

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 294

ИЗНОС, УСТАЛОСТЬ И КОРРОЗИЯ МЕТАЛЛОВ

СБОРНИК СТАТЕЙ

IV

Ep. 6.7

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 294

1970

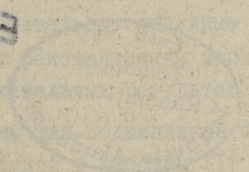
УДК 620.178

ИЗНОС, УСТАЛОСТЬ И КОРРОЗИЯ МЕТАЛЛОВ

СБОРНИК СТАТЕЙ

IV

Ep. 6.7



ТАЛЛИН 1970



Ep. 9963

УДК 621.822.5:678.5

М.Э.Аяотс, Л.А. Ярвпылд, М.Х.Нанитс

СРАВНИТЕЛЬНЫЕ ИСПЫТАНИЯ НА ИЗНАШИВАНИЕ
МИНИАТЮРНЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ,
СОДЕРЖАЩИХ ФТОРОПЛАСТ

Подшипники скольжения, работающие без смазки, в последние годы все больше привлекают внимание конструкторов и исследователей. Наиболее интенсивно происходило исследование подшипниковых материалов, содержащих фторопласт. К сожалению, большинство испытаний проделано с машиностроительными подшипниками. Так как критерии оценки эксплуатационных свойств приборных подшипников отличаются от соответствующих критериев больших подшипников, то по опубликованным материалам невозможно полностью выяснить перспективы применения фторопласта в миниатюрных подшипниках (диаметр до 3...4 мм). Более точную оценку можно дать лишь после специальных испытаний, проводимых или в самом приборе, или на стенде.

Целью настоящей работы было выяснение возможностей применения фторопласта в подшипниках диаметром 2 мм плоских микроэлектродвигателей. Эти двигатели используются в кинокамерах, портативных магнитофонах, приборах автоматики и т.д. Незначительные линейные скорости и нагрузки в подшипниках, по рекомендациям многих авторов, допускали получение положительных результатов.

Материалы для подшипников были изготовлены по технологии, изложенной в работах [1] и [2]. Все исходные материалы применены в виде порошка (фторопласт-4Б, графит и брон-

зовый порошок составом 88% Cu, 10% Sn и 2% C).

Испытуемые материалы изготовлены в следующих весовых соотношениях:

- 70% фторопласта-4Б, 30% графита;
- 38% фторопласта-4Б, 62% бронзы;
- 60% фторопласта-4Б, 20% бронзы и 20% графита.

Схема технологического процесса изготовления материалов была следующая:

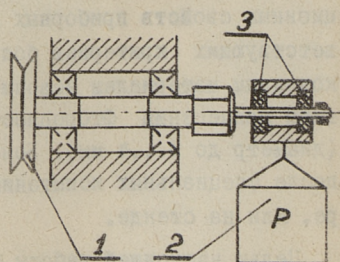
- 1) смешивание компонентов в спирте,
- 2) фильтровка и сушка полученной массы,
- 3) прессование заготовок при давлениях 880...1000 кг/см²,
- 4) спекание заготовок в течение 1,5...2 часов при температуре +360...380°C,
- 5) механическая обработка втулок.

Так как в подшипниках микродвигателей не допускается большого изменения зазора за срок службы, за основу оценки материала был принят линейный износ втулки, который определялся при помощи измерительного приспособления с индикатором часового типа (цена деления 0,001 мм).

Для проведения опытов построен 25-позиционный стенд, позволяющий испытывать одновременно 50 подшипниковых втулок. Валы крепятся в стенде консольно при помощи цанги (фиг. 1).

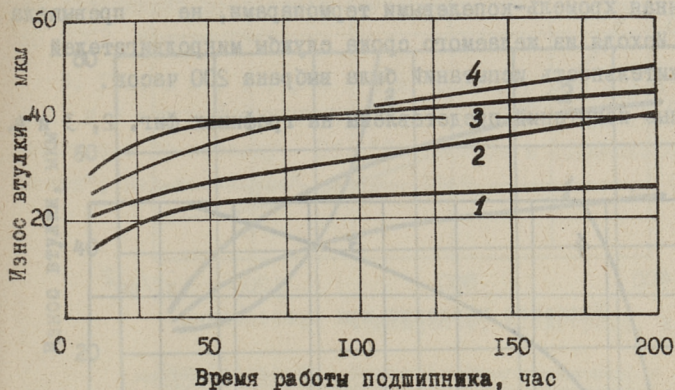
Вращение дается всем 25 цангам от электродвигателя при помощи клиноременной передачи. Угловая скорость валов 3000 об/мин, линейная скорость ~ 0,3 м/сек. Испытуемые втулки работают попарно и они нагружаются грузом до 500 Г.

Удельные давления p в подшипнике определены по диаметральной плоскости. Высота втулок была 2 мм, начальный зазор в подшипниках составлял 0,015...0,020 мм. Материалом для валов служила калиброванная сталь марки У7А шероховатостью поверхности по $\nabla 9$.

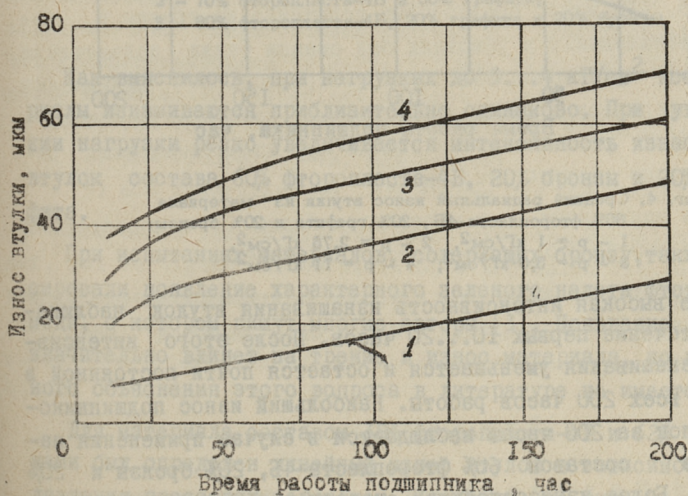


Фиг. 1. Схема нагружения подшипников:

- 1 - шкив привода,
- 2 - груз,
- 3 - испытуемые подшипниковые втулки



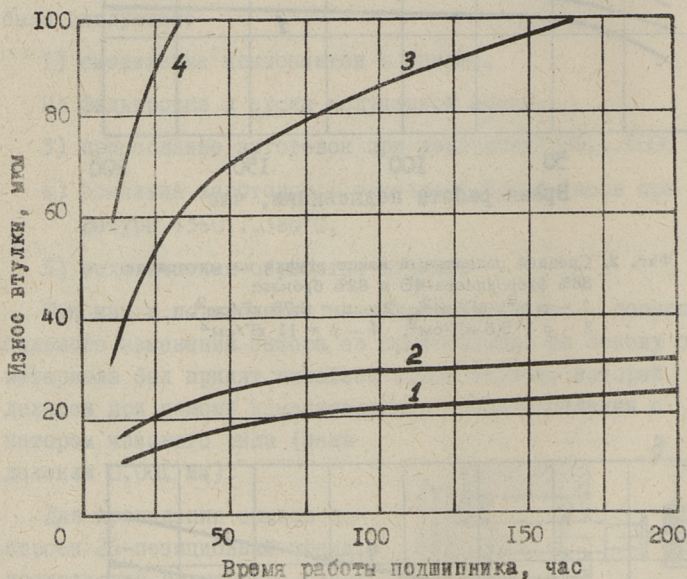
Фиг. 2. Средний радиальный износ втулки из материала 38% фторопласта-4Б и 62% бронзы:
 1 - $p = 1 \text{ кг/см}^2$, 2 - $p = 2,75 \text{ кг/см}^2$,
 3 - $p = 5,5 \text{ кг/см}^2$, 4 - $p = 11 \text{ кг/см}^2$



Фиг. 3. Средний радиальный износ втулки из материала 70% фторопласта-4Б и 30% графита:
 1 - $p = 1 \text{ кг/см}^2$, 2 - $p = 2,75 \text{ кг/см}^2$,
 3 - $p = 5,5 \text{ кг/см}^2$, 4 - $p = 11 \text{ кг/см}^2$

Испытания проводились без смазки при нормальных условиях окружающей среды. Рабочая температура в подшипнике, определенная хромель-копелевыми термопарами, не превышала $+50^{\circ}\text{C}$. Исходя из желаемого срока службы микродвигателей продолжительность испытаний была выбрана 200 часов.

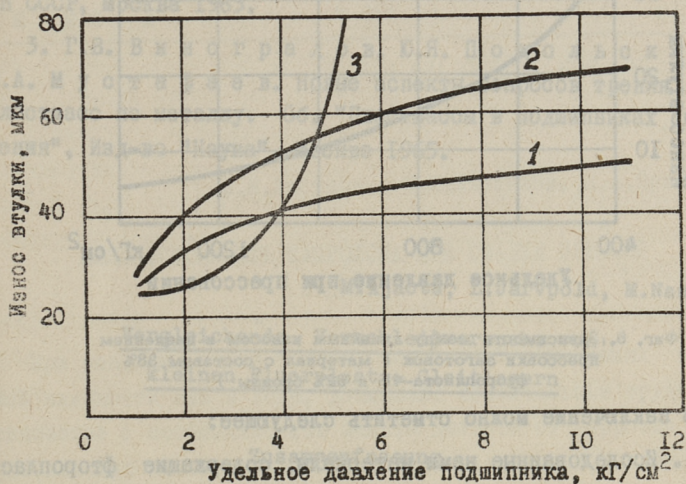
Данные испытаний представлены на графиках фиг. 2, 3 и 4.



Фиг. 4. Средний радиальный износ втулки из материала 60% фторопласта-4Б, 20% графита и 20% бронзы:
 1 - $p = 1 \text{ кг/см}^2$, 2 - $p = 2,75 \text{ кг/см}^2$,
 3 - $p = 5,5 \text{ кг/см}^2$, 4 - $p = 11 \text{ кг/см}^2$

Более высокая интенсивность изнашивания втулок наблюдается в течение первых 10...20 часов. После этого интенсивность изнашивания уменьшается и остается почти постоянной в течение всех 200 часов работы. Наибольший износ подшипниковых втулок за 200 часов наблюдается в случае применения материалов составом 60% фторопласта-4Б, 20% бронзы и 20% графита. Более износостойкими оказались подшипники из материала составом 38% фторопласта-4Б и 62% бронзы.

По результатам испытаний была установлена зависимость между линейным износом втулок и удельным давлением (фиг.5).



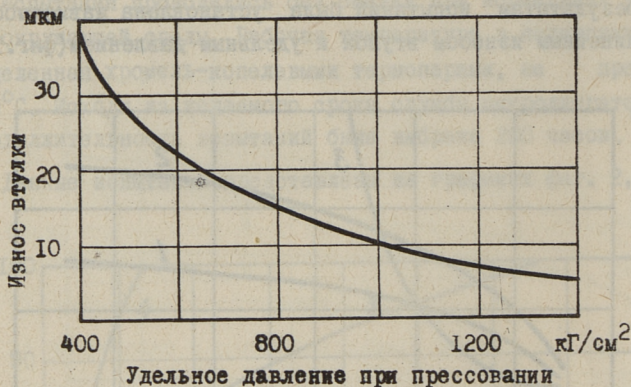
Фиг. 5. Зависимость между линейным износом и удельным давлением:

- 1 - 38% фторопласта-4Б и 62% бронзы,
- 2 - 70% фторопласта-4Б и 30% графита,
- 3 - 60% фторопласта-4Б, 20% графита и 20% бронзы

Как выяснилось, при нагрузках до 3...4 кг/см² все материалы изнашиваются приблизительно одинаково. При увеличении нагрузки резко увеличивается интенсивность изнашивания втулок состава 60% фторопласта-4Б, 20% бронзы и 20% графита.

При испытаниях материалов, содержащих бронзу, также фиксировали появление характерного зеленого налета фтористой меди, о котором пишут многие авторы [3]. Появление налета значительно влияет на трение и износ материала, но подробного объяснения этого вопроса в литературе не имеется.

Для материала составом 38% фторопласта-4Б и 62% бронзы нами был определен линейный износ втулок в зависимости от давления прессовки заготовок. Как видно по фиг. 6, увеличение давления прессовки свыше 1100...1200 кг/см² не дает существенного уменьшения интенсивности изнашивания.



Фиг. 6. Зависимость между линейным износом и давлением прессовки заготовок (материал с составом 38% фторопласта-4Б и 62% бронзы)

В заключение можно отметить следующее:

1. Исследованные нами материалы, содержащие фторопласт-4Б, неприменимы в прецизионных подшипниках скольжения микроэлектродвигателей из-за недопустимо интенсивного изнашивания (допускаемый износ подшипников в течение 200 часов работы 5...10 мкм). Проверочные испытания на трение в реальных подшипниках в условиях без смазки также подтвердили негодность применения названных материалов. Но применение таких материалов в менее ответственных приборных подшипниковых узлах, работающих без смазки при изложенных выше режимах, можно считать реальным.

2. Из испытанных нами материалов более износостойким оказался состав 38% фторопласта и 62% бронзы.

3. Оптимальным давлением прессовки заготовок из материала составом 38% фторопласта и 62% бронзы является 1100...1200 кг/см².

Л и т е р а т у р а

И. Л. В. Черешкевич и др. Фторопластовые подшипники, работающие без смазки. Изд-во ЛДНТП, Л. 1959.

2. А.П. Семенов, Р.М. Матвеевский и В.В. Поздняков. Технология изготовления и свойства содержащих фторопласт антифрикционных материалов. Изд-во АН СССР, Москва 1963.

3. Г.В. Виноградов, Ю.Я. Подольский, В.А. Мустафаев. Новые аспекты вопросов трения пластмасс по металлу. Сб. "Пластмассы в подшипниках скольжения", Изд-во "Наука", Москва 1965.

