и результаты испытаний могут сравниваться по непосредственным замерам. В процессе испытаний определялся объемный и линейный износ лопаток. Объемный износ характеризовался относительной величиной

$$U_{\varepsilon} = \frac{\mathcal{O}_{0} - \mathcal{O}_{1}}{\mathcal{O}_{0}}, \qquad (6)$$

где О, О, - объем лопатки до и после испытаний.

График, иллюстрирующий зависимость относительного объемного износа \cup_{ϵ} от радиуса кривизны и угла входа β_1 лопаток, приведен на фиг. 7. Пересчет на угол выхода β_2 можно осуществить по формуле (I).

Линейный износ определялся как разность толщин до и после испытаний. Замеры толщин проводились микрометром в фиксированных точках. Построенные по результатам замеров графики интенсивности износа представлены на фиг. 8.

Из фиг. 7 видно, что с уменьшением угла выхода β_2 износ лопаток уменьшается, а из фиг. 8 заключаем, что по длине лопатки он распределяется более равномерно.

Результаты испытаний физической модели с достаточной точностью совпадают с результатами математического моделирования, т.е. подтверждают возможность увеличения износостойкости лопаток рабочих колес аглоэксгаустеров более, чем в 2 раза путем синтеза геометрических параметров продольного профиля. Описанная физическая модель не воспроизводила картину входа воздушного потока в реальном рабочем колесе, поэтому полученные результаты испытаний следует рассматривать как предварительные.

Для получения более достоверных экспериментальных данных был создан специальный пылевой стенд, на котором в



фиг. 9. Схема пылевого стенда:

1 – рама, 2 – электродвигатель, 3 – муфта, 4 – улитка, 5 – камера всасывания, 6 – трубопровон, 7 – пылеулавливающий патрубок, 8 – имафратма, 9 – термометры, 10 – дифманометр, 11 – систе-

ма манометров, 12 - вибрационный дозатор.

достаточной мере возможно создание реальных условий износа рабочих колес ЦКМ, в частности, аглоэксгаустеров 6500.

Стенд (фиг. 9) работает по замкнутому циклу и снабжен аппаратурой для контроля напора и расхода в системе.

Для экспериментов на стенде рассчитаны, спроектированы и изготовлены пять вариантов модельных колес с масштабным множителем равным 0,2. Варьируемыми параметрами являются радиус колеса г и угол выхода β_2 . В таблице 2 представлены основные параметры модельных колес.

Таблица 2

B2= Обозначение Размерность B2= $\beta_2 =$ $\beta_2 =$ B2= величин величин 22°30 320 400 62⁰ 900 R1 III TT4 II4 II5 II5 MM 228 222 I93 243 209 R2 MM I82.4 206,4 249,6 I09.2 p MM 00 δ 3 3 3 3 MM 3I 3I 3T 3T 3T R MM

Основные параметры модельных колес

На фиг. IO показаны результаты испытаний модельных колес с углами выхода $\beta_2 = 40^{\circ}$ (соответствует реальным аглоэксгаустерам) и $\beta_2 = 32^{\circ}$. Обе модели на 5-ти килограммах циклонной пыли наработали по 20 часов.

Так как лопатки модельных колес выполнены несъемными, то определить суммарный износ одной лопатки не представляется возможным. Поэтому в данных опыта измерялся только линейный износ в фиксированных точках при помощи специального накладного кондуктора. Измерение толщины лопатки производилось специальным щупом, изготовленным в ТПИ, точность которого 0,01 мм.

Сравнение графиков, представленных на фиг. 5, 8 и I0, позволяет сделать вывод о том, что рабочие колеса аглоэксгаустеров с уменьшенными значениями углов выхода β_2 обладают более высокой износоустойчивостью (\approx I,5-2 раза) по сравнению с ныне существующими значениями $\beta_2 = 40^{\circ}$.

37

Кроме этого износоустойчивость колес с малыми углами выхода увеличивается за счет уменьшения суммарного износа вдоль лопатки (фиг. 7, IO).



Фиг. 10. Интенсивность изнашивания лопаток модельных колес. 1 - β = 32 0 2 - β = 40 0

Проблема повышения износостойкости рабочих колес аглоэксгаустеров не может быть исчерпана даже при решении задачи выравнивания и минимизации износа по длине лопатки. Известно [I], что неравномерность плотности абразивной фавы в несущем потоке по ширине проточной части способствует интенсивному износу лопаток у центрального диска, т.е. износ лопаток существенно неравномерен по их ширине.

Задача выравнивания износа лопаток по ширине может быть решена изменением зэродинамики потока в проточной части колеса за счет установки распределительных устройств, противоизносных решеток и закрылков на входе несущего потока в рабочее колесо аглоэксгаустера и на центральном диска рабочего колеса.

В работе исследовано влияние на износ лопаток противоизносных решеток, установленных на центральном диске. Изготовленные Уфалейским заводом по ремонту металлургического оборудования (УЗРМО) противоизносные решетки были установлены на опытное рабочее колесо аглоэксгаустера 6500 с углом выхода β = 40°. Промышленные испытания опытного колеса производились на аглофабрике № 2 Днепровского металлургического завода им. Дзержинского. К моменту установки опытного ретора состояние газоочистки было таково, что стойкость рабочих колес на агломашине составляла 96 суток. В процессе промышленного эксперимента изучался как износ лопаток рабочего колеса, так и характер износа лопаток противоизносной решетки.

Измерение линейного износа производилось два раза после 56 и 91 суток работы рабочего колеса и показало, что наибольшему износу подвержены лопатки противоизносной решетки. Причем максимальный износ выходных кромок лопаток составил 40 % при первых измерениях и 100 % при вторых измерениях.

Изменился и характер износа рабсчих лопаток колеса по их ширине. Износ полки лопатки, прилегающей к центральному диску, составил незначительную величину, не превышающую 5 %, в то время как на обычных роторах (без противоизносных решеток) степень износа полки лопатки была такой, что рабочее колесо выходило из строя.

По оценке технического состояния опытного колеса комиссией завода стойкость колеса возросла на 30-40 % по сравнению с колесами без противоизносных релеток. Проведение дальнейших промышленных испытаний опытных колес на ДМЗ им. Дзержинского и Криворожском металлургическом заводе им. Ленина позволит дать более точную оценку.

Выводы

I. При существующей очистке отходящих газов имеются три пути повышения стойкости лопаток аглоэксгаустеров: повышение твердости изнашиваемой поверхности, изменение геометрии лопатки и изменение аэродинамики потока в проточной части колеса.

В силу возникающих значительных технологических трудностей и высокой стоимости, путь повышения стойкости лопаток за счет объемного и поверхностного упрочнения следует признать малоэффективным. Более перспективными представляется повышение износостойкости лопаток за счет конструктивных решений и изменения аэродинамики потока в проточной части колеса.

2. Построена математическая модель взаимодействия абразивной частицы с криволинейной лопаткой, очерченной дугой окружности. Сформулирована в общем виде задача синтеза профиля по качественному критерию, характеризующему износостойкость лопатки.

3. Методом математического моделирования решена задача синтеза оптимальной геометрии рабочего колеза аглоэксгаустера 6500, при этом теоретически обоснована возможность увеличения стойкости лопаток аглоэксгаустера примерно в 2 раза. Аналитическое решение подтверждено экспериментальными исследованиями на физической модели.

4. Рассчитаны, спроектированы и изготовлены пять вариантов модельных колес с широким дианазоном изменения угла выхода и радиуса лопаток. Создан специальный пылевой стенд для испытания модельных колес. Проведены эксперименты с двумя моделями, подтверждающие выводы аналитических исследований и предварительных экспериментов на физической модели.

5. Установлено, что путем оптимизации геометрических параметров проточной части возможно повышение ресурса рабочего колеса более, чем в 2 раза.

6. Спроектированы, изготовлены и прошли промышленный эксперимент противоизносные решетки для рабочего колеса аглоэксгаустера 6500 с углом выхода лопаток $\beta_2 = 40^{\circ}$. Результаты промышленных испытаний дают основание утверждать, что путем выравнивания износа лопаток по их ширине за счет установления противоизносных решеток возможно повышение износостойкости колес не 30-40 %.

Литература

I. Лобода В.М., Ступницкий А.М., Кагитина В.Д. и др. О влиянии геометрии проточной части роторов аглоэксгаустеров на износостойкость лопаток.-В сб.: Металлургическое машиноведение и ремонт оборудования, вып. 8. М., Металлургия, 1979. 2. Коваленко И.И., Овсянникова Л.Б. Надежность и износ рабочих лопаток аглоэксгаустеров. - Тезисы докл. ВНТ конф. Повышение надежности и ремонтопригодности основных агрегатов черной металлургии. г. Днепропетровск, 1979, Черметинформация, 1979.

- I. Kleis,
 - I. Kovalenko,
 - V. Loboda,
 - L. Ovsjannikova,
 - A. Stupnitsky

Untersuchungen von Methoden für Lebensdauer-

erhöhung der Laufräder von Agglomeration-

exhaustoren

Zusammenfassung

Man hat Probleme der Verschleißfestigkeitserhöhung der Laufräder von Agglomerationexhaustoren, die mit konstruktiven Maßnahmen lösbar sind, untersucht.

Es sind mathematische Modelle angegeben, die das Zusammenwirken zwischen Abrasivteilchen und Schaufeln, aber auch den Verschleiß von Schaufeln darlegen. Auf dieser Basis werden rationelle geometrische Hauptkenndaten der Laufräder geklärt.

Zum erstenmal sind Modellversuche durchgeführt worden, die den Arbeitsbedingungen von Agglomerationexhaustoren nachahmen.

Theoretische Ergebnisse stimmen mit Versuchsdaten gut überein.



TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED TPYJH TALINHCKOTO HOJNTEXHNYECKOTO NHCTNTYTA

удк 620.178

А.Ф. Соколов

ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРОАБРАЗИВНОГО ИЗНОСА СТАЛЕЙ

На химических предприятиях в производстве красителей для их измельчения в суспензионном растворе широко применяются турбинные мельницы (турбоизмельчители), рабочие органы которых изготовлены из нержавеющей стали типа I2XI8HIOT.