M.Ajaots, L.Järvpõld, M.Nanits

Vergleichende Verschleißversuche von
kleinen Fluorplast - Gleitlagern

Zusammenfassung

Im Artikel werden die Verwendungsmöglichkeiten der Fluorplast - Werkstoffe in den Gleitlagern der Elektrokleinstmotoren behandelt. Der Linearverschleiß der zweimillimetrischen Lagerbuchsen während 200 Arbeitsstunden war bei Flächenpressungen 1; 2,75; 5,5 und 11 kp/cm² für folgende Materialien festgelegt worden:

- 1) 70% (nach Gewicht) Fluorplast-4B, 30% Graphit;
- 2) 38% Fluorplast-4B, 62% Bronze;
- 3) 60% Fluorplast-4B, 20% Bronze und 20% Graphit.

Die beste Verschleißfestigkeit wies das Verhältnis Nr.2 auf. Bei Fertigung dieses Werkstoffs empfehlen die Autoren, eine Flächenpressung von 1100...1200 kp/cm² zu wählen. Auch sind die Autoren der Meinung, daß die geprüften Fluorplast - Werkstoffe für die genauen Gleitlagerungen untauglich sind.

В.Н.Костарев, О.К.Мясников, Л.А.Ярвпылд

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ КАПРОЛОНА ПРИ СМАЗКЕ ПРЕСНОЙ ВОДОЙ

При создании узлов трения, работающих в условиях высокой влажности или в воде, возникают значительные трудности, связанные с необходимостью защиты деталей от коррозии и обеспечения смазки узла. Применение материалов, обладающих хорошими антифрикционными свойствами при смазке водой и устойчивых к коррозии, в этих условиях существенно упрощает конструкцию опор скольжения. Для валов используются бронзы и нержавеющие стали; для подшипниковых втулок — различные неметаллические материалы: бакаут, текстолит, древеснослоистый пластик, резина и многие полимеры. Из неметаллических материалов наилучшими антифрикционными свойствами обладает бакаут — твердое дерево экзотического происхождения. Из-за высокой стоимости и ограниченных возможностей получения бакаут заменяют более дешевыми и доступными материалами, в основном текстолитом и резиной. Кроме того, недостатком бакаута является склонность к растрескиванию при подсыхании. Недостатками текстолита являются плохая прирабатываемость, склонность к усталостному разрушению, набухание и большая чувствительность к нагреву. У резины наблюдаются весьма большие пусковые коэффициенты трения.

В последнее время в качестве материала для опор скольжения начинают использовать полимерные материалы, такие

как полиамид П-68, капролон, капрон и др. Капролон превосходит многие другие полимерные материалы по ряду механических характеристик и позволяет изготавливать крупногабаритные детали путем полимеризации в форме (в том числе и подшипниковые втулки). Как известно, капролон, как и остальные полимеры, имеет способность поглощать влагу, что отражается на механических и антифрикционных свойствах. С целью выяснения влияния влагосодержания на износостойкость в лаборатории трения и смазки кафедры деталей машин Ленинградского политехнического института проводились испытания с капролоном В (МРТУ6-05-988-66).

Испытания проводились на машинах пяточного трения типа "АЭ" [1]. Капролоновые образцы изготавливались в виде кольца с тремя выступающими пяточками с номинальной площадью трения $0,75 \text{ см}^2$. Исходное влагосодержание e образцов было принято 2 - 3%, что соответствовало воздушно-сухому и 5 - 6% - насыщенному капролону. В качестве металлического контртела использовались шайбы из стали ОХ17Н7Ю с чистотой поверхности трения $\nabla 9$ и $\nabla 10$. Смазка осуществлялась проточной пресной водой (температура воды $17 \pm 2^\circ\text{C}$) с таким расходом, чтобы нагрев воды не превышал 1°C . Величина износа капролона определялась при помощи лунок, вырезанных на поверхности трения у капролоновых образцов. Скорость относительного скольжения соответствовала $0,5 \text{ м/сек}$, нагрузки - 10 кг/см^2 и 50 кг/см^2 .

Предполагая, что скорость износа есть величина постоянная, можем выразить связь между величиной износа и временем испытания линейным уравнением регрессии

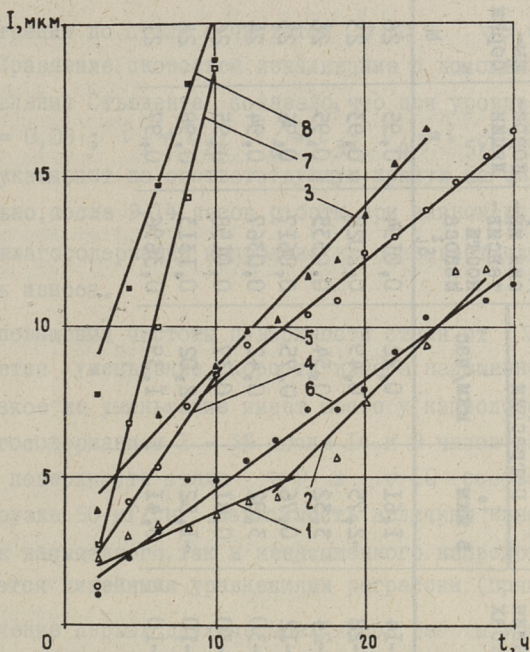
$$I = I_0 + it,$$

где I - величина износа,

t - время работы,

I_0, i - константы уравнения регрессии; по существу величина i представляет собой скорость износа.

Полученные результаты экспериментов показывают, что если не учитывать двух первых часов работы, то у насыщенного капролона имеет место хорошая линейная зависимость износа от времени испытания (фиг. 1, прямые 3, 6 и 8).



Фиг. 1. Зависимость величины износа от времени испытания:

- △ - $q = 10 \text{ кг/см}^2$, $e = 2 - 3 \%$, $\nabla 9$;
- - $q = 10 \text{ кг/см}^2$, $e = 2 - 3 \%$, $\nabla 10$;
- - $q = 50 \text{ кг/см}^2$, $e = 2 - 3 \%$, $\nabla 9$;
- ▲ - $q = 10 \text{ кг/см}^2$, $e = 5 - 6 \%$, $\nabla 9$;
- - $q = 10 \text{ кг/см}^2$, $e = 5 - 6 \%$, $\nabla 10$;
- - $q = 50 \text{ кг/см}^2$, $e = 5 - 6 \%$, $\nabla 9$

У капролона с исходным влагосодержанием 2 - 3% при трении с нагрузкой 10 кг/см^2 скорость износа в течение опыта (28-30 час.) непостоянна. Не учитывая двух первых часов работы, в первом приближении зависимость величины износа от продолжительности работы характеризуется двумя прямолинейными участками: участками 1 и 2 при трении по стали с чистой поверхностью $\nabla 9$ и участками 4 и 5 при чистоте поверхности $\nabla 10$. О хорошей линейной зависимости свидетельствуют и величины коэффициентов корреляции уравнений регрессии (см. табл.). Статистическая обработка экспериментальных данных проводилась на ЭЦВМ "Проминь". При совместном решении соответствующих уравнений регрессии выяснилось, что скорость изнашивания изменяется после 9 и 14 часов рабо-

Т а б л и ц а

Зависимость скорости изнашивания капролона от исходного влагосодержания, шероховатости стали и нагрузки

Обозначение участка на фиг.	Класс чистоты поверхности стального образца	Исходное влагосодержание капролона в %	Удельная нагрузка, кг/см ²	Время испытания в часах	Константы уравнений регрессии		Дисперсия интенсиности износа S_y^2	Коэф. корреляции r	Объем выборок N
					I_0 в мкм	i мкм/час			
1	▽ 9	2-3	10	2-14	1,61	0,22	0,0194	0,95	26
2	▽ 9	2-3	10	14-28	-2,75	0,49	0,2028	0,93	23
3	▽ 9	5-6	10	2-24	3,32	0,54	0,0335	0,95	26
4	▽ 10	2-3	10	2-12	0,76	0,75	0,0617	0,96	23
5	▽ 10	2-3	10	12-30	3,92	0,42	0,0367	0,94	24
6	▽ 10	5-6	10	2-30	0,81	0,37	0,0158	0,95	26
7	▽ 9	2-3	50	2-10	-1,52	2,02	0,1313	0,98	24
8	▽ 9	5-6	50	2-10	6,41	1,39	0,3696	0,97	21

ты при трении по стали с чистотой $\nabla 10$ и $\nabla 9$ соответственно. Сравнение скоростей изнашивания с помощью квантилей распределения Стьюдента показало, что при уровне значимости $p = 0,05$; $i_1 \neq i_2$; $i_2 \approx i_3$; $i_4 \neq i_5$; $i_5 \approx i_6$, где индекс указывает на соответствующую прямую на фигуре. Следовательно, после 9-14 часов работы при данном режиме исходное влагосодержание капролона не оказывает влияния на скорость износа.

При повышении чистоты поверхности стали от $\nabla 9$ до $\nabla 10$ наблюдается уменьшение скорости износа насыщенного капролона. Такое же уменьшение имеет место у капролона с исходным влагосодержанием 2 - 3% после 14 и 9 часов работы при чистоте поверхности стали $\nabla 9$ и $\nabla 10$ соответственно. При нагрузке 50 кг/см^2 зависимость величины износа от времени как насыщенного, так и ненасыщенного капролона хорошо описывается линейными уравнениями регрессии (прямые 7 и 8).

В течение первых двух-четырех часов работы у насыщенного капролона первоначальный износ значительно больше, чем у капролона с 2 - 3% влагосодержанием. Косвенным показателем первоначального износа или приработки является и свободный член уравнения регрессии I_0 (см. табл.).

В заключение можно отметить, что для определения влияния исходного влагосодержания на износостойкость полимера недостаточно знать абсолютные величины износа после определенного срока испытаний. Необходимо определить и скорости изнашивания, позволяющие более справедливо оценивать износостойкость материалов. Выяснилось, что несмотря на то, что при нагрузке 10 кг/см^2 у капролона с исходным влагосодержанием 2 - 3% в начальный период скорость износа иная, чем у насыщенного капролона, после сравнительно короткого времени работы скорости износа становятся практически одинаковыми. При трении по стали с чистотой поверхности $\nabla 9$ из-за незначительного первоначального износа целесообразно использовать капролон с исходным влагосодержанием 2 - 3%. Такое влагосодержание достигается хранением капролона в воздухе с относительной влажностью 60 - 70%.

Л и т е р а т у р а

1. А.К. З а й ц е в. Основы учения о трении, износе и смазке машин, часть II. Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы. Москва, Ленинград. 1947.

2. Е.И. П у с т ы л ь н и к. Статистические методы анализа и обработки наблюдений. Издательство "Наука", Москва 1968.

V.Kostarev, O.Myasnikov, L.Yarvpõld

Fresh Water Lubricated Kaprolon Wear Resistance

Summary

The investigation of wear resistance of fresh water lubricated kaprolon of initial humidity 2-3 and 5-6% slid upon steel OXI7H7 is being reported. The wear intensity dependence on material's initial humidity, experiment duration, normal pressure and metal counterpart surface smoothness are determined.

Х.И. Кабрал, Р.К. Мозберг

О ХАРАКТЕРЕ РАЗРУШЕНИЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ
ПРИ АБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ

Соображения по механизму разрушения поверхностей чистых металлов, металлических сплавов и пластмасс изложены в работах К. Wellinger, Н. Uetz, I. Kleis и других [1, 2, 3]. В указанных работах основными видами разрушения поверхностей материалов считаются:

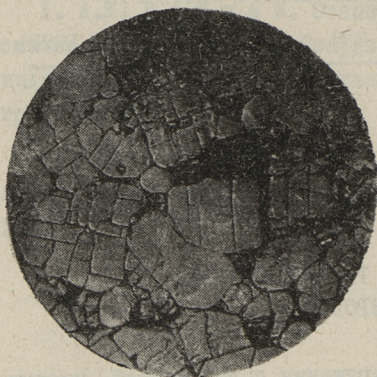
- 1) микрорезание,
- 2) разрушение поверхностей в результате высоких контактных напряжений (хрупкое разрушение),
- 3) контактная усталость.

В данной работе основное внимание уделено исследованию причин отделения частиц твердых сплавов при скоростях удара до 200 м/сек.

Изучение металлографической картины разрушения различных твердых сплавов позволило установить определенные закономерности в разрушении отдельных фаз и структурных составляющих.

На фиг. 1 представлена полированная нетравленная поверхность твердого сплава TiC-Ni-Mo после кратковременного испытания в струе кварцевого песка.

После кратковременного изнашивания на нетравленном шлифе можно видеть четкие межкристаллитные границы, что свидетельствует о сдвиге зерен по межкристаллитным границам. Причиной сдвига (деформации) является давление от эпицентра



Фиг. 1.

Полированная нетравленная поверхность твердого сплава TiC - Ni - Mo после кратковременного испытания в струе кварцевого песка (фр. 0,4 - 0,63) при скорости 200 м/сек, угол атаки 90° , увеличение 800 раз

удара абразивной частицы по контактным участкам зерен. В результате этой деформации происходит сильный наклеп цементирующей фазы, которая находится между карбидными зернами. При достаточной величине деформации цементирующая фаза выдавливается на поверхность сплава и уносится абразивной струей. Если напряжения, возникающие в местах контакта карбидных зерен, превышают предел прочности карбидного зерна, то на карбидных зернах образуются линии разрушения. При наличии мозаичной структуры карбидные зерна разделяются по границам блоков, что встречается на горячеспрессованных образцах (фиг. 1, 2).

При наличии больших карбидных зерен образуются на зернах линии в различных направлениях. Можно заметить последовательность развития линий. Новые линии пересекают ранее сформировавшиеся, они разбивают зерна карбидов на сдвинутые относительно друг друга участки.

На границах зерна линии как бы "преломляются", меняя свое направление в соответствии с кристаллографической ориентацией зерен карбида. Переход линий через границу явно облегчается при близкой ориентации соседних зерен. В этом случае характер линий (их число и относительная интенсивность) по обеим сторонам границы зерна мало меняется.