Под действием скользящего потока суспензии красителя и мелицих тел (полиметилметакрилат об 0,6-0,8 мм) происходит разрушение рабочих органов [1]. Износ ускоряется еще и потому, что на рабочие органи оказывают совместное действие как указанные твердые частицы, вызывающие эрозию, так и агрессивные составляющие сред, вызывающие коррозию (коррозионно-грозионный износ) [2].

Суспензия может содержать красители антрахинонового ряда, а производные антрахинона оказывают сложное влияние на коррозии нержавещих сталей в серной кислоте. Чаще они являются ингибиторами общей коррозии, но усиливают межкристаллитную коррозию [3], что может в значительной степени сказаться на коррозионно-эрозионном износе.

Лабораторные испытания сталей на коррозионно-эрозионный износ и раздельно на эрозионный износ и коррозионное разрушение показали [2], что для сталей I2XI8HIOT, I5X25T и I0XI4ГI4Н4Т коррозионно-эрозионный износ не является простой суммой двух раздельных процессов, а по абсолютной величине значительно выше. Для стали I2XI8HIOT это особенно заметно в состоянии после термообработки при 800 ⁰С.

С целью выявления механизма этого явления были проведены электрохимические исследования непосредственно на модели турбоизмельчителя. Снятые со скоростью 300 мв/час с помощью потенциостата П-5827 были получены потенциокинетические поляризационные кривые в соответствии со схемой установки, приведенной на фиг. I. *8*



Фиг. 1. Схема лабораторной установки.

 ротор, 2 - статор, 3 - рабочий электрод, 4 - электрод сравнения, 5 - электрод вспомогательный (платиновый),
 6 - электролитический ключ, 7 - контактный термометр,
 8 - потенциостат, 9 - термостат.

Кривые снимались в суспензии красителя "Синий-К" без добавки кислоты (pH-9,67) и с добавкой серной кислоты до pH-2,7 и I,2. Опыты проводили в спокойной суспензии и при вращении ротора с n = IOOO об/мин, скорость движения среды около I7 м/с. Начальным потенциалом при снятии поляризациснных кривых служил стационарный потенциал, определяемый в течение 20 минут. Вначале снималась катодная кривая, а затем, если стационарный потенциал после катодной поляризации оставался прежним, снимали анодную кривую.

В случае изменения стационарного потенциала, образец извлекали и вновь готовили поверхность, а затем снимали анодную кривую.

На фиг. 2 приведены поляризационные электрохимические кривые для термообработанной стали I2XI8HIOT.

Поляризационные кривые показывают, что в движущейся среде при рН-9,67 стационарный потенциал стали I2XI8HI0T, термообработанной при 800 °С, сдвигается на 250 мв в сторону положительных потенциалов, при этом значительно облегчается катодный процесс.

В среде красителя с добавкой серной кислоты до pH-2,7 стациснарный потенциал стали, закаленной и отпущенной при 800 ^ОС при движении среды сдвигается в сторону положительных потенциалов на IOC мВ (-400 мВ), катодная и анодная плотности тока на порядок выше, чем в щелочной среде (фиг. За, б).

Движение среды сдвигает стационарный пстенциал закаленной стали на 60 мВ и тем самым облегчает катодный, а также и анодный процесс.



Зависимость плотности тока стали 12X18H10T, термообработанной по режиму закалка+отпуск, в суспензии красителя "Синий-К" с pH-9,67 от потемциала.

• - среда спокойная,

Заметно влияние движущейся *- среда движущаяся. среды на сталь, отпущенную при SCO ^оС, стационарный потенциал которой сдвигается на IOO мВ в сторону положительных потенциалов, при этом еще значительно облегчается катодный процесс.



пензии красителя "Синий-К" с pH-2,7 от потенциала. • - среда спокойная,

- × среда движущаяся.
- а) сталь в закаленном состоянии,

б) сталь после отпуска при 800°С.

45

Увеличение анодного процесса из полученных кривых незаметно, однако, если учесть увеличение катодного процесса и то, что реальные поляризационные кривые вблизи стационарного потенциала характеризуют сумму анодного и катодного процессов, можно предположить увеличение и анодного процесса.

Анодный и катодный процессы стали I2XI8HIOT в водном растворе серной кислоты (рН-2,7) почти на два порядка ниже по сравнению со средой красителя при том же рН.

Металлографические исследования образцов после испытания их на установке в среде красителя при pH-2,7 показали наличие межкристаллитного разрушения отпущенной при 800 ^оС стали I2XI8HIOT.

Анализ проведенных электрохимических исследований позволяет следующим образом объяснить интенсификацию коррозионно-эрозионного износа в сравнении с раздельными коррозионным и эрозионным разрушениями. В среде красителя при рН-9,67 (условно можно считать чисто эрозионный процесс) и в водном растворе серной кислоты при рН-2,7 (условно можно считать чисто коррозионный процесс), поляризационные кривые показывают, что процесс разрушения стали I2XI8HIOT незначителен.

В среде красителя с серной кислотой рН-2,7 (коррозионно-эрозионный процесс) в значительной степени облегчаются катодный и анодный процессы. Катодный процесс облегчается, по-видимому, потому, что интенсивно отводятся продукты восстановления. Стационарный потенциал при этом сдвигается в сторону положительных потенциалов, т.е. в пассивную область, однако, анодная плотность тока выше в пассивной области при движении среды относительно образца.

Это происходит, очевидно, потому, что к поверхности, с одной стороны, более интенсивно подводится окислитель, что способствует пассивации, а, с другой стороны, абразивные частицы красителя удаляют пассивный поверхностный слой и обнаженная поверхность корродирует быстрее, однако, она здесь же снова пассивируется. Эти процессы, безусловно, находятся в динамическом равновесии. Имеет свои особенности коррозионно-эрозионный износ отпущенной при 800 ^ОС стали. Для стали в таком состоянии стационарный потенциал еще более сдвигается в пассивную область, однако, как известно [4] анодная кривая такой стали имеет участок пассивации с высокой плотностью анодного тока, при этом зерна стали находятся в пассивном состоянии, а границы корродируют.

Разрушение границ зерен и механические напряжения, возникающие в процессе износа при больших скоростях, способствуют выпадению зерен, что приводит к еще большему коррозионно-эрозионному износу.

Литература

I. Клейс И.Р., Вальдма Л.Э., Соколов А.Ф., Пирс Ю.Ю., Паппель Т.А. Характер изнашивания рабочих органов турбоизмельчителей. - Химическое и нефтяное машиностроение. М., 1977, № 5. с. 33.

2. Клейс И.Р., Соколов А.Ф., Кузюков А.Н. Исследование материалов на коррозионно-эрозионный износ в условиях работы турбоизмельчителей. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 455, с. 33.

3. К у з ю к о в А.Н. Исследование влияния антрахинома и его производных на коррозионное и электрохимическое поведение ряда металлов в сернокислотных средах. Дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. М., МИХМ, 1971. 172 с.

4. Левин И.А., Воликова И.Г. Основные принципы подбора растворов для ускоренных испытаний на склоннссть к межкристаллитной коррозии. - Заводская лаборатория, 1963, № 2, с. 180-184.

A. Sokolov

Electrochemical Investigations into

Hydroabrasive Wear of Steels

Summary

This paper deals with the results of electrochemical tests of steel 12X18HIOT in various conditions. The experiments were made directly on the model of a turbomill in stagnant and moving suspensions of the dyestuff "synyi-K" ("dark blue-K") with different pH.

It has been established that there is a dependence of electrochemical characteristics on the state of the material and test conditions. The mechanism of corrosionerosion wear has also been shown. № 516

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.762

Я.П. Кюбарсепп, Л.Э. Вальдма, Д.С. Аренсбургер

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ С ТЕРМИЧЕСКИ УПРОЧНЯЕМЫМИ СВЯЗКАМИ

Изучению износостойкости термически упрочняемых сплавов TiC -сталь посвящены опубликованные нами ранее работы [I, 2]. В этих работах было установлено, что износостойкость в гидроабразивной струе карбидотитановых твердых сплавов, в том числе сплавов TiC -сталь, выше износостойкости карбидохромовых, но несколько ниже износостойкости карбидовольфрамовых твердых сплавов (при одном уровне твердости). Установлено, что повышение износостойкости карбидотитановых твердых сплавов в гидроабразивной струе более эффективно осуществлять увеличением твердости связки, чем увеличением содержания карбидной составляющей в сплаве.

В настоящей работе изучен механизм изнашивания сплавов TiC -сталь, а также влияние условий гидроабразивного изнашивания на износ. Износостойкость в гидроабразивной струе была исследована согласно методике, изложенной в [3]. На образец воздействовала гидроабразивная струя(концентрация абразива - кварцевого песка, в воде - I %) со скоростью 80 м/с.

Механизм изнашивания был определен с применением оптической и растровой микроскопии. В процессе изнашивания связка между карбидными зернами становится рыхлой в результате многократного деформирования и постепенно уносится гидроабразивной струей. Энергия абразивных частиц достаточна для нарушения межфазных и межзеренных границ. Наблюдается выкрашивание мелких карбидов целиком, крупных – в виде осколков после их растрескивания, и образуются кратеры. На фиг. I хорошо видны места, откуда вы-



Фиг. 1. Изношенная кварцевым песком 0,1-0,3 мм поверхность сплава 40 мас.% Тіс-сталь X9. Увеличение 1800 х (а, б) и 5800 х (в, г). а,в - угол атаки 30°, б,г - угол атаки 90°.

кращены карбиды и кратеры на изношенной поверхности сплава 40 мас.% ТіС -сталь X9 после износа в струе гидроабразива. Снимки получены на сканирующем электронном микроскопе MSM-2 фирмы "АКАSHI".

Исследования показали, что по мере увеличения нормальной составляющей ударного импульса частиц при больших углах атаки признаки разрушения поверхности не отличаются, хотя при этом износ возрастает в 2-3 раза. На механизм изнашивания не влияет также вид термической обработки сплавов.

Следует добавить, что в процессе изнашивания сплавов. когда абразив (кварцевый песок твердостью IIOO-I2OO кгс/мм²) мягче карбида (твердость H_v = 3000-3200 кгс/мм²) и тверже связки (твердость H_v не более 600 кгс/мм²) не наблюдается микрорезания. При увеличении содержания связки в сплавах механизм изнашивания может измениться.

Если проводить испытания на износ согласно методике, изложенной в [3], то коррозионные процессы, обусловленные присутствием воды, подавляются механическим износом. Это связано с кратковременностью таких испытаний в гидроабразичной струе (обычно 60-90 с). В таком случае антикоррозионные свойства испытуемых материалов малозначимы.

Часто приходится испытывать материалы в гидроабразивной среде с более умеренным абразивным воздействием. Такая необходимость возникает, например, в случае изучения износостойкости различных покрытий на сталях и твердых сплавах. При таких испытаниях, когда абразивное воздействие среди является умеренным и испытание длится десятки и сотни часов, процесси коррозии могут стать превалирующими в сравнении с износом.

В испытаниях износостойкость изучалась на машине типа установки Штауффера [4]. Образцы, закрепленные в ротор, приводимый во вращение электродвигателем, движутся в жидкостно-абразивной суспензии. Условия испытаний: относительная скорость движения образцов размерами 25 x 15 x 5 мм в жидкостно-абразивной суспензии 5,5 м/с, концентрация абразива в жидкости 5 мас.%, абразив – кварцевый песок зернистостью 0,3-0,4 мм, длительность испытаний 24 ч. Образцы онли отшлифованы и отполированы со всех сторон до шероховатости R_a < 0, I мкм. Определялся объемный износ в мм³, получаемый как средний для трех образцов.

В таблице I представлена износостойкость некоторых сплавов ТіС –сталь в водяной суспензии, как в самой распространенной коррозионно-абразивной среде.

T	and the	4	-			-	T
1	a	0	Л	N	Ц	a	

Износ	сплавов	ТіС-сталь	B	водо-песчаной		
суспензии						

Состав спла	ва	Твердость по	Объемный "	
одержание TiC, мас.% летирование стальной связки, мас.%		Burkepcy, krc/mm ²	износ, мм°	
33	9 % Cr	870	3,80	
35	19 % Cr	860	2,II	
40	0 % Cr 9 % Cr 17 % Cr 21 % Cr	660 1070 1030 1010	74,4 2,95 0,72 I,I5	
50	0 % Cr 9 % Cr 17 % Cr 25 % Cr	870 1280 1320 1180	72,6 8,4 3,I0 I,I9	
60	9% Cr	I480	42,0	

Из полученных данных следует, что при износе в водяной суспензии именно коррозионные процессы определяют стойкость сплавов. Такой вывод можно сделать, так как в этих условиях величины износа сплавов ТіС -сталь различаются в десятки раз аналогично различию коррозионной стойкости, зависящей от содержания хрома этих сплавов. С другой стороны, твердости сплавов (см. табл. I) и интенсивности их изнашивания в гидроабразивной струе [2] различаются не более чем в 2-3 раза.

Стали, в изученных нами условиях, ведут себя иначе, чем твердые сплавы, в том числе сплавы ТіС-сталь. Износостойкость сталей с различной коррозионной стойкостью при одном уровне твердости отличается меньше, чем стой-. кость в этих же условиях сплавов ТiС -сталь с разной коррозионной стойкостью (см. табл. I и табл. 2). Это указывает на различие механизмов изнашивания в таких условиях гетерогенных сплавов TiC -сталь и сталей.

Таблица 2

Износ некоторых сталей и твердых сплавов в водо-песчаной суспензии

Материал	Твердость по Виккерсу кгс/мм ²	Объемный износ, мм ³	
Сталь 45 (норм.)	200	I7.,7	
Сталь ХВГ (зак.)	790	3,60	
Сталь ЗОХІЗ (зак.)	530	2,62	
Сталь І2ХІ8Н9Т	I80	7,74	
BKI5 (WC-Co)	I220	4,50	
KXH-IO (Cr ₃ C ₂ -Ni)	I250	I,68	

Как было установлено, коррозионно нестойкие материалы ТіС-сталь изнашиваются в воде вследствие коррозии с последующим уносом продуктов коррозии, т.е. имеет место типичный коррозионно-абразивный износ.

В условиях: длительного износа в коррозионной среде твердые сплавы, несмотря на их высокую твердость, превосходят стали только при наличии у них определенной коррозионной устойчивости. Износостойкость сплавов ТіС -сталь в коррозионной среде, а также в гидроабразивной струе [], 2] определяется преимущественно "стойкостью" металлической составляющей. Если связка легко повреждаема абразивными либо коррозией, то присутствие карбидных частицами 38рен в таком гетерогенном сплаве является фактором, усиливающим интенсивность изнашивания по сравнению со сталями. Это объясняется выпадением карбидных зерен после удаления связки и обнажением вследствие этого новых участков связки, подвергаемых износу и коррозии. Неблагоприятное влияние увеличения содержания карбидной составляющей в тверцых сплавах ТіС -сталь, имеющих одинаковый состав по хрому, проиллюстрировано в таблице І.

Выводы:

I. Процесс изнашивания термически упрочняемых сплавов TiC -сталь в гидроабразивной струе состоит из разрыхления связки, разрушения межфазовых и межзеренных границ, выкрашивания карбидов и образования кратеров.

2. Интенсивность изнашивания и коррозионная стойкость сплавов ТіС –сталь в водопесчаных суспензиях зависят от содержания хрома в связке приблизительно одинаково.

3. Карбидная фаза сплавов ТіС -сталь в условиях коррозионно-абразивного изнашивания является структурным фактором, усиливающим износ, если связка сплавов имеет низкую, стойкость против коррозионного и абразивного воздействия.

4. При испытании материалов в коррозионно-абразивных средах правильное представление об относительной стойкости против абразивного износа можно получить только в случае достаточной и приблизительно равной коррозионной стойкости этих материалов.

Литература

I. К ю б а р с е п п Я.П., В а л ь д м а Л.Э. Некоторые данные о гидроабразивном износе спеченных материалов типа карбид титана-сталь. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 445, с. 57-66.

2. Вальдма Л.Э., Кюбарсепп Я.П., Пост Т.Б. Износостойкость сплавов ТіС-сталь в гидроабразивной струе. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1980, № 494, с. 41-48.

3. В альдма Л.Э. и др. 0 методике исследования материалов гидроабразивной струей. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1975, № 381, с. 33-38.

4. S t a u f f e r, W.A. Verschleiss durch sandhaltiges Wasser in hydraulischen Anlagen. - Schweizer Arch., 1958, N 24, S. 218-223; N 8, S. 248-263.

- J. Kübarsepp,
- L. Valdma,
- D. Arensburger

Wear Resistance of Thermically Hardenable

Steel-Bonded Hard-Facing Alloys

Summary

The wear mechanism of hard-facing sintered steelbonded titanium-carbide alloys was investigated both in a stream of water containing 1 % quartz sand and in a corrosion-abrasive medium. The wear rate of the quenched hardfacing alloys in a hydro-abrasive suspension was determined.



₩ 516

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУЛЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.822.57-971:621.891.22

М.Э. Аяотс, Р.Х. Лээс

МАСЛОВЫДЕЛЕНИЕ ИЗ ПОРИСТОГО ПОДШИПНИКА В САМОСМАЗЫВАКЩЕЙСЯ ОПОРЕ С ГАЗОКАМЕРОЙ

Самосмазывание в пористых подшипниках в большинстве случаев считается обусловленным от разности теплового объемного расширения масла и пористого подшипника [I, 2]. Введением в систему самосмазывания дополнительного интенсивно расширяющегося элемента, например, газа, заключенного в закрытой камере вокруг пористого подшипника [3], процесс масловыделения значительно усиливается благодаря газовому вытеснению масла из поровых каналов. Для выведения аналитической зависимости между вытесняемым количеством масла и температурой, а также для сравнения разных способов самосмазывания, рассмотрим модельную систему, построенную по положениям [3].

Представим капилляр, заполненный маслом и имекщий поверхности раздела с газом с обоих концов. С одного конца капилляр контактирует с окружающей средой большой емкости, а другой конец сообщается с газокамерой вполне определенного объема (фиг. I). Газ может выйти из камеры только путем вытеснения масла из капилляра. Масло удерживается в цилиндрическом капилляре (диаметром d_к) за счет действия капиллярных сил.

Принимаем для температуры, давления, объемов газа и окружающей среды следующие начальные условия (фиг. Ia):

$$T_{r} = T_{ro} \qquad T_{o\kappa} = T_{o\kappa o}$$
$$p_{r} = p_{ro} \qquad p_{o\kappa} = p_{o\kappa o}$$
$$V_{r} = V_{ro} << V_{o\kappa} = const$$

(I)



Фиг. 1. К аналитическому расчету масловыделения в системе смазывания с газокамерой; а) исходное состояние; б) к изохорическому процессу; в) к изобарическому процессу.

Допустим, что поведение газа в камере можно описать законами идеального газа.

При медленном повышении температуры газа в камере начинается увеличиваться и его давление, что происходит до равновесного состояния в системе:

$$p_{\Gamma} - p_{0\kappa} = \frac{4\sigma}{d_{\kappa}} \cos\Theta, \qquad (2)$$

т.е. когда разность давлений газа в камере и окружащей среды становится равной капиллярнсму давлению смазочного материала р_к, описываемому законом Лапласа. До газового вытеснения масла можно процесс в газокамере рассматривать как <u>изохорический</u> (фиг. Iб), полагая, что увеличение объема газокамеры при таком нагреве ничтожное (V_r → V_{r0}). При этом давления газа в камере и окружающей среды выражаются следукщим образом:

$$p_{r} = p_{ro} (1 + \frac{\Delta T}{T_{ro}}); \quad \Delta T = T_{r} - T_{ro}$$
$$p_{ok} = p_{oko} \frac{T_{ok}}{T_{oko}}.$$

Оценим влияние температуры на физические величины в выражении (2).

Поверхностное натяжение о, как удельная свободная энергия поверхности раздела конкретных сосуществующих фаз, зависит обратно пропорционально от температуры [4].Строгой теории для этой зависимости по данным [5,6] не существует; имеются лишь эмпирические зависимости для конкретных условий. В данном случае этой зависимостью, как показал анализ, можно пренебречь.

Влияние температуры на краевой угол смачивания висит от природы сил взаимодействия между твердым телом и жидкостью [7]. Положим, что адгезия между маслом и твердой поверхностью осуществляется в рассматриваемой системе Вандер-Ваальсовыми силами (физическое смачивание), тогда температура мало влияет на краевой угол.