Интенсивность сдвига по межкристаллитной границе также зависит от взаимной ориентации смежных зерен. Значительный сдвиг наблюдается лишь при существенном различии в ориентации зерен карбидов, о чем можно судить по резкому изменению направления полос скольжения на зернах карбида после перехода через границу. Иначе говоря, наблюдается некоторая связь между прохождением линий "через" границу и степенью выявления границы после деформации, т.е. величиной сдвига на этой границе.

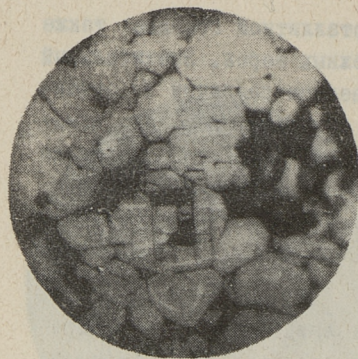
Общая картина деформации вокруг эпицентра удара абразивной частицы крупнозернистого твердого сплава $TiC-Ni-Mo$ весьма близка к деформации поликристаллического металла: передача сдвиговой деформации через границу затрудняется, а скольжение по границе облегчается при значительном различии в ориентации смежных зерен.

С уменьшением количества цементирующей фазы линии на карбидных зернах становятся менее заметными. Вышеприведенное наблюдение позволяет высказать предположение, что деформация разрушения карбидных зерен во время абразивной эрозии в сплавах с высоким содержанием цементирующей фазы облегчается при малых величинах контактов между зернами, поскольку в этом случае значительные контактные напряжения могут создаваться при относительно меньшей внешней нагрузке.

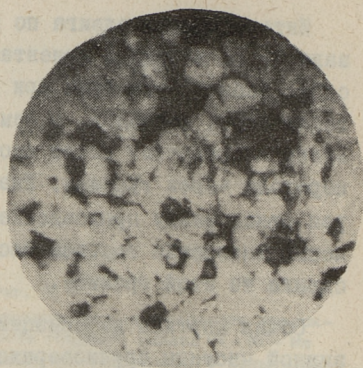
Поскольку в сплавах с высоким содержанием цементирующей фазы карбидная фаза находится под большими сжимающими напряжениями, то критическое контактное напряжение здесь достигается при меньших внешних нагрузках.

Следовательно, контактные напряжения определяются двумя слагаемыми: внешней нагрузкой и внутренними сжимающими напряжениями.

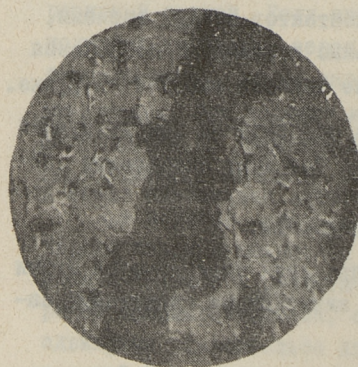
С другой стороны, с увеличением цементирующей фазы увеличивается площадь этой фазы на поверхности образца, которая по износостойкости намного меньше карбидной составляющей. С увеличением этой мягкой фазы увеличивается толщина деформативного слоя и глубина разрушения сплава, а также возможность отделения карбидных зерен в результате образования пустот вокруг карбидных зерен на поверхности образца и усталостных трещин во внутренних слоях цементирующей фазы.



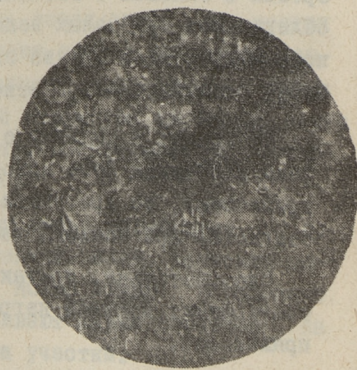
Фиг. 2. Полированная нетравленная поверхность твердого сплава $TiC-Ni-Mo$ после кратковременного испытания в струе кварцевого песка (фр. 0,4 - 0,63) при скорости 200 м/сек, угол атаки 90° , увеличение 800 раз



Фиг. 3. Полированная нетравленная поверхность сплава $TiC-Ni-Mo$ после кратковременного испытания в струе кварцевого песка (фр. 0,4 - 0,63) при скорости 200 м/сек, угол атаки 90° , увеличение 800 раз



Фиг. 4. След износа на полированной поверхности сплава CrC_2-15Ni после испытания в струе кварцевого песка (фр. 0,4 - 0,63) при скорости 200 м/сек, угол атаки 30° , увеличение 800 раз



Фиг. 5. След износа на отполированной поверхности сплава $TiC-70Pb$ после испытания в струе кварцевого песка (фр. 0,4 - 0,63) при скорости 200 м/сек, угол атаки 30° , увеличение 800 раз

Изучение микроструктуры мелкозернистых образцов из $TiC-Ni-Mo$ (фиг. 3) не позволило обнаружить линий на зернах карбида, однако четко становятся видными границы зерен карбидной фазы на нетравленном шлифе в зоне удара абразивной частицы, что может быть объяснено частичным смещением карбидных частиц и выдавливанием ими пластичной цементирующей фазы из граничных зон зерен карбидов.

Принципиальной разницы в микроструктуре твердых сплавов с малым количеством цементирующей фазы, подверженных износу при больших и малых углах атаки, установлено не было, что позволяет предполагать, что различия в механизме изнашивания этих твердых сплавов при разных углах атаки не наблюдается. Подобная картина износа характерна и для сплава $WC-Co$.

В этом принципиальное отличие в поведении твердых сплавов с малым содержанием цементирующей фазы при изнашивании в абразивной струе от других материалов, твердость которых меньше твердости абразивных частиц. В последних случаях в зависимости от угла атаки преобладают либо процессы микро-резания, либо контактной усталости. В качестве подтверждения тому можно привести фотографию поверхности износа сплава Cr_3C_2-Ni с 15% Ni , где при малом угле атаки видны следы вырезания материала абразивом (фиг. 4). Увеличение количества цементирующей фазы в твердых сплавах независимо от твердости карбидной фазы приводит к увеличению влияния микро-резания (фиг. 5).

Таким образом, можно прийти к выводу, что изнашивание твердых сплавов $TiC-Ni-Mo$ и $WC-Co$ в абразивной струе состоит в интенсивном циклическом наклепывании цементирующей фазы как за счет непосредственного воздействия абразивных частиц, так и за счет деформирования через частицы карбидной фазы. Повторные удары абразива приводят, с одной стороны, к уносу выдавленной над поверхностью образца материала цементирующей фазы, с другой — к выкрашиванию цементирующей фазы из-за образования в ней трещин усталостного характера.

В случае крупнозернистых твердых сплавов происходит также разрушение в пределах отдельных зерен карбидов и выкрашивание образовавшихся частиц из зерна в целом (фиг. 2).

Кроме того, из-за частичного уноса цементирующей фазы и ее выкрашивания связь между отдельными зернами карбида нарушается и она выкрашивается из структуры сплава целиком.

В случае мелкозернистых твердых сплавов, по-видимому, роль выкрашивания частей карбидных зерен относительно мала и в основном последние выкрашиваются целыми зернами из структуры сплава.

Л и т е р а т у р а

1. K. W e l l i n g e r, H. U e t z. "VDI Forschungsheft" 449, 1955.

2. И. К л е й с. Об изнашивании металлов в абразивной струе. Диссертация, Таллин 1959.

3. X. У у э м ы й с. Исследование некоторых закономерностей абразивной эрозии. Диссертация, Таллин 1967.

H. Kabral, R. Mosberg

Breaking of Cermets TiC - Ni - Mo in Abrasive Erosion

Summary

The article deals with the character of breaking of cermets TiC - Ni - Mo and WC-Co in abrasive erosion. It is shown that in this case the breaking of binding agents and carbide grains takes place.

УДК 620.178.167

И.Р. Клейс

ЦЕНТРОБЕЖНЫЙ УСКОРИТЕЛЬ ЦУК-3М ДЛЯ
ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНОЙ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ
МАТЕРИАЛОВ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ

В последнее время большое внимание уделяется проблемам разработки стандартных методов испытания материалов на износ. В части абразивной эрозии (износ в абразивной струе) к этой работе присоединилась также кафедра деталей машин Таллинского политехнического института, где разработана конструкция машины ЦУК-3М для определения относительной износостойкости материалов и покрытий. Эта работа проводилась согласно решению, принятому в 1964 г. на совещании по методам оценки эффективности твердых износостойких наплавов при Институте машиноведения в Москве.

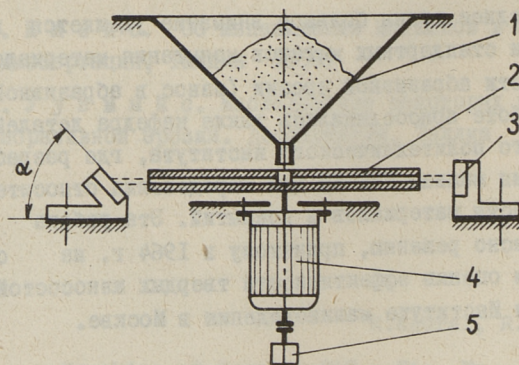
I. Схема и конструкция машины ЦУК-3М

Выбор наиболее подходящей из применяемых в настоящее время множества схем испытательных установок имеет на наш взгляд большую важность. На основе соответствующего анализа [1] мы остановились на центробежной схеме, имеющей следующие наиболее существенные преимущества:

1. Возможность одновременного испытания большого количества образцов, в том числе эталонного, находящихся в одинаковых условиях.
2. Простота конструкции и компактность машины.
3. Хорошая повторяемость результатов опытов.

Основой при конструировании машины ЦУК-3М служили два ранее построенных в ТПИ центробежных ускорителя. Относительно новой конструкции машины были воздвигнуты следующие требования:

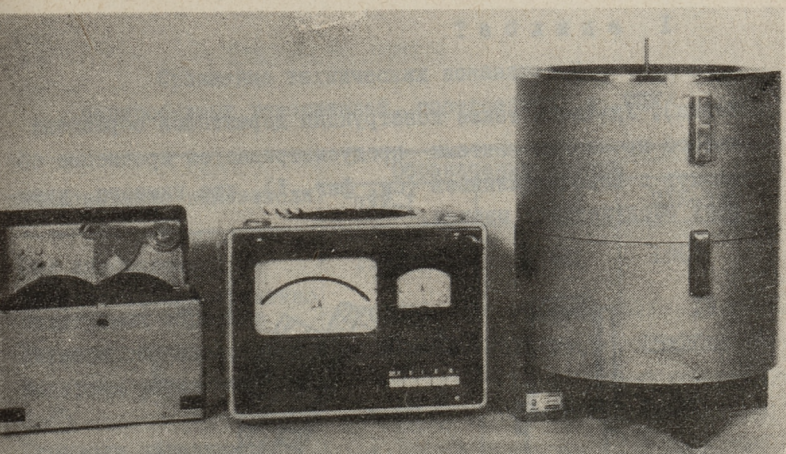
1. Малогабаритность и портативность.
2. Возможность испытания в помещениях, не имеющих специальных вентиляционных установок.
3. Бесступенчатое регулирование скоростей абразивной струи.
4. Высокая производительность и удобство проведения опытов.



Фиг. 1. Схема машины ЦУК-3М

Схема машины ЦУК-3М показана на фиг. 1. Из бункера (1) абразивные частицы падают в центральное отверстие ротора (2), откуда под действием центробежных сил выбрасываются через радиальные каналы на образцы (3). Ротор крепится непосредственно к валу электродвигателя (4), а с нижней частью вала двигателя смонтирован тахогенератор (5). После соударения с образцами абразивные частицы и их осколки падают в нижний бункер, откуда высасываются пылесосом.

Были спроектированы и построены два варианта машин, из которых вариант со сварным корпусом показан на фиг. 2.



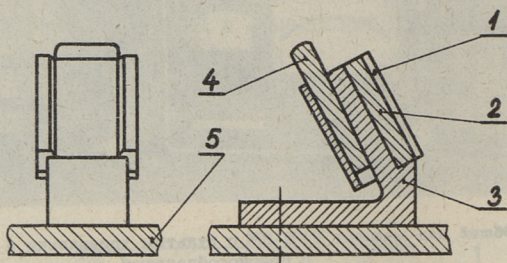
Фиг. 2. Общий вид машины ЦУК-3М с пультом управления и ящиком с приспособлениями

Полный комплект установки ЦУК-3М состоит из четырех узлов: из самой испытательной машины, пульта управления, ящика с вспомогательными приспособлениями и стандартного пылесоса "Буря".

В пульте управления находится автотрансформатор ЛАТР-2, питающий электродвигатель машины (тип УД, ГОСТ 183-55). С изменением напряжения на клеммах двигателя обороты ротора могут изменяться в пределах от 1000 до 10000 об/мин. Кроме того, в пульте управления находится полупроводниковый усилитель импульсов бесконтактного тахогенератора, выключатели отдельных диапазонов измерения скоростей ротора, главный выключатель и два измерительных прибора. Один из них показывает обороты ротора машины, а по другому можно определить силу тока в цепи электродвигателя (это важно при разгоне машины для избежания перегрева двигателя).

По сравнению с начальной конструкцией машины [2], у ЦУК-3М изменен принцип получения разных углов атаки: вместо поворота вокруг вертикальной оси образцы, поворачиваемые вокруг горизонтальной оси. В результате этого точность экспериментов значительно возросла (особенно при малых углах

атаки). Улучшена также конструкция держателей образцов: вместо крепления винтами предусматривается крепление образцов с помощью клиньев (см. фиг. 3), что намного ускоряет обслуживание машины.



Фиг. 3. Крепление образца:
1 - прижимная скоба, 2 - образец, 3 - держатель,
4 - клин, 5 - опорное кольцо

Очень важным фактором у установок, работающих с сухим сыпучим материалом, является предотвращение попадания мелких частиц пыли в помещение. Как показывают соответствующие эксперименты, опасными для легких человека (в смысле заболевания силикозом) являются частицы величиною 0,5-5 мкм [3]. По сравнению с предыдущими конструкциями центробежных машин, в данном случае значительно улучшена система уплотнения рабочей камеры и предусмотрено проведение опытов с включенным пылесосом.

В результате усовершенствования конструкции у машины ЦУК-3М улучшен целый ряд показателей (см. табл. I).

2. Подготовка машины к опытам

Перед опытами, после установки машины на горизонтальном столе и соединения с пультом управления следует держатели образцов установить в правильное положение. На схеме фиг. 4 показано расположение образцов относительно ротора и траектории абразивных частиц: траектория вылета частицы из ротора должна совпадать с проекцией нормали фронтальной поверхности образца. Зная угол вылета абразивных частиц β ,

Т а б л и ц а I

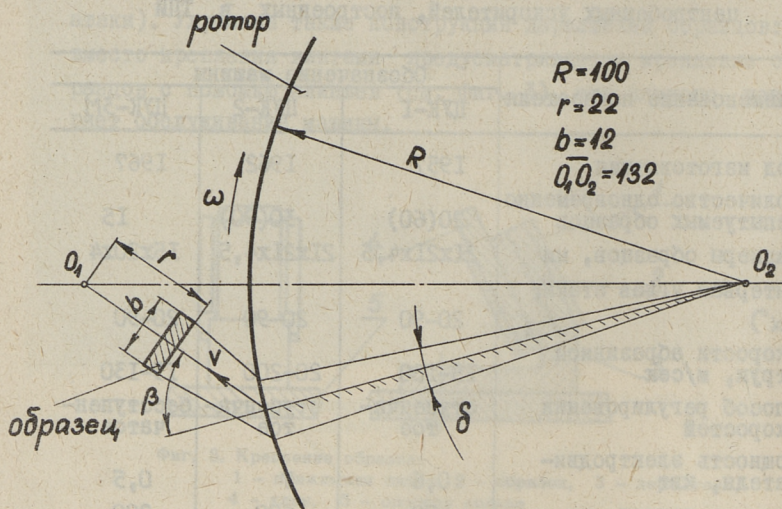
Сравнение технических показателей
центробежных ускорителей, построенных в ТПИ

Наименование показателя	Обозначение машины		
	ЦУК-1	ЦУК-2	ЦУК-3М
Год изготовления	1957	1962	1967
Количество одновременно испытываемых образцов	20(60)	30(90)	15
Размеры образцов, мм	21x21x4,5	21x21x4,5	15x20x4
Интервал углов атаки, (α°)	20-90	20-90	20-90
Скорости абразивной струи, м/сек	15-100	20-200	15-130
Способ регулирования скоростей	ступенчатое	ступенчатое	бесступенчатое
Мощность электродвигателя, квт	0,6	7	0,5
Диаметр ротора, мм	400	600	200
Габариты машины, м	1,2x1,6x1,6	2x1,2x2	ϕ 0,3x0,4
Вес машины (без основания), кг	200	350	30
Способ крепления машины	на фундаменте	на фундаменте	на столе

установку держателей образцов производим при помощи специального приспособления, центрируемого по центру ротора и имеющего шкалу угла β (см. фиг. 5). Установка держателей образцов описанным приспособлением гарантирует всем образцам одинаковые опытные условия.

Определение угла β можно довольно просто произвести по методу, описанному в труде [1].

К подготовительным операциям относится также балансирование ротора машины после смены чрезмерно изношенных направляющих каналов. Приспособление (вращающиеся опорные диски) для статического балансирования находится в соответствующем ящике (см. фиг. 2). Для удобства балансирования в качестве противовесов применяются специальные винты, которые ввинчиваются в отверстия, находящиеся в роторе.



Фиг. 4. Схема установки держателей образцов в плане



Фиг. 5. Устанавливание держателей образцов при помощи соответствующего приспособления

3. Проведение опытов

Опыты могут преследовать две цели:

1. Определение только относительной износостойкости материалов.

2. Определение относительной износостойкости и интенсивности изнашивания материалов.

В первом случае проведение опытов намного проще. Образцы устанавливаются под требуемым углом атаки и производят проработку. При этом важно, чтобы скорость частиц соответствовала бы скорости частиц в натуре. После этого образцы взвешиваются и опыт повторяется. Желательно, чтобы количество абразивного материала в бункере было бы достаточным для получения потери веса образцов не менее 10 мГ. Относительная объемная износостойкость ε выражается как

$$\varepsilon = \frac{G_3 \gamma}{\gamma_3 G}, \quad (1)$$

где G_3 и γ_3 - потеря веса и соответственно удельный вес эталонного образца,

G и γ - потеря веса и соответственно удельный вес исследуемого образца.

Во втором случае важно знать также количество частиц, попадающих на один образец. Согласно фиг. 3 оно выражается

$$Q_1 = \frac{\delta}{2\pi} Q, \quad (2)$$

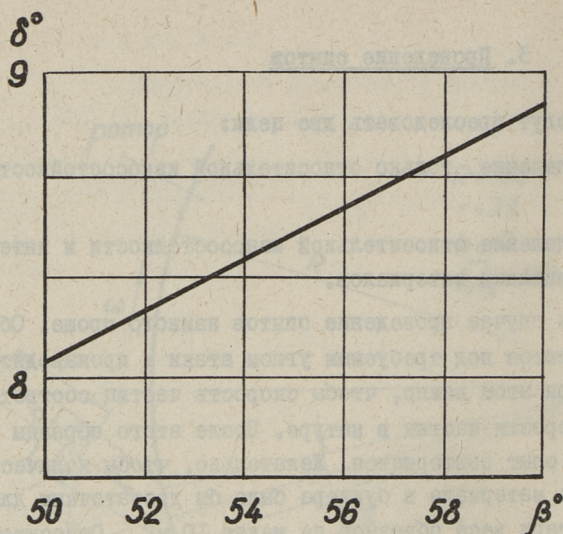
где Q_1 - количество абразива, попадающее на один образец, кг,

δ - угол попадания, радиан,

Q - количество абразива в бункере, кг.

Зависимость угла попадания δ от угла выхода β показана на фиг. 6. Объемная интенсивность изнашивания k выражается соответственно

$$k = \frac{G}{\gamma Q_1} \left(\frac{\text{мм}^3}{\text{кг}} \right). \quad (3)$$



Фиг. 6. Зависимость угла попадания δ от угла выхода β

Как показали опыты с различными сыпучими материалами, средний расчетный угол β имеет значение в пределах $51-60^{\circ}$; преобладающим углом выхода является 55° . Если нужно определить только относительную износостойкость ε , то для экономии времени достаточно установить держатели образцов в положение, соответствующее $\beta = 55^{\circ}$, и все опыты произвести в установленном положении. Как показывает приведенный ниже анализ, возникающая при этом погрешность значения угла атаки незначительна.

Если обозначим желаемый (номинальный) угол атаки α_0 и действительный (получаемый) угол атаки α , то погрешность угла атаки выражается

$$\Delta\alpha = \alpha_0 - \alpha = \arccos \left(\cos\alpha_0 \cdot \cos\varphi \sqrt{\left(\frac{\operatorname{tg}\varphi}{\cos\alpha_0}\right)^2 + 1} \right), \quad (4)$$

если $\beta = 55^{\circ} \pm \varphi$.

Поскольку максимальное значение угла $\varphi = 5^{\circ}$, то погрешности $\Delta\alpha$ оказываются незначительными (кроме случая $\alpha_0 = 90^{\circ}$, см. табл. 2).

Т а б л и ц а 2

Максимальные погрешности угла атаки $\Delta\alpha$ в случае установки держателей образцов, соответствующего $\beta = 55^\circ$

Номинальный угол атаки α_0	20°	30°	60°	80°	85°	90°
$\Delta\alpha$	3'	9'	22'	1'09"	2'02"	5'

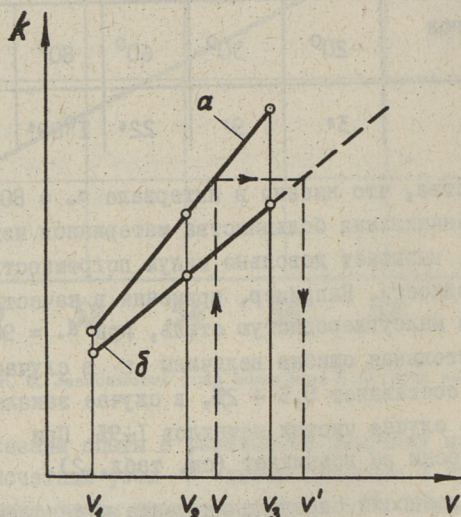
То обстоятельство, что именно в интервале $\alpha_0 = 80\dots 90^\circ$ интенсивность изнашивания большинства материалов изменяется незначительно, вызывает довольно малую погрешность показателя износостойкости. Например, применяя в качестве эталонного материала малоуглеродистую сталь, при $\alpha_0 = 90^\circ$ максимальная относительная ошибка величины ε в случае незакаленных сталей составляет $0,5 \div 2\%$, в случае закаленных сталей $4 \div 8\%$ и в случае чистых металлов $1 \div 9\%$. При $\alpha_0 < 80^\circ$ ошибки практически не возникает (см. табл. 2).

В случае надобности определения также интенсивности изнашивания в интересах точности желательно с каждым абразивным материалом определить действительный угол β и перед опытом при помощи установочного приспособления соответственно корригировать расположение держателей образцов.

Погрешность величины интенсивности изнашивания k зависит также от скорости струи: с увеличением скорости и тонкости абразивных частиц эффект торможения перед ударом увеличивается. Для получения точных данных, испытания следует проводить на вакуумной машине типа ВК-1 [4] или же градуировать машину ЦУК-3М по фактическим скоростям удара, пользуясь машиной ВК-1. В последнем случае, то есть проводя основные опыты на машине ЦУК-3М, производительность экспериментирования около 50 раз больше.

Градуировку производят следующим способом. Опыты с данным абразивом проводятся на эталонных образцах при трех номинальных скоростях v_1 , v_2 и v_3 как в машине ВК-1, так и в машине ЦУК-3М. Полученные данные наносятся на график

с логарифмической шкалой (см. фиг. 7); если в дальнейшем появляется надобность испытания с этим же абразивом при скорости v , то этому соответствует номинальная скорость v' на шкале машины ЦУК-3М.



Фиг. 7. Тарировочный график для определения фактических скоростей удара в машине ЦУК-3М:
 а) график, полученный при помощи машины ВК-1,
 б) график, полученный при помощи машины ЦУК-3М

4. Заключение

В результате усовершенствования конструкции центробежного ускорителя на кафедре деталей машин ТПИ создана портативная испытательная машина ЦУК-3М, которая может быть рекомендована для стандартных испытаний по определению относительной износостойкости различных машиностроительных материалов и покрытий против абразивной эрозии.

Л и т е р а т у р а

1. И. К л е й с. Анализ схем установок для испытания материалов на ударный износ. Труды ТПИ, серия А, № 219, 1965.
2. И. К л е й с. Машина для исследования изнашивания свободным абразивом. Труды ТПИ, серия А, № 152, 1958.
3. W. G e s e l l. Ersatz von Quarzsand als Strahlmittel. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen Nr. 801, 1960, Köln-Opladen.
4. И. К л е й с, Х. У у э м н й с. Установка для исследования ударного износа. Заводская лаборатория № 7, 1967.

I. Kleis

Zentrifugalbeschleuniger ZUK-3M für die Bestimmung
der Verschleißfestigkeit der Werkstoffe beim Strahl-
verschleiß

Zusammenfassung

In diesem Artikel wird eine als Tischgerät ausgeführte Zentrifugalverschleißmaschine ZUK-3M beschrieben. Das Arbeitsprinzip dieser Versuchsmaschinen besteht darin, daß das Blasgut von dem obenliegenden Bunker in das Zentrum des sich drehenden Radialrads geführt wird. Von dort werden die Partikel unter dem Einfluß der Zentrifugalkraft durch die Kanäle des Radialrads gegen die umgebenden Probekörper (insgesamt 15 Stück) geschleudert, die unter verschiedenen Winkeln zum Strahl aufgestellt sind. Die Partikelgeschwindigkeit wird durch Änderung der Radialrad - Drehzahl von 15 bis 130 m/sec reguliert (stufenlose Regelung).

Die Maschine ZUK-3M eignet sich besonders gut für die Bestimmung der relativen Verschleißfestigkeit, weil sie ermöglicht, gleichzeitig mit Probekörpern aus Untersuchungswerkstoff und Vergleichswerkstoff zu experimentieren.

УДК 620.178.165

Х.Х. Ууэмыйс, И.Р. Клейс

ИССЛЕДОВАНИЕ ЕДИНИЧНЫХ СЛЕДОВ УДАРА И ПРОДУКТА ИЗНОСА ПРИ АБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ

Исследование единичных следов удара на поверхности образцов-шлифов и образовавшегося продукта износа может дать дополнительную информацию о характере разрушения тонких поверхностных слоев при абразивной эрозии. В связи с этим, микроскопическими исследованиями единичных следов и продукта износа занимался ряд исследователей [1, 2, 3, 4]. В отличие от ранее проведенных исследований, в данной работе применен комбинированный метод исследования единичных следов при помощи профилограмм и микрофотографий в диапазоне углов атаки от 3 до 90° и скоростей от 50 до 225 м/сек.

1. Методика исследований

На испытаниях применяли следующие материалы:

- а) углеродистая сталь Ст.3 (отожженная),
- б) углеродистая инструментальная сталь У8А (закаленная, $HV = 850 \text{ кг/мм}^2$),
- в) металлокерамический твердый сплав ВК6М,
- г) красная медь.

Из указанных материалов изготовили образцы-шлифы по общепринятой методике. Образцы-шлифы для получения единичных следов при малых углах атаки обрабатывали на центробежном ускорителе с вращающимся вместе с ротором образ-

цом [5] таким количеством абразивного материала, что следы на поверхности образца не перекрывались. Единичные следы на образцах при углах атаки 30° и 90° получили на вакуумной установке ВК-1 [6] с применением дозатора единичных частиц. В качестве абразивного материала использовали частицы кварцевого песка, чугунной дробы, чугунного песка, корунда и стеклянного порошка.

Для снятия профилограммы применяли профилограф-профилометр модели 201. Микроскопические наблюдения единичных следов и продукта износа проводили на оптическом и электронных микроскопах (ММ8, ЭВМ-5 и "Stereoscan, Cambridge").