В случае повышения Т_г (оттого и р_г) выше значения, соответствующего (2), выполняется <u>условие вытеснения</u> масла газом

$$p_{r} - p_{ok} > p_{\kappa} \tag{3}$$

и масло в капилляре начинает двигаться. По мере удаления масла с торца капилляра, сообщенного с окружающей средой, объем газа постепенно увеличивается. Теперь можно процесс в первом приближении рассматривать как изобарный (фиг. Ів), следующий закону Гей-Люссака, причем для поддержания необкодимого р. по мере увеличения V_г следует повышать T_г.

Рассмотрим одно из возможных равновесных состояний, когда часть капилляра уже заполнена газом из газокамеры.

Суммарный объем масла, выступающего из капилляра до этого состояния, выражается суммой

$$V_{e} = V_{e1} + V_{e2},$$
 (4)

причем

$$V_{e2} = V_{\kappa 0} (\beta_{M} - \beta_{C}) \Delta T, \qquad (4a)$$

где. Vei - объем вытесненного газом масла;

Ve2 - объем масла, выходящего за счет теплового расширения масла и граничащих стенок;

β_м, β_с - температурные козффициенты объемного расширения масла и граничащих стенок;

Из уравнений объема газа в этом состоянии

$$\begin{cases} V_{r} = V_{r0} \frac{T_{r}}{T_{r0}} \\ V_{r} = V_{r0} + \Delta V_{c} + V_{eq} \end{cases}$$

где ΔV_c = V_{ro}β_cΔT - увеличение объема газа за счет теплового расширения газокамеры при ΔT₂

4

определяем

$$V_{e1} = V_{ro} \left(T_{ro}^{-1} - \beta_c \right) \Delta T.$$
(46)

Исходя из (4а) и (4б) и переходя на реальные условия трибосистемы V_{ко} — V_{по}, перепишем (4) в виде

$$V_{e} = \left[V_{ro}(T_{ro}^{-1} - \beta_{c}) + V_{no}(\beta_{M} - \beta_{c})\right] \Delta T , \qquad (5)$$

где

Vno

По уравнению (5) количество масла, выходящего из пор подшипника при данном нагреве системы, зависит от теплового расширения трех видов рабочих тел в опоре – газа, масла, твердых тел. Таким образом, известный эффект самосмазывания за счет разного теплового объемного расширения масла и пористого тела [I] является частным случаем рассматриваемого выше способа, основанного на газовом вытеснении масла при условии (3). Значения капиллярного давления р_к для некоторых типов миниатюрных спеченных подшипников приведены в [8].

Значения температурных коэффициентов расширения газа T_{ro}^{-1} , масла $\beta_{\rm M}$ и стали (железа) $\beta_{\rm c}$ относятся приблизительно как 94:I4:I. Следовательно, без существенной потери точности для инженерных расчетов формулу (5) можно переписать в виде

$$V_{e} = (V_{r_{0}}T_{r_{0}}^{-1} + V_{n_{0}}\beta_{M})\Delta T.$$
 (5a)

Чтобы сравнить рассматриваемый способ самосмазывания с другими, переходим на коэффициент маслоотдачи, определяемый как

$$\mu_{\rm M} = \frac{V_{\rm e}}{V_{\rm no}} = \left[w(T_{\rm ro}^{-1} - \beta_{\rm c}) + \beta_{\rm M} - \beta_{\rm c} \right] \Delta T, \qquad (6)$$

или, на основањии (5а):

 $W = \frac{V_{ro}}{V_{ro}}$

гле

$$\mu_{\rm M} = ({\rm w} T_{\rm ro} + \beta_{\rm M}) \Delta T , \qquad (6a)$$

Если полагать, что значения коэффициентов расширения материалов в рассматриваемом диапазоне нагрева не зависят от температуры, и продифференцировать (6) или (6а) по температуре, то следует, что система, у которой w = 1, обладает в 7 раз лучшей масловыделяющей способностью, чем система без газокамеры (w = 0).

Из формулы (6) следует, что увеличение значения w должно привести к еще более интенсивному масловыделению. Однако при w -- ∞ (присущи к капиллярной подпитке [9]) исключена возможность возникновения от теплоты трения опоры такого давления газа, которое привело бы к вытеснению смазочного материала газом. Таким образом, приведенный объем газокамеры должен иметь оптимальное значение в пиапазоне от w = 0 (камера отсутствует, полобно []]) до w -> ~ (нерабочие пористые поверхности подшипника контактируют с окружающей средой). Наши исследования показали, что оптимальное количество газа в закрытой камере зависит от многих параметров системы (конструкция, теплофизические характеристики, условия эксплуатации опоры и др.) и поэтому его целесообразно устанавливать для каждого конкретного (или типичного) случая отдельно. Например, в случае спеченных подшипников типа І...4 [8] оптимальный объем газа (при нормальных условиях по ГОСТ 2939-63) был 2...3 мм³.

В самосмазывающейся опоре рекомендуется газокамеру располагать вокруг внешней пористой поверхности подшипника. При этом можно оставить конструкцию самого пористого подшипника неизменной, а камеру в виде кольцевой канавки выполнить в корпусе опоры. I. Мошков А.Д. Пористые антифрикционные материалы. М., Машиностроение, 1968. 207 с.

2. А я о т с М.Э. Исследование миниатюрных самосмазывакщихся опор скольжения. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. Таллин, 1977. 26 с.

3. Л э э с Р.Х. О термодинамическом регулировании процесса самосмазывания в пористых подшилниках. См. наст. сб. с. 65.

4. А д а м Н.К. Физика и химия поверхностей. Пер. с англ. М.-Л., Госхимиздат, 1947. 552 с.

5. Русанов А.И. Фазовые равновесия и поверхностные явления. Л., Химия, 1967. 388 с.

6. Сычев В.В. Сложные термодинамические системы М., Этергия, 1970. 231 с.

7. Сумм Б.Д., Горюнов Ю.В. Физико-химические основы смачивания и растекания. М., Химия, 1976. 232 с.

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

9. Хандельсман Ю.М., Романова Н.А.
Капиллярный механизм подпитки миниатюрных опор скольжения.
Тр. НИИЧаспрома, вып. 6, 1971, с. 196-202.

M. Ajaots, R. Lees

Oil Expelling from Porous Bushing in the Self-Lubricating Bearing with a Gas Chamber

Summary

In this paper the model of a lubricating system comprising the gas chamber of a certain volume is considered aiming to derive the analytical dependence between the quantity of expelled oil and the temperature of the bearing. Compared with a system without such chamber the effectiveness of oil expelling by gas is emphasized. The analysis of the results has lead to a hypothesis about the existence of an optimum gas quantity at which maximum amount of oil can be expelled.



₩ 516

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУЛН ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.822.57-971:536.757

Р.Х. Лээс

О ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОМ РЕГУЛИРОВАНИИ ПРОЦЕССА САМОСМАЗЫВАНИЯ В ПОРИСТЫХ ПОЛШИПНИКАХ

Самосмазывание трущихся поверхностей в опорах скольжения с пористыми подшипникамы происходит, как правило, за счет смазочного материала, размещенного только в поровых каналах в количестве, доходящем до 80-90 % от объема всего порового пространства в подшипнике. Однако в существукщих трибосистемах лишь ничтожная доля (до 3-4 %) от этого количества масла является эффективной для смазывания трущихся поверхностей, хотя потенциальная масловыделяющая способность этих подшипников существенно выше [I]. Поэтому в повышении эффективности самосмазывания кроется значительный резерв для увеличения ресурса опор данного типа.

Самосмазывающаяся опора скольжения, состоящая из корпуса, цапфы и пропитанного маслом пористого подшинника, представляет собой многокомпонентную гетерогенную диссипативную трибосистему, при анализе которой применимы принципы неравновесной термодинамики. Такой подход к самосмазывающейся системе дает возможность рассматривать разного рода явления (механические, физико-химические, теплофизические и др.) с единых позиций.

Согласно второму началу термодинамики, аналитическое выражение для необратимых процессов записывается в следующем виде [2]:

$$TdS > dU + \sum A_j da_j - \sum \mu_k dm_k, \qquad (1)$$

где, по [3], в данном случае,

$$\sum_{i} A_{j} da_{j} = \sum_{i} p_{i} dV_{i} + \sigma dL_{M}.$$
 (1a)

Здесь <u>></u> pidVi обозначает сумму работ изменения объемов термодинамических тел, а оdL_м – работу, которая совершается при изменении площади L_м.

По выражению (I) изменение энергии, приходящееся на самосмазывающуюся опору, всегда меньше соответствующего элементарного количества теплоты трения TdS на долю продиссипировавшей работы. Предположим, что т.н. нормальное трение [4] характеризуется линейными процессами и рассмотрим изменение энтропии внутри системы, тогда производство энтропии dS / dt в такой системе получается минимальным [5, 6], т.е. выполняется требование стационарности процесса трения.

Существенное значение в длительной работе опоры в режиме самосмазывания, например, в течение нескольких лет, имеют процессы диффузии, старения, окисления, т.е. изменение физико-химических свойств смазочного материала. В выражении (I) эти процессы учитываются членом $-\sum_{k} \mu_k dm_k$ и, поскольку они в общий баланс энергии входят со знаком минус, то они противодействуют уменьшению dS/dt, т.е. уменьшают вероятность поддержания стационарного трения.

Изменения (флуктуации) в процессе трения неминуемы вследствие структурных превращений, происходящих в поверхностном слое трущихся деталей и в смазочном слое в SOHe трения. При этом превращения, протеканцие в процессе нормального трения, можно считать устойчивыми. При появлении возмущений, например, в результате изменения трения, система самосмазывания, как самоприспосабливающаяся система, должна оказать противодействие этому возмущению и возвратить процесс к стационарному состоянию. Следовательно, по характеру противодействия возникшему возмущению и по времени релаксации следует судить о качестве и об эффективности действия системы самосмазывания. Проанализируем с этой позиции самосмазывание в известных трибосистемах, где 011ределящим при образовании фрикционных связей является граничное трение.

В системе, где функционирует температурный механизм самосмазывания [8, 9], поверхность раздела масла в полностью насыщенном пористом подшипнике, имеющем маслонепроницаемые нетрущиеся поверхности, не изменяется $(dL_{M} = 0)$. Работоспособность такой системы определяется лишь работой расширения, в основном двух термодинамических тел (масла и пористого тела), причем i = I, 2 (уравнение (Ia)). Нежелательные потоки вещества в системе $(-\sum_{k} \mu_{k} dm_{k})$ относительно слабые. Судя по [7], эффективное количество масла, даже в случае рабочего нагрева подшилника на $\Delta T =$ = 70 K, не превышает 3 % от общего количества.