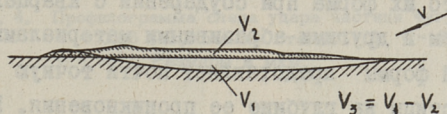
Методика исследования продукта износа основывается на микроскопических наблюдениях. Способы улавливания продукта износа описываются ниже.

2. Результаты исследований

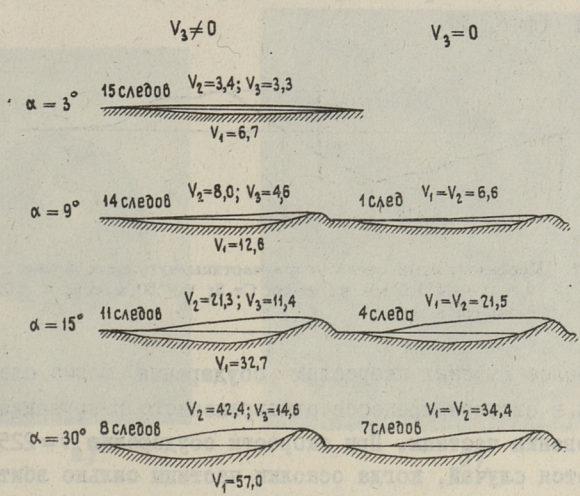
2.1. Единичные среды при малых углах атаки

Профилографирование единичных следов соударения на поверхности Ст.3 частицами кварцевого песка фракции $0,4 \div 0,63$ мм через каждые 10 мкм по длине и ширине следа при углах атаки от 3 до 30° и при скорости 97 м/сек позволило установить форму ударных лунок, а также определить соотношения между объемами, выдавленными валиком (V_1), лункой (V_2) и отделяющейся массой (V_3) (Фиг. 1). Установили, что следы можно разделить на две группы, при этом в первой группе каждая абразивная частица отделяла определенную часть материала, т.е. $V_3 \neq 0$; во второй группе весь материал был выдавлен в валик, т.е. $V_3 = 0$, без отделения металла [7]. С уменьшением угла атаки доля следов первой группы увеличивается за счет второй (Фиг. 2). Если, например, при $\alpha = 3^{\circ}$ из 15 исследуемых единичных следов все относились к первой группе, то при $\alpha = 30^{\circ}$ 8 следов принадлежало к первой группе и 7 ко второй. С увеличением угла атаки от 3 до 30° увеличиваются объемы V_1, V_2, V_3 , а также изменяются пропорции между длиной, шириной и глубиной следов. Можно предполагать, что одной из причин потери

$$V_3 = V_1 - V_2$$



Фиг. 1. Схематическое изображение продольного сечения следа:
 V_1 - объем лунки, V_2 - объем выдавленного металла,
 V_3 - объем потерянной массы, т.е. износ



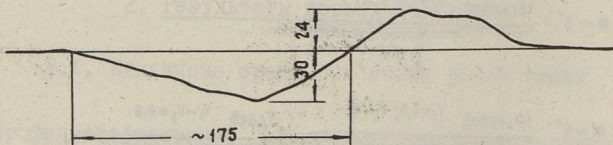
Фиг. 2. Распределение объемов первичных следов, имеющих потери от износа (в $\text{мкм}^3 \times 10^{-3}$); углы атаки 3,9,15,30°; скорость соударения 97 м/сек; абразивный материал - кварцевый песок

режущей способности является разрушение вершин песчинок или целых частиц.

2.2. Единичные следы при углах атаки

$$\alpha = 90^{\circ}$$

Результаты исследования единичных следов на поверхности стали Ст.3 при $\alpha = 90^{\circ}$ в пределах скоростей $v = 50 \div 100$ м/сек показывают, что их форма при соударении с кварцевым песком, чугунным песком и другими абразивными материалами подобной геометрической формы представляет почти точную отпечатку абразивной частицы на глубине ее проникновения. При скоростях $v = 50 \div 100$ м/сек степень измельчения указанных абразивных частиц незначительная [8] и абразивная частица внедряется в металл как одно целое. Вокруг образовавшейся лунки виден валик с неравномерно по периметру выдавленным материалом (фиг. 3).

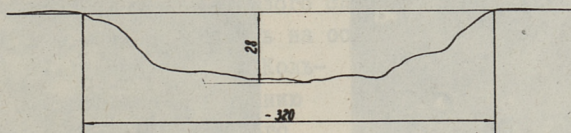


Фиг. 3. Профилограмма следа удара частицы чугунного песка $d = 0,85 \div 1,0$ мм на стали Ст.3; $v = 50$ м/сек; $\alpha = 90^{\circ}$.
Размеры в мкм

При более высоких скоростях соударения форма следа образуется в сложном процессе одновременного разрушения и проникновения частицы. При скорости соударения $v = 225$ м/сек встречается случай, когда осколки частицы сильно вбиты в металл образца-шлифа.

Единичный след, который получен при соударении со сферической чугунной дробью при $v = 50$ м/сек, представляет на поверхности стали Ст.3 лунку, являющуюся точной копией поверхности дробин.

Из профилограммы (фиг. 4) видно, что вокруг лунки заметного валика не образуется. Это хорошо видно и из микрофотографии следа (фиг. 5а). Остается впечатление, что выдавленный из лунки металл как бы равномерно перераспределяется в объеме образца.

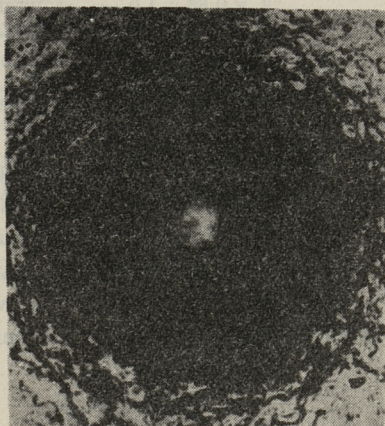


Фиг. 4. Профилграмма следа удара частицы чугуной дроби:
 $d = 0,85 \div 1,0$ мм на стали Ст.3, $v = 50$ м/сек;
 $\alpha = 90^\circ$. Размеры в мкм

При скорости соударения $v = 225$ м/сек в форме следа чугуной дроби на поверхности стали Ст.3 произошли существенные изменения: вокруг лунки образовался валик из рыхленного металла, поверхность лунки блестящая (фиг. 5б).



а)



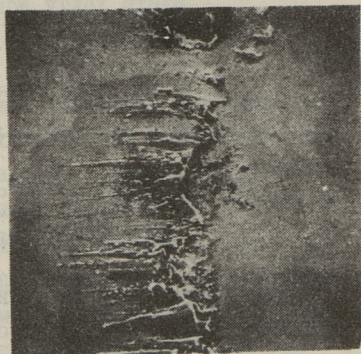
б)

Фиг. 5. Микрофотография следа удара частицы чугуной дроби:
 $d = 0,85 \div 1,0$ мм на стали Ст.3, $\alpha = 90^\circ$, увеличение
 80 раз, а) $v = 50$ м/сек, б) $v = 225$ м/сек

Единичные следы соударения абразивных частиц на поверхности твердых материалов (закал.сталь У8А, ВК6М) при скорости $v = 225$ м/сек настолько незначительны по своим размерам, что для получения представления о характере происходящих разрушений поверхности образца, форме следа и других явлениях — в том числе о переносе материала абразивных частиц — необходимо применение совместных профилографических и микроскопических исследований.



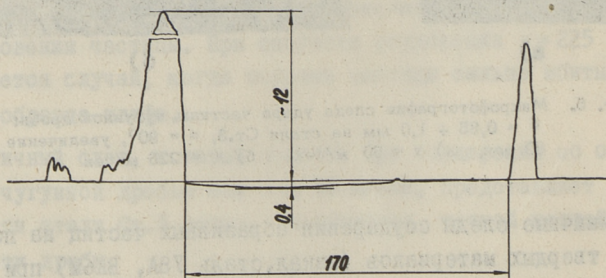
а)



б)

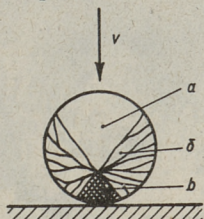
Фиг. 6. Микрофотография следа частицы чугуной дроби:
 $d = 0,85 \div 1,0$ мм, на ВК6М, $v = 225$ м/сек,
 $\alpha = 90^\circ$, а) увеличение 55 раз, б) увеличение 270 раз

На фиг. 6а представлены электронные микрофотографии единичного следа чугуной дроби на поверхности сплава ВК6М. Можно установить, что след представляет собой прерывистое кольцевидное образование из частично расплавленного и сильно прилипшего к поверхности ВК6М металла разрушенной дроби. Фрагмент от кольцевого наплава показан на фиг. 6б. Из профилограммы такого следа (фиг. 7) легко установить высоту образовавшегося кольцевидного валика, а



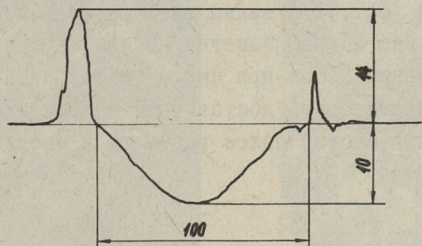
Фиг. 7. Профилограмма следа частицы чугуной дроби:
 $d = 0,85 \div 1,0$ мм на ВК6М. Размеры в мкм

также факт того, что в эпицентре удара произошла некоторая пластическая деформация твердого сплава. Образование подобного следа можно объяснить на основе предложенной Примером [10] схемы (фиг. 8). Кольцевидный валик по нашему мнению образуется в процессе быстрого движения отколотившихся от основного конуса боковых осколков чугунной дроби к поверхности образца. Благодаря наличию острых вершин и граней образовавшихся осколков, в зоне их контактирования с поверхностью образца образуются настолько высокие локальные давления, что ведут к частичному расплавлению этих осколков и замазыванию на поверхности сплава.



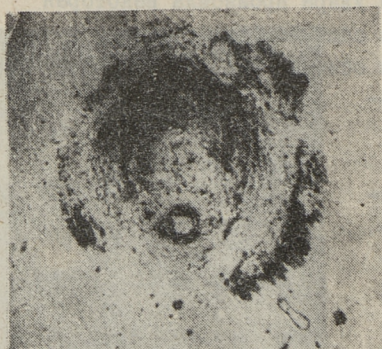
Фиг. 8. Схема разрушения сферической частицы при соударении [10]
 а) остаточный конус;
 б) боковые осколки;
 в) зона мелких осколков

Вдавливание сплава в эпицентре является результатом деформации основного конуса, имеющего в случае прочной сферической дроби форму усеченного конуса. Профилограмма следа чугунной дроби на поверхности стали У8А ($HV = 850 \text{ кг/мм}^2$), представленная на фиг. 9, напоминает след на фиг. 7.

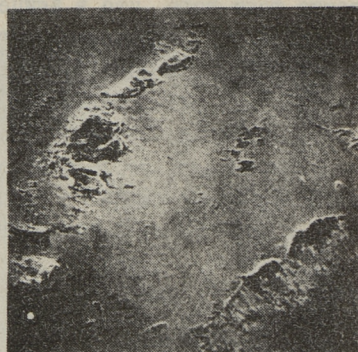


Фиг. 9. Профилограмма следа частицы чугунной дроби:
 $d = 0,85 \div 1,0 \text{ мм}$ на У8А ($H 850$),
 $v = 225 \text{ м/сек}$, $\alpha = 90^\circ$

Концентрично с кольцевидным кругом здесь можно видеть и глубокую трещину. На микрофотографии на фиг. 10 видно, что на дне лунки точно скопировалась микрогеометрия поверхности дроби.

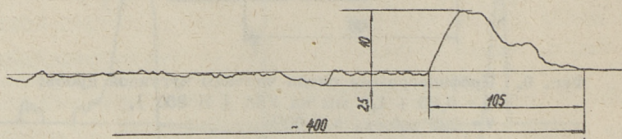


Фиг. 10. Микрофотография следа частицы чугуна дробы:
 $d = 0,85 \div 1,0$ мм на У8А (HV850),
 $v = 225$ м/сек, $\alpha = 90^\circ$, увеличение 180 раз



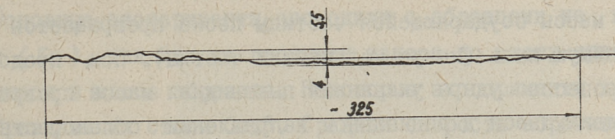
Фиг. 11. Микрофотография следа частицы чугуна песка:
 $d = 0,85 \div 1,0$ мм на ВК6М,
 $v = 225$ м/сек, $\alpha = 90^\circ$, увеличение 55 раз

При соударении чугуна, незначительно отличающегося по механическим показателям от дробы, но имеющего угловатую форму (средний радиус вершин 46 мкм), на поверхности ВК6М и У8А остаются частично расплавленные и сильно прилипшие остатки чугуна неравномерной формы. На микрофотографии (фиг. 11) видны замазанные участки в зоне удара. Однако, как хорошо заметно по профилограмме следа (фиг. 12), чугунный песок при скорости соударения $v = 225$ м/сек способен создавать достаточное напряжение для хрупкого выкрашивания частиц более прочного и твердого сплава ВК6М.



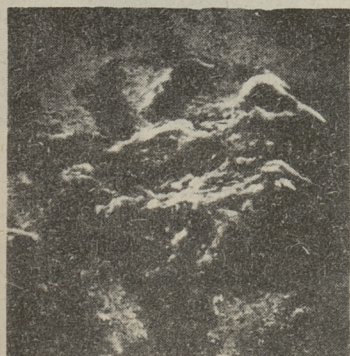
Фиг. 12. Профилограмма следа частицы чугуна песка:
 $d = 0,85 \div 1,0$ мм на ВК6М, $v = 225$ м/сек, $\alpha = 90^\circ$

В данном случае происходит процесс разрушения частицы и образования следов по механизму, показанному на фиг. 8, но в более сложных условиях ввиду отличия формы чугуна от сферической формы дробы.

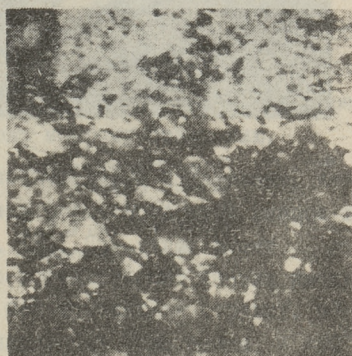


Фиг. 13. Профилграмма следа частицы стекла:
 $d = 0,85 \div 1,0$ мм на У8А (HV850),
 $v = 225$ м/сек, $\alpha = 90^\circ$. Размеры в мкм

Наблюдаемый перенос расплавленного металла, разрушенно-го в процессе соударения дробинки, указывает на образование значительных температур в зоне удара. Профилграммы и микрофотографии следов соударения менее прочных частиц кварцевого песка и стекла (фиг. 13, 14) показывают, что на поверхности твердых материалов образуются следы, где участки хрупко выкрашенного материала (фиг. 15) чередуются с участками сильно прилипших слоев кварца и стекла небольших толщин. Единичный след частицы корунда на поверхности ВК6М, обладающий большей твердостью чем ВК6М, мало отличается от формы лунок на поверхности мягкой стали Ст.3 (фиг. 16).



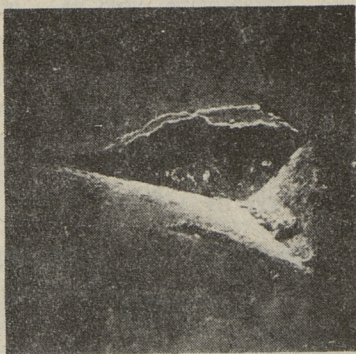
Фиг. 14. Осколок частицы кварца, прилипший на поверхности твердого сплава ВК6,
 $v = 225$ м/сек, $\alpha = 90^\circ$
 увеличение 530 раз



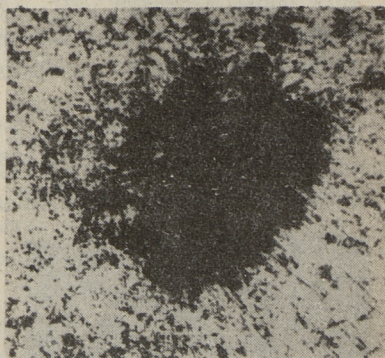
Фиг. 15. Фрагменты твердого сплава ВК6М после попадания одной песчанки, $v = 225$ м/сек, $\alpha = 90^\circ$, $d = 0,83 \div 1,0$ мм, Увеличение 2500 раз

След частицы кварцевого песка на поверхности закаленной стали У8А показан на фиг. 17. При скорости удара $v = 225$ м/сек уже в начальной стадии процесса соударения значительная

часть массы соударяющейся частицы песка превращается в мельчайшую пыль (конус мельчайших частиц). При продолжении процесса удара указанная пылевидная масса превращается в движущееся в радиальном направлении облако, оставляя на пути своеобразные мелкие следы. Подобное явление наблюдалось у Рейнерс и Шлаут при соударении стеклянных шариков с твердой поверхностью [9]. Вследствие действия указанного явления, начинающегося со скорости $v \approx 220 \text{ м/сек}$, наблюдается относительное уменьшение глубины разрушений на поверхности, а следовательно, и интенсивности изнашивания.



Фиг. 16. Микрофотография следа частицы корунда:
 $d = 0,85 \div 1,0 \text{ мм}$, на
 ВК6М, $v = 225 \text{ м/сек}$,
 $\alpha = 90^\circ$. Увеличение
 270 раз



Фиг. 17. Микрофотография следа частицы песка:
 $d = 0,85 \div 1,0 \text{ мм}$ на
 У8А (Н 850),
 $v = 225 \text{ м/сек}$, $\alpha = 90^\circ$
 Увеличение 80 раз

2.3. Исследование продуктов износа

Размеры продуктов износа при абразивной эрозии незначительны; в пределах данных скоростей соударения размеры продукта износа в редких случаях превышают 100–150 мкм. При этом содержание металлических продуктов износа в массе обработанного абразивного материала колеблется в пределах нескольких десятых долей процента. Все это требует при выделении продукта износа применения методов улавливания и обогащения.

Основные эксперименты проводили с образцами из красной меди (Cu), так как ее продукты износа по цвету ярко выделяются в массе абразива. Некоторые эксперименты делали и с образцами из стали Ст.3. Средняя скорость абразивных частиц 130 м/сек. Размеры абразивных частиц (кварцевый песок и корунд) $d = 0,315 \div 0,40$ мм.

Для выделения продукта износа весь обработанный абразивный материал подвергался просеиванию на комплекте стандартных сит. Предварительными микроскопическими наблюдениями установили наиболее богатые по содержанию продукта износа фракции. Для меди, например, основная масса продукта износа (при скорости $v = 130$ м/сек) находится во фракции $d = 0,40 \div 0,063$ мм.

Выделенные путем просеивания наиболее богатые фракции, в целях дальнейшего обогащения, подвергались осаждению в жидкостях. Специальными приемами промывания удалось получить фракции, в которых содержание меди достигло $40 \div 50\%$. Полученный материал тщательно изучали под микроскопом.

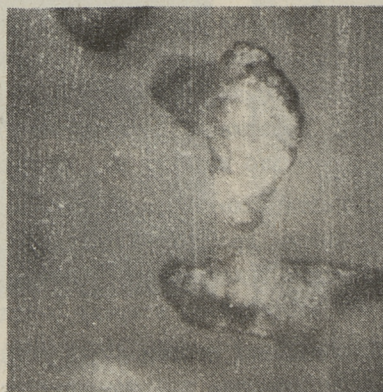
В случае магнитных материалов (стали) применяли способ предварительного обогащения просеянных фракций при помощи электромагнита. Полученный таким образом материал по мере надобности подвергался длительному мокрому осаждению.

Результаты микроскопических исследований показывают, что существует определенное различие в форме продуктов износа в зависимости от угла атаки (фиг. 18). При углах атаки от 3 до 15° определенное количество металлических частиц имеет удлиненную форму и некоторые из них напоминают стружку, образовавшуюся при царапании металлов. При угле атаки $\alpha = 90^\circ$ преобладают частицы, которые более близки к округленной форме. Продукты износа при угле атаки $\alpha = 30^\circ$ по форме занимают промежуточное место.

Можно считать, что основным механизмом разрушения поверхности мягких и пластических металлов при угле атаки, близком к 90° , является полидеформирование материала. На основе микроскопических исследований нами проведен ориентировочный расчет для определения необходимого числа ударов



а)



б)



в)

Фиг. 18 . Микрофотография продукта износа меди:
 $V = 130$ м/сек, $d = 0,315 \pm 0,4$ мм,
увеличение 230 раз
а) $\alpha = 3^\circ$, б) $\alpha = 15^\circ$, в) $\alpha = 90^\circ$

(числа циклов) для отделения одной частицы меди при угле атаки $\alpha = 90^\circ$; скорость соударения $v = 130$ м/сек и фракция песка $d = 0,315 \div 0,40$ мм. Среднее количество циклов n было получено так:

$$n = \frac{N_A}{N_M} = \frac{N_A \cdot G}{K},$$

где N_A и N_M — количество абразивных частиц и соответственно продуктов износа в одном кг абразива,

K — интенсивность изнашивания материала, г/кг,

G — средняя масса одной частицы продукта износа, г.

Результаты расчета показывают, что число необходимых ударов (циклов) около 4, то есть очень небольшое. При этом средняя масса частицы меди составляет около одной сотой от средней массы ударяющейся частицы.

Близкое к этому было получено количество циклов также в случае стали Ст.3 при скоростях удара 80 и 160 м/сек. ($\alpha = 45^\circ$ и 90°).

3. З а к л ю ч е н и е

Проведенное исследование комбинированным методом единичных следов удара и продуктов износа у некоторых металлических сплавов позволило уточнить явление, имеющее место при абразивной эрозии в диапазоне скоростей удара 50 ... 225 м/сек.

В случае пластичных сплавов, когда твердость абразива N_A выше твердости материала N_M , при весьма малых углах атаки (до около 6°) продукты износа удаляются преимущественно микрорезанием (количество циклов $n = 1$). При средних и больших углах атаки превалирующим явлением становится разрушение поверхностных слоев полидеформированием материала, среднее количество циклов, требуемое для удаления продукта износа, $1 < n < 10$.

В случае $H_A < H_M$, при высоких скоростях удара наблюдается прилипание осколков абразивных частиц на поверхности образца.

Поверхность твердого сплава типа ВК при $H_A < H_M$ деформируется незначительно, однако частицы карбида, находящиеся в верхнем слое, "вытряхиваются" из связки; под действием последующих ударов они, очевидно, легко удаляются. При $H_A > H_M$ механизм изнашивания твердых сплавов подобен механизму изнашивания других металлических материалов.

Л и т е р а т у р а

1. В.Н. К а щ е е в. Изв. вузов, "Энергетика" № 4, 1961.
2. И. К л е й с. Об изнашивании металлов в абразивной струе. Труды Таллинского политехнического института, серия А, № 168, 1959.
3. С.П. К о з ы р е в. Кавитационная износостойкость металлов. Москва 1962.
4. Н. W a h l, G. K a n t e n w e i n, W. S c h ä f e r. "Bergbau-Archiv" 22, Heft 2, 1961.
5. И. Л а н г е б е р г, X. У у э м н ы й с. Открытия, изобретения, промышленные образцы, товарные знаки", №12, 1968.
6. И. К л е й с, X. У у э м н ы й с. "Заводская лаборатория", № 7, 1967.
7. И. Л а н г е б е р г, И. К л е й с. Абразивная эрозия стали. Изд. Института "Силикатобетон", Таллин 1968.
8. E. R e i n e r s. Forschungsbericht des Landes Nordrhein-Westfalen Nr. 1059, 1962.
9. Г. Ш л а у г. Некоторые проблемы при измельчении в воздушных струях. Труды Европейского совещания по измельчению. Москва 1966 (перевод с немецкого).
10. I. P r i e m e r. Fortschrittberichte VDI Zeitschrift, Reihe 3, Nr. 8, 1965.

Untersuchung einzelner Stoßeindrücke und Ver-
schleißprodukte beim Strahlverschleiß

Zusammenfassung

Es sind einige Werkstoffe (Kohlenstoffstahl Cm.3, gehärteter Werkzeugstahl HV 850, Sinterhartmetall BK6M und Kupfer) untersucht worden, um die Kenntnisse über ihren Verschleißmechanismus zu erweitern.

Die einzelnen Stoßeindrücke wurden mit Rauhtiefeprofil-sichreiber und Mikroskopie, die Verschleißprodukte - mikro-skopisch untersucht und gemessen. Es wurde festgestellt, daß bei kleinen Anstrahlwinkeln (bis ca 6° für Cm.3) hauptsächlich das Mikrozerspanen stattfindet (Zykluszahl $n=1$); bei großen und mittleren Anstrahlwinkeln dominiert der Deformationverschleißmechanismus ($1 < n < 10$).

Wenn die Probekörperoberfläche härter als das Strahl-mittelkorn ist, sind bei hohen Stoßgeschwindigkeiten Haftungsprozesse der Kornsplitter zu beobachten.

УДК 620.178.162.4

Л.Э. Вальдма

ВЛИЯНИЕ НЕКОТОРЫХ ФАКТОРОВ НА ИЗНОС В
МОДЕЛИРОВАННОМ ПРОЦЕССЕ (МЕТАЛЛ - АБРА-
ЗИВНАЯ ПРОСЛОЙКА - МЕТАЛЛ)

Различным проблемам трения и износа посвящены многочислен-
ные публикации. Сложный комплекс явлений, имеющих место
при скольжении металлических поверхностей с абразивной
прослойкой, исследован в меньшей степени и поэтому эти во-
просы в литературе освещаются мало.

В последнее время в опубликованных работах [1] изложена
методика экспериментального исследования упомянутого про-
цесса трения и приведены данные о влиянии отдельных факто-
ров на износ. Энергетические особенности процесса и в на-
стоящее время в литературе не рассматриваются.

В настоящей статье приведены результаты эксперименталь-
ного исследования энергетических особенностей износа ме-
таллических поверхностей в моделированном процессе. Мето-
дика моделированного процесса и принцип распределения энер-
гии изложены в работе автора [2]. Абразивная прослойка -
смесь абразива в масле - в течение эксперимента не возоб-
новлялась. Изменением условий эксперимента оказалось воз-
можным исследовать:

- 1) влияние свойств материала металлических образцов,
- 2) влияние концентрации абразива в прослойке,
- 3) влияние зернистости абразива,
- 4) влияние величины нормального давления на поверхность
скольжения.

На основе экспериментальных данных построены диаграммы крутящего момента (диаграммы трения), позволяющие подвергать анализу причины изменения износа поверхностей скольжения образцов. Измеренный общий расход энергии и износ поверхностей образцов служили основой при оценке принципиальных изменений в распределении энергии между физическими явлениями, объясняющими влияние основных факторов на износ. В статье изложены также единые энергетические характеристики моделированного процесса, отражающие величину износа поверхностей образцов в различных условиях трения.