По теории капиллярного механизма самосмазывания [9] работа расширения полагается имчтожной (i = 0). а существенной (по(Іа)) является только работа изменения поверхности разлела масла od Lm. Работоспособность этой системы ограничивается возрастанием капиллярных сил при уменьшения насыщенности порястого поднялника [1]. Кроме того, ее долговечность может значительно понизиться, благодаря благоприятным условиям переноса вещества $(-\sum \mu_k dm_k)$. Это способствует испаренир и окисленир смазочного материала, особенно в миниатирных опорах, где относительно велика удельная доля внешних поверхностей, контактирущих с окружащей средой. Условия контактирования внешних поверхностей пористого подшилника с окружащей средой не способствуют поддержанию устойчивого термодинамического состояния при цлительном функционировании опоры в режиме самосмазывания.

Прознализируем выражение (I) с целью отыскания возможностей повышения эффективности самосмазывания в опоре скольжения с пористым подшинником. Один способ для достижения этой цели заключается в увеличении доли I и 2 членов в правой части выражения (I) и в уменьшении роли 3 члена. Это можно осуществить соответствующим термодинамическим регулированием системы, например, введением в систему интенсивно расширяющего рабочего тела, способствующего выделению масла из пор подшинника в зону трения. Это тело, например, газ, должно находиться в камере определенного объема, изолированной от окружащей среды, и контактировать со смазочным материалом в порах со стороны нетрущейся поверхности пористого подшинника.

В случае повышения температуры системы, построенной указанным образом, все рабочие тела в трябосистеме расширяются, причем в существенно разной мере, согласно значениям их температурных коэффициентов расширения. Достигаемый таким путем эффект гозового вытеснения масла из пор подшинника позволяет значительно повысить эффективность действия системы самосмазывания. При этом давление газа, необходимое для постепенного витеснения масла из пористого подшипника в зону трения, создается и регулируется автоматически действием теплоти трения.

Приращение энтропии трибосистемы в данном случае описывается выражением

$$dS > \frac{1}{T} dU + \frac{1}{T} \sum_{j=1}^{4} A_j da_j - \frac{1}{T} \sum_{k} \mu_k dm_k, \qquad (2)$$

причем

$$\sum_{j=1}^{4} A_{j} da_{j} = \sum_{i=1}^{3} p_{i} dV_{i} + \sigma dL_{M}.$$
 (2a)

Регулярованием параметров газокамеры можно, по сравнению с опорой с капиллярным механизмом самосмазывания, значительно ограничить перенос вещества, учитываемый в выражении (2) последним членом.

Таким образом показано, что в опоре скольжения с пористым подшинником в принципе возможно существенно повысить эффективность маслоотдачи и самосмазывания. Реализувотся такие возможности термодинамическим регулированием (в данном случае введение дополнительного рабочего тела) параметров самосмазывающейся трибосистемы согласно критерию (I).

Обозначения:

Т – термодинамическая температура; S – энтропия; U – внутренняя энергия системы; A_j – обобщенная сила; a_j – соответствующие силы A_j обобщенная координата; µ_k – химический потенциал k – го тела; m_k – масса k – го тела; p_i – давление i – го термодинамического тела; V_i – объем соответствующего тела; σ – поверхностное натяжение масла; L_M – площадь соответствующей поверхности раздела в порах подшипника.

Литература

I. Л э э с Р.Х. Масловиделяющая способность пористых самосмазывающихся подшиников скольжения. - Тр. Таллинск. политехи. ин-та, 1979, № 478, с. 79-89.

2. Новиков И.И., Воскресенский К.Д. Прикладная термодинамика и теплопередача. М., Атомиздат, 1977. 352 с.

3. Сычев В.В. Сложные термодинамические системы. М., Энергия, 1970. 231 с.

4. Костецкий Б.И. Рольсреды в формпровании структуры поверхностей при граничном трении. – Физико-химические основы смазочного действия. Тезисы докладов Всесоюз. конф. Кишинев. Штиинца, 1979. с. 15-16.

5. Гленсдор ф П., Пригожин И. Термодинамическая теория структуры, устойчивости и флуктуаций. Пер. с англ. М., Мир, 1973. 280 с.

6. Klamecki, B.E. A thermodynamic model of friction. - Wear, 1980, vol. 63, N 1, pp. 113-120.

7. Мошков А.Д. Пористые антифрикционные материалы. М., Машиностроение, 1968. 207 с.

8. А я о т с М.Э. Исследование миниатюрных самосмазывакщихся опор скольжения. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. Таллин, 1977. 26 с.

9. Хандельсман Ю.М., Романова Н.А.
 Капиллярный механизм подпитки миниатюрных опорскольжения.
 - Тр. НИИЧаспрома, вып. 6, 1971, с 196-202.

R. Lees

About the Thermodynamic Regulation

of Self-Lubrication Process in Porous Bearings

Summary

This paper gives an analysis of the self-lubrication process of porous bearings in terms of the basic conceptions of non-equilibrium thermodynamics. Some proposals on how to enhance the effectiveness of the self-lubrication process are made. For example, to improve the oil expelling capacity of such bearings, the use of gas enclosed in a chamber of a certain volume is suggested. An adequate gas pressure in the chamber will arise due to heat liberated in the friction process.
₩ 5I6

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУЛЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.937.6

Т.А. Тийдеманн, Т.М. Реми

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ РЕЗАНИЯ ГАЗОБЕТОНА И ДОЛГОВЕЧНОСТИ РЕЖУЩИХ СТРУН

В современных машинах для резки газобетона в стадии полупластического состояния применяются режущие стальные струны (сталь 65Г, УЭА и др.). С повышением качественных требований на резанные изделия требуется разработка более совершенных режущих машин. Возникла необходимость изучения процесса резания струной, усилий в струне при резке, а также долговечности струн, так как такие данные в литературе встречатся недостаточно часто.

Известны испытательные установки Е. Кальварского []] и Т. Эрима, на которых разрезка массива, установленного на стол резательной установки, производилась подъемом стола (с помощью гидропривода) при подаче массива на режущий орган. В. Калашников и И. Иванов создали устройство [2], где разрезаемый массив укладывался на подвижную платформу, которая уравновешивалась через систему блоков с помощью набора грузов. Путем последовательного нагружения грузами определяли нагрузку, при которой началось проникновение струны в тело бетона и скорость резания.

С целью изучения не только начального сопротивления резанию, а также процесса резания и износа струн во всей динамике, выяснения, исходя из прочности струн – максимально возможных скоростей резания, была создана экспериментальная установка СІ – фиг. І и 2.

Установка состоит из режущей и электроизмерительной части. Режущая рама I смонтирована на основание 2 шарнирно. Режущий контур состоит из струны 3, наконечников для крепления и натяжения струн 4, троса 5, направляющих блоков 6, приводного блока 7 и обводного блока 8. Концы троса 5 прикреплены к приводному блоку 7. С электродвигателя 9 передается вращение через клиноременную передачу IO кривошипно-шатунному механизму II, который приводит приводной блок 7 в колебательное движение, а через тросы 5 задается пилящее движение струне 3. Усилие подачи регулируется приставными грузами I2. Для регистрации усилия в струне и пути движения струны (в координа-



Фиг. 1. Экспериментальная установка С1 с самопишущим прибором H327-3 и блоком усилителя. тах времени) применяются специальные датчики и усилитель (на схему которых подана заявка на изобретение). Данные регистрируются быстродействующим самопищущим прибором H327-3. 9





Фиг. 2. Кинематическая схема установки.

Установка работает следующим образом. При поднятой раме под струну устанавливается испытательный образец – ячеистобетонный массив размерами 200 х 300 х 600 мм. Массив разрезается свободным падением рамы. Регистрируется время (скорость) резки и усилие в струне. Можно изменять амплитуду и частоту пиления.

Удельное давление на струну определялось из зависимости $p_i = \frac{F}{b}$, где b – ширина массива; F – уоилие подачи – компонент от сосредоточенного на струну веса G рамы с грузами. Усилие F = G.cosa, где а угол между вертикалью и касательной к траектории точек крепления струны. С другой стороны, а равняется половине угла поворота рамы. При резке образща с высотой h = 300 мм соза изменяется в пределах I по 0,978. Следовательно, усилие подачи колеблется от среднего значения не более I,I % и можно считать практически постоянным во время резки. Среднее усилие устанавливается при $\alpha = 8,5^{\circ}$.

Для измерения долговечности струн при сравнительных испытаниях можно крепить несколько параллельных струн с помощью специального держателя.

Некоторые технические данные установки следующие:

- I) амплитуда пиления от 3 до 30 мм;
- 2) частота пиления 135, 255 и 1012 дв.ход/мин;
- 3) Macca 78 Kr;
- 4) мощность привода пиления 0,6 кВт.

Чертежи установки СІ разработаны и установка налажена в студенческом КБ ТША, узли механической части изготовлены в содружестве с НИШСиликатобетоном.

Предварительные иопытания установки СІ показали, что схема имеет следущие преимущества:

I. Высокая производительность при испытаниях благодаря системе скоростной регистрации данных.

2. Так как отсутствуют прямолинейные направляющие и подача осуществляется поворотом рамы на опорах качения, то потери сопротивления трению в расчетах можно не учитывать.

3. Рама и опоры имеют достаточную жесткость, что позволяет применять разные интенсивные режимы резания и без помех регистрировать усилие в струнах.

4. Простота, компактность и портативность устройства позволяет производить опыты с выездом на действующие предприятия.

При резке стальной струной газобетонного полупластического сырца усилие в струне зависит от величины прогиба струны [2,3,4]. При изучении прочности и долговечности режущих струн необходимо, в первую очередь, установить действительное натяжение струны.

Рассмотрим струну, опоры которой А и Е на одном уровне (фиг. 3).



Фиг. 3. Струна в массиве при резке газобетонного полупластического сырца.

Часть контура струны находится внутри разрезаемого массива шириной b и принимает криволинейнур форму, которую с достаточной точностью можно считать параболической. Часть струны вне массива остается прямолинейной, но наклонной по отношению к первоначальному прямому расположению на величину угла «. Целесообразно взамен прогиба струны в середине массива f оперировать углом наклона «, измерение изменения которого более удобно.