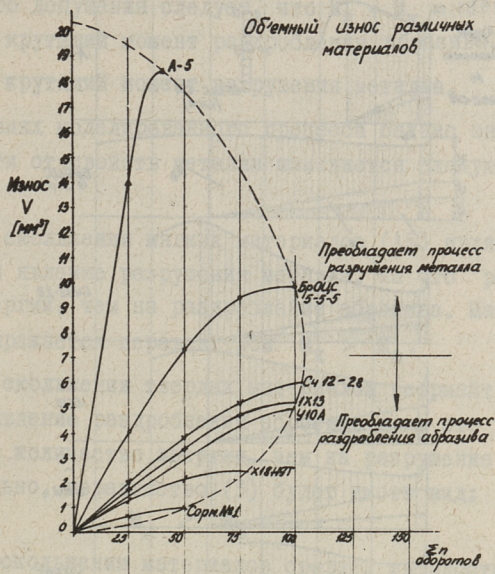
1. Влияние свойств материала образцов на их износ

Образцы для экспериментов изготовили из следующих металлов и сплавов, имеющих стабильную микроструктуру:

№ п.п.	Материал	Марка	ГОСТ	Твердость HV кГс/мм ²	Примечания
1	Алюминий	A5	II069-64	22	
2	Бронза	Бр ОЦС 5-5-5	6I3-65	72	
3	Серый чугун	СЧ I2-28	I4I2-54	I3I	
4	Сталь	I X I3	5632-6I	I70	
5	Сталь	У IO A	I435-54	I77	
6	Сталь	XI8H9T	5632-6I	2I2	
7	Твердый сплав	сормайт №I		543	Наплавленный на сталь IXI3

Образцы имели кольцеобразную форму наружным диаметром 60 мм и внутренним диаметром 40 мм. Скорость относительного скольжения образцов 0,05 м/сек. Абразивная прослойка состояла из смеси нормального электрокорунда по ГОСТу 3647-59 зернистостью I80 в минеральном масле АК-IO (ГОСТ I862-60) концентрацией I:2 по объему. Нормальное давление - I кГс/см² (0,1 мн/м²).

На основе экспериментальных данных построены кривые износа и диаграммы крутящего момента, которые приведены на фиг. I и 2.



Фиг. 1. Кривые износа различных материалов в зависимости от суммарного числа оборотов

Анализ полученных диаграмм крутящего момента позволяет установить следующие закономерности:

I. В моделированном процессе суммарная расходуемая энергия выражается площадью под кривой крутящего момента и может быть определена по формуле:

$$E = \int_0^{2\pi r \Sigma n} T dL, \quad (I)$$

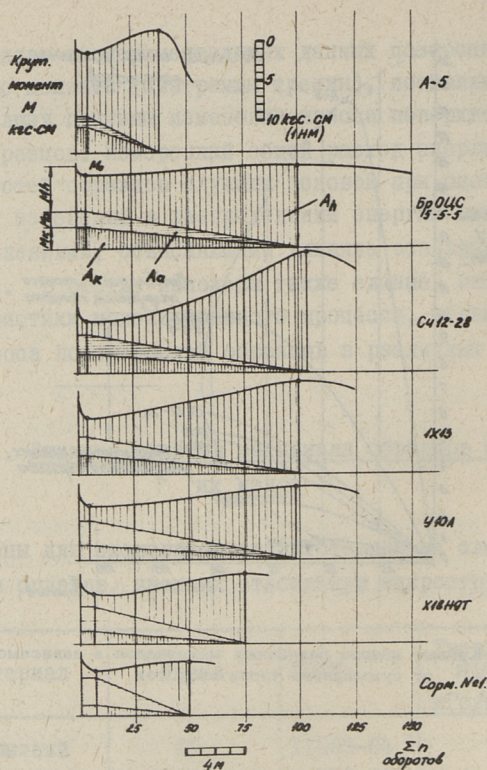
где: T — тангенциальная сила сопротивления скольжению, определяемая из уравнения $M = T \cdot r$,

M — крутящий момент,

r — средний радиус рабочей поверхности образца (в условиях экспериментов $r = 25$ мм),

L — средний путь скольжения точек рабочей поверхности образца, определяемый из уравнения $L = 2\pi r \Sigma n$,

Σn — общее число оборотов в течение моделированного процесса.



Фиг. 2. Диаграмма крутящих моментов в течение моделированного процесса (соответствующие кривые износа на фиг. 1) при испытании различных материалов

2. Количество суммарной энергии зависит от крутящего момента M_0 и продолжительности процесса, причем величина момента M_0 уменьшается с увеличением твердости материала образца.

При допущении, что процесс саморегулирующийся, т.е. в начале процесса при постоянном нормальном давлении сумма тангенциальных сил диспергирования абразива и металла постоянна, общее количество механической энергии распределяется на работу трения A_n , раздробления абразива A_a и разрушения металла A_k , согласно приведенным на фиг. 2 диаграммам.

Из этого допущения следует, что $M_a + M_k = \text{idem}$, (2),
где M_a — крутящий момент раздробления абразива,

M_k — крутящий момент разрушения металла.

В условиях моделированного процесса баланс энергии в зависимости от свойств металла изменяется следующим образом:

1. При скольжении мягких материалов (А5) является преобладающим явление разрушения металла, на что расходуется больше энергии, чем на раздробление абразива. Математически это выражается неравенством $M_k > M_a$. (3)

2. При скольжении твердых материалов (сормайт № 1) преобладает явление раздробления абразива и на это расходует-ся большее количество энергии, чем на разрушение металла. Следовательно, неравенство (3) будет иметь вид:

$$M_k < M_a \quad (4)$$

3. При скольжении материалов средней твердости (СЧ 12-28) количества энергии, расходуемые на раздробление абразива и разрушение металла, уравниваются между собой, т.е.

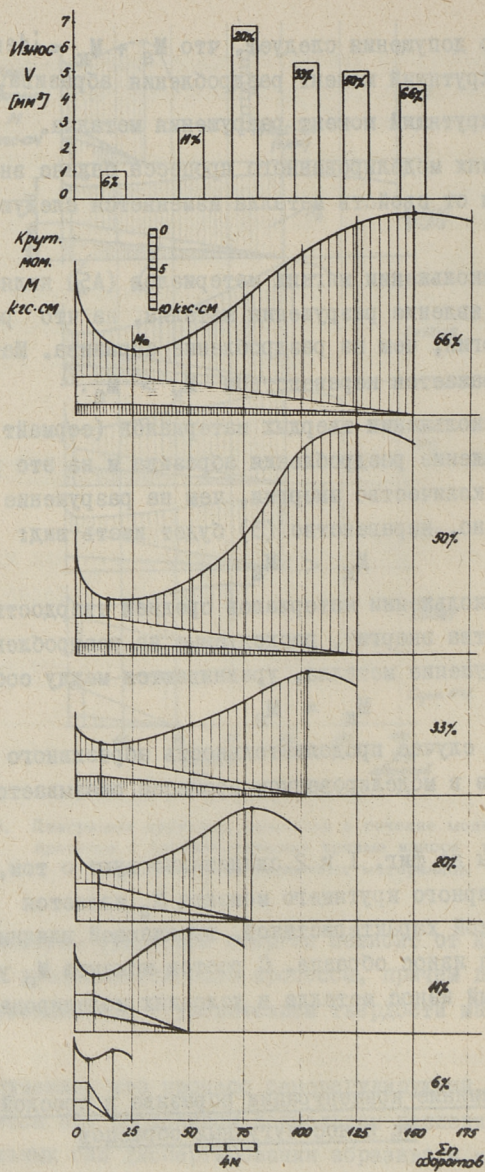
$$M_k = M_a \quad (5)$$

В последнем случае продолжительность абразивного изнашивания образцов в моделированном процессе оказывается самой большой.

Диаграммы на фиг. 1 и 2 свидетельствуют о том, что величина суммарного крутящего момента M_0 является единой энергетической характеристикой, выражающей влияние свойств материала на износ образца. С ростом момента M_0 увеличивается объемный износ металла в условиях моделированного процесса.

2. Влияние концентрации абразива в прослойке на износ чугунных образцов

При экспериментах применяли образцы, изготовленные из чугуна марки СЧ 12-28. Концентрацию абразива в прослойке варьировали: 6, 11, 20, 33, 50, 66% по объему. Остальные условия экспериментов сохраняли прежними.



Фиг. 3: Диаграммы крутящих моментов и износ чугунных образцов при различной концентрации абразива в прослойке

Диаграммы крутящего момента и суммарного износа приведены на фиг. 3. На основе результатов экспериментов можно сделать следующие выводы:

1. Повышение концентрации абразива в прослойке вызывает рост количества суммарной расходуемой энергии в моделированном процессе.

2. Наибольший износ образцов наблюдается при определенной оптимальной концентрации (20%) абразива в прослойке. При концентрациях абразива, отличающихся от оптимальной, образцы изнашиваются меньше.

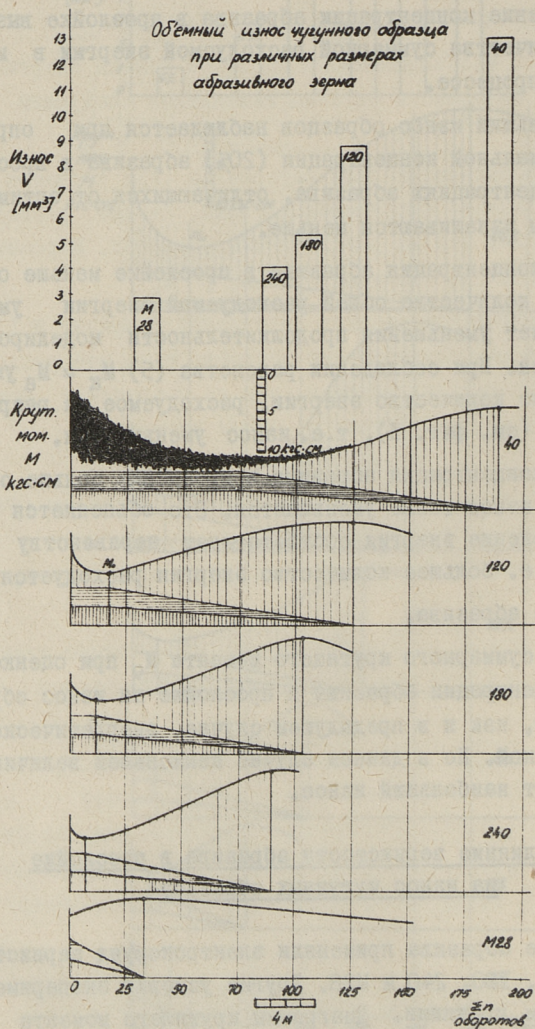
3. Если концентрация абразива в прослойке меньше оптимальной, то количество общей расходуемой энергии уменьшается за счет уменьшения продолжительности моделированного процесса. При соблюдении равенства (5) $M_k = M_a$ уменьшается также количество энергии, расходуемое на разрушение металла (см. фиг. 3), т.е. износ уменьшается.

4. Если концентрация абразива в прослойке больше оптимальной, то износ также уменьшается. Это объясняется тем, что распределение энергии соответствует неравенству (4) $M_k < M_a$, т.е. большее количество энергии расходуется на раздробление абразива.

Величина суммарного крутящего момента M_0 при оценке влияния концентрации абразива в прослойке на износ образцов является, как и в предыдущем случае, энергетической характеристикой. Но в данном случае наименьшей величине M_0 соответствует наибольший износ.

3. Влияние зернистости абразива в прослойке на износ чугунных образцов

В качестве абразива применяли электрокорунд зернистостью 40, I20, I80, 240 и M28. Другие условия экспериментов сохраняли прежними. Диаграммы крутящего момента и суммарного износа образцов приведены на фиг. 4. По результатам проведенных экспериментов можно заключить следующее:



Фиг. 4. Диаграммы крутящих моментов и износ чугунных образцов при различной зернистости абразива в прослойке

1. Рост размеров зерен абразива в прослойке обуславливает увеличение продолжительности первого периода моделированного процесса (раздробление зерен абразива и ударное разрушение металла), а также увеличивается продолжительность всего процесса в целом.

2. Увеличение продолжительности первого периода и всего моделированного процесса в целом при условии $M_K = M_a$ ведет к увеличению расхода энергии на износ металла, чем объясняется увеличенный износ при крупнозернистом абразиве.

4. Влияние величины нормального давления на износ чугунных образцов

Испытанию подвергались такие же чугунные образцы, как применялись при предыдущих экспериментах. Величина нормального давления изменялась от 1 кгс/см² (0,1 мн/м²) до 3 кгс/см² (0,3 мн/м²). Остальные условия экспериментов сохраняли прежними.

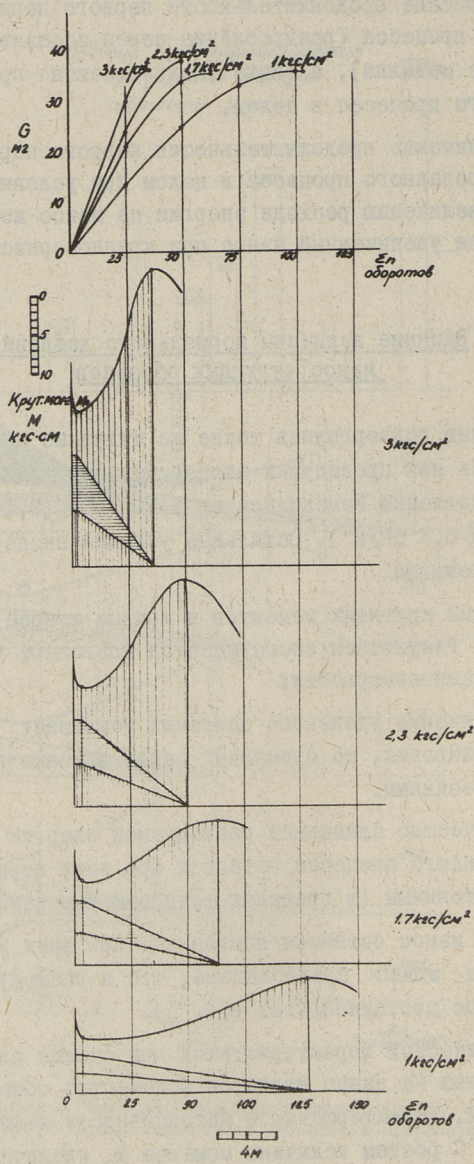
Диаграммы крутящих моментов и кривые износа приведены на фиг. 5. Результаты экспериментов позволяют установить следующие закономерности:

1. Увеличение удельного давления усиливает интенсивность изнашивания, но суммарный износ в конце процесса остается постоянным.

2. Количество суммарной расходуемой энергии в течение моделированного процесса остается при всех нормальных давлениях постоянным (в пределах точности измерения).

3. Если износ остается постоянным при всех удельных давлениях, то можно предполагать, что и расходуемая энергия на износ постоянна (см. фиг. 5).