Уравнение параболы с вертикальной осью; вершиной в начале координат, можно записать в виде: $y = q x^2$. Для точки с координатами x = b/2, y = f имеем

$$a = \frac{y}{x^2} = \frac{4f}{b^2} \cdot$$

Производная функции

$$\frac{dy}{dx} = 2ax = tga.$$

В точке $x = \frac{b}{2}$ получаем

$$tq \alpha = 4f/b. \tag{1}$$

Так как струна вне массива является касательной к параболе в точке $\chi = \frac{b}{2}$, то $\alpha = \arctan \frac{4f}{b}$ есть утол ее наклона.

Изменение прогиба f и угла с в общем случае имеет нелинейную связь с изменением усилия в струне. Учет податливости режущего контура (включая податливость струны, тросов, пружины, режущей рамы) расчетным способом затруднителен. Можно установить в конкретной машине связь между погонной нагрузкой и углом с тарировкой контура путем наложения ряда грузов известной величины. Если струна при этом упирается на шаблон в виде дуги окружности (фиг. 4), то разницу угла β от с можно рассчитать.



Фиг. 4. Струна на шаблоне при тарировке.

Длина параболической части струны (фиг. 3)

$$L_{BD} = b + 8f/(3b), [5].$$

Из зависимости (I) f=b.tqa/4. Тогда

$$L_{BD} = b\left(1 + \frac{1}{6}tg^2\alpha\right)$$

С учетом участков АВ и DE

$$L_{AE} = \frac{L-b}{\cos\alpha} + b(1 + \frac{1}{6}tg^2\alpha).$$

Длина дуги окружности GI (фиг. 4) $L_{GI} = 2 \cdot r \cdot \beta$. Отрезок $L_{FG} = L_{13} = \frac{L}{2\cos\beta} - r \cdot tg\beta \cdot Oбщая длина L_{FJ} = \frac{L}{\cos\beta} - 2r \cdot tg\beta + 2r\beta$.

Выражая $r = \frac{b}{2\sin\beta}$ получаем при $\beta_{max} = 45^{\circ} r = \frac{b}{\sqrt{2}}$. Если принимать $b = c \cdot l$, то $r = \frac{c \cdot l}{\sqrt{2}}$ (ширина шаблона $b' \ge 2 r \sin\beta_{max}$).

При равных усилиях в струне можно деформации контуров предполагать равными в обеих случаях и приравниваем

Получается уравнение

$$\left(\frac{1}{C}-1\right)\frac{1}{\cos\alpha}+\left(1+\frac{1}{6}\operatorname{tg}^{2}\alpha\right)=\frac{1}{C}\frac{1}{\cos\beta}-\frac{2}{\sqrt{2}}\left(\beta-\operatorname{tg}\beta\right).$$

Tak kak $\cos\alpha=\frac{1}{\sqrt{1+\operatorname{tg}^{2}\alpha}}$, to moment same that the

$$tg^2 \alpha = \left(\frac{1}{\cos \alpha}\right)^2 - 1.$$

Полученное квадратичное уравнение по отношению к $\frac{1}{\cos \alpha}$ имеет решение, которое можно выразить через α

 $\alpha = \arccos \frac{1}{3\left(1 - \frac{1}{C}\right) \pm \sqrt{9\left(\frac{1}{C} - 1\right)^2 - 5 + \frac{b}{C} \cdot \frac{1}{\cos\beta} - \frac{12}{\sqrt{2}}\left(\beta - tg\beta\right)}}$

Применительно к экспериментальной установке СІ [4], где с = 0,34, необходимо учесть при тарировке следукщие поправки:

ß	1 ⁰	5 ⁰	10 ⁰	15 ⁰	20 ⁰	25 ⁰	30 ⁰	35 ⁰	40°	45 ⁰
du	1,23 [°]	5,64 ⁰	11,25 [°]	17,49 ⁰	23,79 [°]	29,59 ⁰	35,54 [°]	41,33 ⁰	46,97 ⁰	52,32 [°]
ai-B	0,23 [°]	0,64 ⁰	1,25 [°]	2,49 ⁰	3,79 [°]	4,59 ⁰	5,54 [°]	6,33 ⁰	6,97 ⁰	7,32 [°]



Фиг. 5. Зависимость силы в режущей струне и сопротивления резанию от угла наклона.

В первом приближении для струн с небольшими прогибами погонное сопротивление резанию можно рассматривать как равномерно распределенную по ширине массива нагрузку w, т.е. усилие подачи равняется w.b. Если опоры на одном уровне (фиг. 3), то натяжение F в струне у опор одинаково и направлено вдоль прямых участков струн (фиг. 5). Натяжение F на опорах можно условно разложить на горизонтальную F_н и вертикальную F_v составляющие. Из условия равновесия сил по вертикали имеем

 $\begin{array}{rl} 2F_v = w \cdot b \ . \\ \ensuremath{\text{Tax kax}} & \frac{F_v}{F} = \sin \alpha \ , \ \ensuremath{\text{to ycunue b ctpyhe}} \\ F = \frac{w \cdot b}{2 \sin \alpha} = 0.5 \ w \cdot b \cdot \ensuremath{\text{cosec}} \alpha \ . \end{array}$

Если $\alpha \to 0$, то sin $\alpha \to 0$ и F $\to \infty$. Поэтому без прогиба струны резать невозможно, так как малейшее сопротивление резанию причиняет растягивание и обрыв струны. Другой крайний теоретический случай, если прогиб бесконечно большой и $\alpha \to 90^{\circ}$ то sin $\alpha \to 1$ и F = $\frac{W \cdot b}{2}$ = F,.

Из графика $\frac{\omega \cdot b}{F}$ (фиг. 4) хорошо видно, что с уменьшением угла наклона \prec допустимое сопротивление резанию ω или возможная для резки ширина массива b убывают синусоидально. Дана шкала $\frac{b}{f}$ позволяющая учитывать прогиб. Другой график (косекансоид) показывает, что резко изменяется усилие в струне при малых углах \prec даже при обычном прогибе $f = \frac{b}{10}$. Поэтому в предельных случаях (например, при резке сверху вниз против поддона массива шириной 3 м) можно резать при предельно малых углах α только с автоматическим обеспечением сохранности струн от случайных перегрузок. Натяжное устройство для обеспечения постоянства натяжения с помощью грузов точнее и проще, чем с помощью гидроцилиндра (из-за возможных потерь на трение в уплотнениях до +10 %).

При резке струной пилением необходимо учесть дополнительные силы [2].

Для вывода зависимостей здесь была принята схема нагрузки, распределенной равномерно по длине пролета, а не по длине самой струны. При $\alpha > 20...30^{\circ}$ возникшую погрешность нужно отдельно учесть, либо применить формулы по [3]. Хотя представленные зависимости приближенные, они хорошо характеризуют сущность изменения сил в режущих струнах. Выводы

I. Создана портативная быстродействующая испытательная установка СІ.

2. Показана рациональность оценки натяжения и прогиба режущей струны по изменению угла наклона струны вне массива.

3. Выведена тарировочная зависимость для измерения сил в струне по углу наклона.

4. Показано, что силы в режущей струне изменяются приблизительно по косекансоиде в зависимости от угла наклона струны.

 Показано, что нагрузочная способность режущей струны изменяется приблизительно синосоидально в зависимости от угла наклона струны.

Литература

I. Кальварский Е., Долицкий И., Эрима Т., Эскуссон К. Некоторые результаты сравнительных испытаний различных рабочих органов машины для резания ячеистобетонного сырца. - Сб. трулов НИПИсиликатобетона, Таллин, 1970, № 5.

2. Калашников В.И., Иванов И.А. Вибрационная резка газобетона. В сб.: Структура и деформативность легких и некоторых специальных бетонов. Выпуск У. Пензенский инженерно-строительный институт. Пенза, 1970.

3. Ха́ак Х. О расчете струн резательных машин. -Сб. трудов НИПИсиликатобетона, Таллин, 1971, № 6.

4. Каас А., Реми Т., Тийдеманн Т., Яансон Я. Красчету прочности струн для резки газобетона. Тезисн докладов XXXI студенческой научно-технической конференции. Таллин, ТША, 1980.

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

T. Tiidemann, T. Remi

Experimental Apparatus for Investigating Cutting of Cellular Concrete and Operating Capacity of the Cutting Wires

Summary

The cutting wires are used in the machines to cut semi-plastic cellular concrete bodies. In this paper a description of a new apparatus and a method for investigating the operating capacity of the cutting wires are given. In this case the moving wire is lowered into contact with the concrete body by the action of loads. The forces and deformations are recorded. ₩ 516

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.937.6

Т.А. Тийдеменн, А.Э. Каас, Т.М. Реми

О РЕЗКЕ СТРУНОЙ СКОЛЬЖЕНИЕМ

Для разделения ячеистобетонных массивов в полупластическом состоянии на блоки и панели применяются резательные машины с режущими органами в виде натянутой струны. Основным отказом при резке является обрыв и вытягивание струн Причиной этого достаточно часто является растяжение при статическом нагружении за пределом упругости из-за резки перетвердевшего массива, неправильного выбора параметров струны, ширины реза, прогиба струны или режима резания, что между собой тесно связано [1], но в достаточной мере еще не изучено.

Достоверные данные по сопротивлению газобетона резанию опубликованы для случая резания продавливанием в нормальном по отношению к струне направлению. Так, например, хорошо зарекомендовала себя формула Т. Эрима [2] для погонного сопротивления резанию

$$w = 10, 6 \cdot d \cdot R_{pl}, \qquad (1)$$

где d - диаметр струны;

R_{pl} - пластическая прочность массива.

В виде поверхностной нагрузки сопротивление резанию было трактовано В.И. Калашниковым и И.А. Ивановым [3]. Необходимо уточнить пределы действия этих зависимостей

При резании скольжением – пилением, вибрацией или с помощью бегущей струны – сопротивление резанию уменьшается. В настоящее время отсутствует теория резания струной скольжением и основы расчета усилий. Дан ряд переходных коэффициентов, пригодных в частных случаях при виброрезании [3]. Даже режимы пилящего резания встречаются в практике весьма различные — частота пиления в пределах 80 ... 1000 дв. ходов в мин и амплидуты соответственно от двух до нескольких сотен миллиметров. Оптимальные режимы резания, в зависимости от свойств сырца, режущего органа и качественных показателей готовых изделий (долговечности и точности поверхностей), требуют еще выяснения.

Вслед за статическими нагрузками отказ может произойти и из-за усталости (обычно в месте крепления и направлении пилящей струны) или из-за быстрого износа режущих струн (явно выраженного, например, при обработке струнными фрезами "горбушки").

Подойти к проблемам долговечности можно четко установие фактические нагрузки, напряжения в струне и характер их изменения при оптимальных режимах. От последних зависят скорости и путь трения, усилия подачи и т.д. При этом вопросы прочности и долговечности струн весьма актуальны. Струны резмашин часто предельно загружены, не обеспечивают достаточно малого недореза у поддона формы, а в некоторых случаях недогружены, режут неточно и работают с недостаточной производительностью.

Некоторые характерные при резке пилением зависимости, полученные с помощыю экспериментальной установки С1 по описанной в [I] методике, изложены на фиг. I...4.

Влияние амплитуди (фиг. I) и частоти пиления (фиг. 2) на возможную скорость подачи и времени резки зависит от удельной погонной нагрузки на струну p_l . Так, например, при серии опытов в условиях, представленных на фиг. 2, в случае $p_l = 0,125$ H/мм, струна не резала. Не помогла интенсификация режимов – повышение частоти пиления. Повидимому, существует определенное пороговое критическое сопротивление резанию, к которому интенсификацией режима резания можно только асимптотически приближаться.

В случае р_l = 0,5 H/мм режущий орган падает с ускорением сквозь массив, так как р_l > w. Осуществляется скоростное резание - со скоростью даже в десятки раз выше применяемых в настоящее время в промышленных машинах. При промежуточных р_l осуществляется пилящее резание со ско-



фиг. 1. Зависимость времени резки t от амплитуты. туды пиления струны. $R_{pl} = 48 \text{ кЛа; } p_{u} = 0,37 \text{ H/MM; } 1- n =$ 135 дв.ход/мин; 2- n = 255 дв.ход/мин;

3- n = 1012 дв.ход/мин.















Фиг. 6. Схема усилий в процессе резания элементарной струной: а) нормальным продавливанием, б) скольже-

нием.

ростью, зависящей от режима резания (фиг. 2). Ход кривых схож с подученным при виброрезании [3].

Из-за различия в механизме пилящего резания подъем кривых при гладкой струне отличается от кривых, полученных с помощью струны того же диаметра, но с навитой спиралью (фиг. 3). Струна с навитой спиралью способна резать даже при малых р_l, гладкая струна работает лучше в диапазоне высоких скоростей подачи.

Кривые на графиках соответствуют случаям равновесия w = p_l, так как согласно выбранной методике испытание было проведено со свободно падающей резательной рамой и с заданной грузами постоянным усилием подачи. Скорость резки образовалась сама по себе в зависимости от режима резки и свойств разрезаемого материала.

Сущность резания струной пилением иллюстрируется графиком (фиг. 4). Здесб $p_l = const$ и прогиб струны f=const. При резке продавливанием без скольжения удельное сопротивление резанию $w_4 = const$. Если струна загружена усилием подачи G и погонная нагрузка на струну $p_l = G/b < w_4$, то резка неосуществима. (Здесь b - ширина реза.) При включении пиления сопротивление резанию, в зависимости от мгновенной скорости пиления, становится переменным во времени

w₂ ≈ const. Видно, что только в течение 2/9 периода w₂ < p₁ и струна режет. Так как в течение 7/9 периода

 $w_2 > p_1$ и резки нет, то средняя скорость подачи низкая. Для интенсификации резки увеличиваем амплитулы (w_3) или частоты пиления в два раза (w_4). В обоих случаях новые кривые располагаются ниже линии p_1 = const суммарно в течение 4/9 времени. Средняя скорость резки увеличивается, но не в два раза. Все это было бы при постоянной пластической прочности массива. При более низкой R_{pl} , в случае $w_5 < p_1$ резка осуществима и без скольжения.

Совместное влияние амплитуды и частоты пиления на соиротивление резанию и можно наглядно охарактеризовать через кинематическое условное уменьшение диаметра струны (фиг. 5). Кривые можно описать зависимостью

$$w = C_{\star} \cdot R_{\rm pl} (\ln d_{\rm K} + C_2),$$

где С, и С2 - коэффициенты, зависящие от свойств материала.

Новое понятие – кинематический диаметр d_к – поясняется ниже, совместно с попыткой объяснить мехенизм резки скольжением.

Рассмотрим отрезок струны, продавливаемый в разрезаемый полупластический материал сперва только в нормальном направлении (фиг. 6а). Разделению материала на части под воздействием струны (поз. I) всегда предшествует образование перед струной призмы сжатого материала (поз. 3), явление описано и при резке грунтов [5]. Струна и призма движутся вперед совместно, преодолевая сопротивление различного происхождения. Материал сдвигается выше нижней кромки струны и возникают трещины. По мере продолжения проникновения струны в материал трещины открываются под действием растягивающих напряжений. Так образуется т.н. "драконов зуб" на поверхности реза (поз. 2). Постепенно частично скалывается сама призма и обновляется. При резке скольжением отрезку струны одновременно с перемещением Sn задается еще аксиальное дрижение S. Суммарно отрезок струны движется в направлении S. В этом направлении сечение струны уже не круг, а приобретает эллиптическую форму (фиг.66) с радиусом кривизны г, ≈ r.sin β. Струна как режущий орган становится якобы острее. Призма сжатого материала перед струной тоже меньше, так как базируется на кинематически уменьшенном диаметре $d_k = d \cdot \sin \beta$. Увеличивается контактное напряжение перед струной. Соответственно уменьшается лобовое сопротивление струны резанию. Опыты подтверждают уменьшение призмы сжатого материала при резке СКОЛЬЖЕНИЕМ.

Такой подход к резке скольжением позволяет обобщенно выразить как влияние диаметра струны, скорость пиления (частоты и амплитуды), так и скорости подачи.

Кроме кинематического уменьшения диаметра струны при переходе на резку скольжением происходит перераспределение силы трения. Поэтому направление суммарного вектора сил резания несколько отличается от пути струны и β = γ (фиг. 66).

Влияет также различие в боковом трении струни, свойства материала и абсолютная скорость резки и подачи. Выявление количественных зависимостей требует еще объемных исследований. I. Отказы при резке газобетона струной могут произойти от статических перегрузок струн, от усталости или изнашивания. Изложены некоторые проблемы их исследования.

2. Влияние амплитуды и частоты пилящего резания на сопротивление резанию имеет нелинейный характер.

3. При повышении усилия подачи можно перейти от стадии частичного в течение амплитуды резания на скоростное резание.

 Механизм резания скольжением можно охарактеризовать через кинематическое уменьшение диаметра струны.

Литература

I. Тийдеманн Т., Реми Т. Экспериментальная установка для исследования резания газобетона и долговечности режущих струн. См. наст. сб. с. 71.

2. Эрима Т., Калме Т. Определение сопротивления сырца газосиликата резанию способом продавливания. -Материалы и тезисы II конференции молодых научных работников Прибалтики и Белоруссии, работающих в области строительных материалов. Таллин, 1968.

З. Калашников В.И., Иванов И.А. Вибрационная резка газобетона. – В сб.: Структура и деформативность легких и некоторых специальных бетонов. Выпуск У. Пензенский инженерно-строительный институт. Пенза, 1970.

4. Зеленин А.Н., Баловнев В.Н., Коров И.П. Машины для земляных работ. Машиностроение. М., 1975.

T. Tiidemann,

T. Remi,

A. Kaas

Cutting by Wire with Sliding

Summary

The paper deals with the main reasons which cause the failure of the cutting wires. Some diagrams and nonlinear curves are given to describe the forces acting on the wire. The forces depend on the velocity of cutting and on the sliding motion of the wire. It is shown that the velocity of sliding cutting can be described by the decrease of the relative kinematic diameter of the cutting wire.



№ 516

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУЛЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.178.167: 621.762

Ю.Ю. Пирсо, П.К. Каллас

ВЛИЯНИЕ ТВЕРДОСТИ АБРАЗИВА НА МЕХАНИЗМ АБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ СПЕЧЕННЫХ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Кинетическая энергия и твердость абразивных частиц являются факторами, наиболее сильно влияющими на механизм и интенсивность изнашивания различных материалов.

В данной работе исследовали влияние соотношения твердостей абразивных частиц H_A и материала H на интенсивность и механизм изнашивания спеченных твердых сплавов.Испытания проводили на центробежном ускорителе абразивных частиц ЦУК-ЗМ при угле атаки 30° и скорости абразивных частиц 5 и 55 м/с по методике, описанной в работе [I]. Абразивами были выбраны карбид бора (твердость 5000 кгс/мм²), кварцевый песок (твердость I200 кгс/мм²) и стеклянный порошок (твердость 500 кгс/мм²). Зернистость карбида бора и кварцевого песка составляла 0,16-0,3 мм, стеклянного порошка - 0,4-0,6 мм. Состав, структура и свойства исследуемых спеченных твердых сплавов приведены в таблице.

Механизм изнашивания при соударении со скоростью 5 м/с

Известно, что абразивные частицы могут внедряться в поверхностный слой материала, если их твердость несколько выше твердости материала и они обладают достаточной кинетической энергией [2, 3]. Кинетическая энергия абразивных частиц при скорости соударения 5 м/с настолько мала, что даже частицы карбидов бора, твердость которых в несколько раз превышает твердость материала, не способны нарушать карбидный каркас и внедряться в материал. Следовательно, при ударе создается уровень контактных напряжений, который вызывает упругие деформации в карбидной составляющей сплава.



Фиг. 1. Поверхности образцов, изношенные в струе частиц карбида бора при скорости 5 м/с, х 1350; а) КХНЗОМ, б) КТНКХЗО.

Однако острые углы и края частиц карбида бора могут енедряться в мягкие и пластичные прослойки связующей фазы и вызывать ее постепенное удаление, т.е. происходит т.н. избирательное изнашивание(фит. I). Таким образом, в контакте частиц карбида бора со связкой создается иной уровень напряжений, который вызывает пластическую деформацию в связующей фазе сплава.

Такой механизм изнашивания наблюдается у всех исследуемых спеченных твердых сплавов с гетерогенной структурой, независимо от твердости сплава. Даже интенсивности изнашивания таких сплавов близки друг к другу (фиг. 2).

Частицы кварцевого песка имеют округлую форму и поэтому мяткие тонкие прослойки (0.1-0,5 мкм) связующей фазы недоступны прямому воздействию абразивных частиц. Первые заметные повреждения появляются на связующей фазе после некоторого инкубационного периода, по-видимому, после появления мелких осколков частиц кварцевого песка. Эти мелкие осколки. попадая между сплавом и ударякщимися частицами, могут внедряться в связку (фиг. 3). Процесс изнашивания имеет избирательный характер и одинаков для всех MCследуемых сплавов. Такой механизм более подробно описан в работе [I].



Фиг. 2. Кривые изнашивания спеченных твердых сплавов при скорости 5 м/с: а) карбид бора, б) кварпевый песок. ×- ВК15, ● - КХН30М, ○ - КХН30К, ■ - КХН10М, □ - КХН10К, ● - КТНКХ30М, ◊ - КТНКХ30К, ▼-ТіС - 30 Fe закаленный, ⊽-ТіС - 30 Fe незакаленный, ▲-ТіС - 60 Fe закаленный, △-ТіС - 60 Fe незакаленный.



Фиг. 3. Поверхности образцов, изношенные в струе частиц кварцевого песка при скорости 5 м/с, х 1350: а) ВК15, б) КХН30, в) КТНКХ30, г) ТіС - железо.



Фиг. 4. Поверхности образцов, изношенные в струе частиц карбида бора при скорости 55 м/с, х 1350: а) ВК15, б) КХН30, в) КТНКХ30, г) ТіС - железо.

В принципе такой же механизм изнашивания наблюдается при использования в качестве абразива частиц стеклянного порошка. Только на сплавах карбид титана — железо с закаленной связкой, которая тверже частиц стекла, заметных повреждений не наблюдается.

Механизм изнашивания при соударении со скоростью 55 м/с

Кинетическая энергия абразивных частиц при скорости соударения 55 м/с столь высока, что они могут разрушать карбидный каркас и в зависимости от соотношения твердостей абразива и материала внедряться или нет в поверхность материала.

При ударе частиц карбида бора на всех исследуемых спеченных сплавах появляются направленные лунки (фиг. 4). На дне лунок заметны характерные царапины. Чем мягче материал, тем глубже проникают абразивные частицы. В некоторых случаях наблюдается пластическое вытеснение материала (фиг. 4г). Интенсивность изнашивания высокая у всех сплавов и заметно не отличается для различных сплавов (фиг. 5а). Наблюдается корреляция между интенсивностью изнашивания и твердостью сплавов.

Частицы песка, которые по твердости сравнимы с твердостью материала, не могут внедряться в материал, поскольку они уступают по твердости карбидам, которые воспринимают удары [4]. Однако частицы песка вызывают разрушение карбидного каркаса и удаление связки между карбидныль зернами (фиг. 6). На сплаве ВКІБ заметны линии скольжения на карбидных зернах, что еще раз подтверждает пластичность карбида вольфрама (фиг. 6а). На зернах карбидов титана и хрома линий скольжения не наблюдается. Дунки, возникающие в результате ударов частиц кварцевого песка и карбида бора, сходны (фиг. 46 и 66). Механизм изнашивания карбидохромовых спеченных сплавов в струе кварцевого песка подробно описан в работе [5].

Частицы стеклянного порошка значительно мягче, чем исследуемые сплавы. Энергия их удара столь высока, что частицы сами разрушаются и превращаются в мелкую пыль,которая внедряется в связующую фазу (фиг. 7). Механизм из-



Фиг. 5. Кривые изнашивания спеченных твердых сплавов при скорости 55 м/с: а) карбид бора, б) кварцевый песок, (Обозначения те же, что и на фиг. 2).



Фиг. 6. Поверхности образцов, изношенные в струе частиц кварцевого песка при скорости 55 м/с, х 1350: а) ВК15, б) КХНЗО, в) КТНКХЗО, г) Т/С - железо.

COORDER TRANSMEN ATTRACTOR	Свойства Замечания	dep HV σ_u^{u} MRM KTC/MM ² KTC/MM ²	I,65 II90 I95 Стандартный	4,05 670 IO5 Мелкозернистый	8,15 630 88 Крупнозернистый	4, I5 I240 65 Мелкозернистый	I4,5 I070 38 Крупнозернистый	л 3 I350 I30 Мелкозернистый	г 5 I020 97 Крупнозернистый	2,5 I480 I26 Закаленный	2,5 I280 II5 Незакаленный	3,2 880 201 Закаленный	3,2 670 I55 Незакаленний
and append	Свойства	/ MM2 R	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		H KITC,	6II	671	63	I24	LOI	I35	IO2	I48	I28	88	67
		d _{cp} MKM	I,65	4,05	8,I5	4,I5	I4,5	က	2	2,5	2,5	3,2	3,2
	(15) 200 270 2772	CBR3Ra Mac.%	I5 Co	30 Ni	30 Nï	IO Nİ	IO Nİ	30 Nicocr	30 Ni CO Cr	30 FeNi	30 FeNi	60 Feni	60 FeNi
	Состав	карбид мас.%	85 WC	70 Cr3C2	70 Cr3C2	90 Cr3C2	90 Cr ₃ C ₂	70 Tic	70 Tic	70 Tic	70 Tic	40 Tic	40 Tic
88 88 7		Сплав	BKI5	KXH3OM	KXH3OK	KXHIOM	KXHIOK	KTHKX30M	KTHK30XK	ric-zegeso	ric-meneso	ri C-zejeso	ric-memeso

TO TOTAL S TRANSPORT MERICAN ALCONOLISION DO MARTINISTIC OF

Состав и свойства твердых сплавов

Таблица

H

нашивания имеет избирательный характер. Последующие удары по поврежденной поверхности вызывают удаление карбидных зерен (фиг. 76).





Фиг. 7. Поверхности образцов, изношенные в струе частиц стеклянного порошка при скорости 55 м/с, х 1350: а) ВК15, б) КХН30.

Выводы

I. Изнашивание спеченных твердых сплавов в струе абразивных частиц низкой энергии имеет избирательный характер независимо от твердости абразива. Если твердость абразивных частиц меньше, чем твердость наиболее мягкой структурной составляющей сплава (сплавы с закаленной связкой), то износостойкость материала наиболее высока.

2. Механизм изнашивания спеченных твердых сплавов в струе абразивных частиц высокой энергии зависит от соотношения твердостей абразива и карбидной составляющей сплава. Если частицы абразива значительно тверже наиболее твердой структурной составляющей материала, то возникает микрорезание при малых углах атаки. Если твердость абразива меньше твердости карбида, то изнашивание имеет избирательный характер.

Литература

I. Пирсо Ю.Ю., Каллас П.К. Влияние сксрости абразивных частиц на механизм изнашивания карбидохромовых спеченных сплавов. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1979, № 494. с. 25-32.

2. Тененбаум М.М. Сопротивление абразивному изнашиванию. М., Машиностроение, 1976. 270 с.

3. Кащеев В.Н. Абразивное разрушение твердых тел. М., Наука, 1970, 247 с.

4. Каллас П.К., Пирсо Ю.Ю., Вальдма Л.Э. Особенности механизма гидроабразивного изнашивания карбидохромовых спеченных сплавов. – Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1978, № 455, с. 67-77.

5. Вальдма Л.Э., Пирсо Ю.Ю. Характеризнашивания карбидохромовых спеченных сплавов в струе абразивных частиц. - Порошковая металлургия, 1975, № 8, с. 83-88.

J. Pirso, P. Kallas

Influence of Abrasive Hardness on the Erosion

Mechanism of Sintered Hard Alloys

Summary

The wearing mechanism of chromium-carbide, titaniumcarbide and tungsten-carbide sintered alloys was studied. The velocities of abrasive particles (glass, quartz sand and boron carbide) were 5 and 55 m/s. At the low velocity the wearing process has an elective character. At the higher velocity microcutting will occur at low impact angles if the carbide phase hardness is lower than the abrasive particle hardness.

Содержание

I.	И.Р. Клейс, Р.Р. Мяги. О создании методики по							
	определению зоразивности пыли применительно к							
	роторам ЦКМ	.3						
2.	Л.А. Сеестранд. Методика исследования законо-							
	мерностей изнашивания инструмента при обработке							
	ячеистово бетона	13						
3.	И.Р. Клейс, И.И. Коваленко, В.М. Лобода,							
	Л.Б. Овсянникова, А.М. Ступницкий. Исследова-							
	ние способов повышения долговечности рабочих							
	колес аглоэксгаустеров	23						
4.	А.Ф. Соколов. Электрохимические исследования							
	гидроабразивного износа сталей	43						
5.	Я.П. Кюбарсепп, Л.Э. Вальдма, Д.С. Аренсбур-							
	гер. Износостойкость твердых сплавов с термиче-							
	ски упрочняемыми связками	49						
6.	М.Э. Аяотс, Р.Х. Лээс. Масловыделение из по-							
	ристого подшипника в самосмазывающейся опоре с							
	газокамерой	57						
7.	Р.Х. Лээс. О термодинамическом регулировании							
	процесса самосмазывания в пористых подшилниках	65						
8.	Т.А. Тийдеманн, Т.М. Реми. Экспериментальная							
	установка для исследования резания газобетона							
	и долговечности режущих струн	71						
9.	Т.А. Тийдеманн, А.Э. Каас, Т.М. Реми. О резке							
	Струной скольжением	81						
IO.	Ю.Ю. Пирсо, П.К. Каллас. Влияние твердости аб-							
	разива на механизм абразивной эрозии спеченных							
	твердых сплавов	9I						

I03

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ Труды ТПИ № 516 ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ Сборник статей Х1 Редактор Ю. Тадольдер, Техн. ред. М. Тамме Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 6.05.81 Подписано к печати 29.09.81 Бумага 60х90/16. Печ. л. 6,5 + 0,5 приложение Уч.-вяд. л. 5,6 Тираж 300. МВ-08010. Ротапринт ТПИ, Таллин, ул. Коскла 2/9 Зак. № 564 Цена 85 коп.

Ст

ТПИ, Таллин, 1981



Цена 85 коп.

.