Энергетической характеристикой при оценке влияния удельного давления на износ является количество общей расходуемой энергии. Характеристикой интенсивности изнашивания является M_0 . С ростом величины момента M_0 увеличивается интенсивность изнашивания металла.



Фиг. 5. Диаграммы крутящих моментов и кривые износа чугунных образцов при различных нормальных давлениях

В ы в о д ы

1. Исследованиями моделированного процесса изнашивания установлены основные энергетические характеристики для оценки влияния некоторых факторов (свойства материала, состав абразивной прослойки, величина нормального давления) на износ образцов. При анализе результатов экспериментов целесообразно пользоваться принципом распределения энергии.

2. Основными энергетическими характеристиками износа являются величина крутящего момента M_0 при переходе с первого периода (преобладает раздробление абразива и ударное разрушение металла) на второй (преобладает трение) и продолжительность моделированного процесса.

3. Изменение нормального давления не влияет на суммарный износ и на баланс энергии. При этом количества общей расходуемой энергии и его составляющих будут постоянными. Но увеличение удельного давления усиливает интенсивность изнашивания, т.е. оно уменьшает продолжительность абразивного изнашивания.

4. Баланс энергии в моделированном процессе зависит от свойств испытуемого металла, причем увеличение M_0 во всех случаях сопровождается увеличенным износом.

5. Изменение зернистости и концентрации абразива в прослойке влияет на баланс энергии. При этом с уменьшением M_0 увеличивается износ.

Л и т е р а т у р а

1. H. W a h l. Verschleiß metallischer Gleitflächenpaarungen unter Mitwirkung festkörniger Zwischenstoffe (Metall: Metall-Korn-Gleitverschleiß). Aufbereitungstechnik. 1969. Heft 6, S. 305-322.

2. Л.Э. В а л ь д м а. Об экспериментальном моделировании процесса трения металлов с абразивной прослойкой. Труды ТПИ, серия А, № 271, Таллин 1969.

Über den Einfluß einiger Faktoren auf den
Verschleiß in dem modellierten Prozeß (Werk-
stoff-Abrasivzwischen- schicht - Werkstoff)

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit werden Resultate des modellierten Verschleißprozesses mit einem konstanten Abrasiv-Öl Gemenge für verschiedene Werkstoffe und Zwischenschichten untersucht.

Es sind die energetischen Hauptverschleißcharakteristiken ermittelt bei der Veränderung einiger Faktoren (Werkstoff der Gleitflächen, Zusammensetzung der Abrasivzwischen- schicht, Flächendruck).

Die Anwendung des Energieverteilungsprinzips [2] erlaubte den Einfluß der obengenannten Faktoren auf den Verschleiß zu erklären. Die energetischen Hauptverschleißcharakteristiken sind folgende: Größe des Drehmomentes M_0 beim Übergang von der ersten Periode (Zerkleinerung des Abrasives und Zerstörung der Gleitflächen) zur zweiten Periode (Reibung) und die Dauer des modellierten Prozesses. Die Energiebilanz des modellierten Prozesses ist abhängig von den zu prüfenden Werkstoffen, wobei die Vergrößerung des M_0 zur Vergrößerung des Verschleißes führt. Die Energiebilanz hängt auch von der Größe der Abrasivkörner und von der Konzentration des Abrasivs im Ölgemisch ab, wo die Vergrößerung des M_0 zu einer Verringerung des Verschleißes führt.

УДК 62-233.1-762.001.5

А.А. Теасте

НЕКОТОРЫЕ ПРИЧИНЫ НЕРАВНОМЕРНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ
РАДИАЛЬНОГО УСИЛИЯ ОДНОКРОМОЧНЫХ МАНЖЕТНЫХ УПЛОТНЕНИЙ

Встречающиеся в статье обозначения:

- d - средняя ширина зоны контакта, м,
 b - расстояние от арматуры манжеты до уплотняющей кромки перед запрессовкой, м,
 Δb - изменение расстояния от арматуры манжеты до уплотняющей кромки при изменении радиуса кривизны ее, м,
 d - средний внутренний диаметр манжеты, м,
 d_1 - больший внутренний диаметр манжеты, м,
 d_2 - меньший внутренний диаметр манжеты, м,
 d_0 - диаметр вала, м
 f - максимальное перемещение слоя резины относительно арматуры при запрессовке манжеты в посадочное отверстие, м,
 Δf - элементарное перемещение слоя резины относительно арматуры при запрессовке манжеты в посадочное отверстие, м,
 h - усредненная высота растягиваемого сечения губки манжеты, м,
 k - коэффициент формы сжимаемого резинового слоя,
 $k_0 = \frac{D_a \cdot B}{(D_a + B)(D_0 - D_a)}$ - коэффициент,
 l - плечо изгиба конической части манжеты, м,

- l_1 - ширина сектора прибора измерения радиального усилия, м,
 m - коэффициент формы сжимаемого резинового слоя, не зависящего от K_0 ,
 p_0 - давление на ободу манжеты, н/м²,
 q - показание радиального усилия манжеты на измерительном приборе, н/м,
 $q_{\text{давл}}$ - усилие, создаваемое давлением уплотняемой среды, н/м,
 $q_{\text{дин}}$ - динамическая составляющая контактного усилия, н/м,
 $q_{\text{пр}}$ - усилие, создаваемое пружиной, н/м,
 $q_{\text{ст}}$ - статическая составляющая контактного усилия, н/м,
 $q_{\text{упр}}$ - усилие от разности диаметров вала и манжеты, н/м,
 $q_{\text{упр1}}$ - усилие растяжения контактирующей с валом части уса манжеты, н/м,
 $q_{\text{упр2}}$ - усилие от изгиба конической части уса манжеты, н/м,
 q_{Σ} - полное значение номинального контактного усилия, н/м,
 r - радиус кривизны элемента уплотняющей кромки до запрессовки манжеты в посадочное отверстие, м,
 r_1 - радиус кривизны элемента уплотняющей кромки после запрессовки манжеты в посадочное отверстие, м,
 r_b - радиус раздвоенного вала, м,
 r_c - переменный радиус резинового слоя между арматурой и посадочным отверстием, м
 Δr_c - приращение переменного радиуса резинового слоя между арматурой и посадочным отверстием, м,
 B - ширина арматуры, м,
 D - средний диаметр обода манжеты, м,
 D_0 - диаметр посадочного отверстия, м,
 D_a - наружный диаметр арматуры, м,
 D_{max} - наибольший наружный диаметр манжеты, м,
 D_{min} - наименьший наружный диаметр манжеты, м,
 E - равновесный модуль упругости резины при растяжении, н/м²,
 $G = \frac{E}{3}$ - модуль сдвига резины, н/м²,
 K - усредненная толщина конической части манжеты, м,
 $M_{\text{тр}} = 0,5 \mu \pi d_b q_{\Sigma}$ - момент трения манжеты на валу, н*м,

- P - раздвигающее усилие подвижной части раздвоенного вала, н,
 T - сила трения манжеты по поверхности посадочного отверстия, н,
 R - радиус кривизны элемента арматуры до запрессовки манжеты в посадочное отверстие, м,
 R_1 - радиус кривизны элемента арматуры после запрессовки манжеты в посадочное отверстие, м
 α - центральный угол элемента манжеты до запрессовки ее в посадочное отверстие, радиан,
 α_1 - центральный угол элемента манжеты после запрессовки ее в посадочное отверстие, радиан,
 μ - коэффициент трения между манжетой и валом,
 μ_0 - коэффициент трения между манжетой и посадочным отверстием,
 σ_{\max} - максимальное напряжение сдвига, создаваемое силой трения между манжетой и посадочным отверстием, н/м²,
 φ - переменный центральный угол подвижной части раздвоенного вала, радиан,
 $d\varphi$ - приращение переменного центрального угла подвижной части раздвоенного вала, радиан.

Правильно выбранное радиальное усилие однокромочных манжетных уплотнений имеет важное значение как с точки зрения герметичности, так и долговечности уплотнения.^I Слишком большое усилие вызывает сильный нагрев рабочей поверхности манжеты, вследствие чего она затвердевает и растрескивается,

^I Под радиальным усилием q_r подразумевается контактное усилие на единицу длины губки манжеты по окружности вала. Так как эта величина не зависит от ширины контактной поверхности, ее иногда удобнее использовать для исследований, чем радиальное давление.

причиняя утечку. Уплотнение дает также течь при слишком маленьком радиальном усилии. Утечку вызывает неправильное контактное усилие хотя бы только в одном месте рабочей поверхности. Поэтому надо обратить внимание не только на среднее усилие, но и на радиальное усилие каждой точки рабочей поверхности, оптимальное значение которого должно быть в пределах $78,5-110 \text{ н/м} (0,5-0,7 \frac{\text{кг}}{\text{см}^2})$ [1].

В общем виде силы, действующие на ус манжеты в процессе работы, можно представить в виде

$$Q_{\Sigma} = Q_{\text{ст}} + Q_{\text{дин}}$$

В настоящей статье рассматриваются причины неравномерного распределения статического радиального усилия ($Q_{\text{ст}}$) по периметру губки манжеты однокромочных манжетных уплотнений до и после запрессовки ее в посадочное отверстие. Нами были проведены испытания манжет, изготовленных по нормам МН 5308-64 на заводе резиновых изделий Миннефтехимпрома СССР Всесоюзного объединения союзрезинобувьпрома "Пыхьяла" для Таллинского экскаваторного завода Минстройдоркомунмаш. Аналогичные результаты мы получили и при испытании манжеты УР (по ГОСТ 8752-61) и АСК (по нормам ОН-13-47-56).

Статическая составляющая радиального усилия в общем случае нагружения равна

$$Q_{\text{ст}} = Q_{\text{упр}} + Q_{\text{пр}} + Q_{\text{дав}}$$

Обычно считают, что усилие ($Q_{\text{упр}}$), которое образуется при монтаже уплотнения на валу с натягом, возникает вследствие растяжения контактирующей с валом части уса манжеты ($Q_{\text{упр1}}$) и изгиба конической части уса ($Q_{\text{упр2}}$). Известны соотношения [2]:

$$Q_{\text{упр1}} = \frac{2(d_8 - d)E\delta h}{d_8 d}$$

$$Q_{\text{упр2}} = \frac{(d_8 - d)EK^3}{8l^3} \cdot 2)$$

2) Проведенные нами опыты, далее, показали, что эти формулы не всегда дают правильные результаты.

Проведенные нами исследования показали, что неравномерное распределение радиального усилия по периметру уплотняющей кромки возникает по следующим причинам: 1) внутренний диаметр манжеты непостоянный, 2) наружный диаметр манжеты непостоянный, 3) механические свойства резины неоднородны, 4) неравномерное радиальное усилие пружины у места ее замка, 5) технологические дефекты уплотнения.

Далее рассмотрим подробнее эти причины.

I. Для определения формы уплотнений под инструментальным микроскопом типа ММИ во многих плоскостях были измерены внутренний и наружный диаметр манжет без браслетной пружины для валов диаметра 30; 45 и 60 мм предварительно по 5 штук каждый. Оказалось, что манжеты имели самые разнообразные формы. Для получения величин, характеризующих форму манжет, и для упрощения работы дальнейшие измерения были проведены только в двух взаимно перпендикулярных плоскостях, в которых эти предварительно проверенные манжеты имели соответственно минимальный и максимальный наружный диаметр. Этим методом были замерены два внутренних и два наружных диаметра манжет по 50 штук каждый из указанного выше ряда диаметров.

В качестве примера в таблице I приведены результаты измерений манжет для вала диаметром 60 мм. $D_{\max} - D_{\min}$ и $d_1 - d_2$ характеризуют соответственно форму наружной и внутренней (рабочей) поверхности.

Т а б л и ц а I

Величины, характеризующие форму манжет	Разности диаметров в мм							
	0	0,0-0,2	0,2-0,4	0,4-0,6	0,6-0,8	0,8-1,0	1,0-1,2	1,2-1,4
	Количество манжет в %							
$D_{\max} - D_{\min}$	2	24	32	24	12	0	6	0
$d_1 - d_2$	0	22	30	14	20	4	6	4

Из таблицы видно, что большое количество манжет имеет неправильную форму. Как показывают наши опыты, у манжет для вала диаметром 60 мм отклонение внутреннего диаметра на 0,1 мм вызывает изменение радиального усилия на 6-7 н/м. По данным

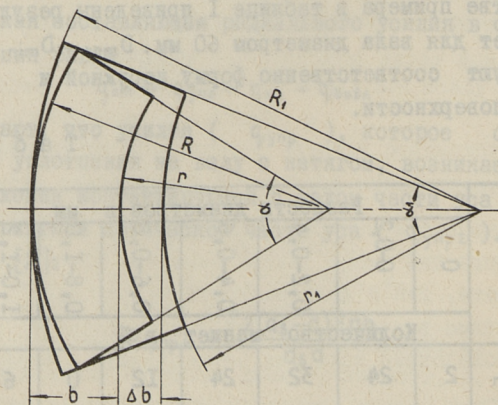
таблицы I это усилие колеблется в худшем случае в пределах 72-98 н/м. Это значит, что оно может либо удваиваться, либо уменьшаться до нуля, хотя среднее радиальное усилие находится в требуемых пределах. Браслетная пружина не может компенсировать неравномерность радиального усилия, хотя она увеличивает его среднее значение.

2. Для предотвращения совместного вращения уплотнения с валом необходимо создать на ободе его постоянное радиальное давление p_0 , которое определяется по формуле [3]

$$0,5\pi p_0 \mu_0 B D_0^2 > M_{тр}. \quad (I)$$

Кроме того, радиальное давление необходимо для удерживания манжеты в посадочном отверстии при повышенном давлении уплотняемой среды.

Названное радиальное давление создается запрессовкой манжеты в гнездо с натягом. При этом неправильная форма обода манжеты превращается в круговой цилиндр. Как показывают исследования, манжета изгибается по периметру и радиусы кривизны ее меняются на отдельных участках.



Фиг. 1. Схема изменения расстояния от арматуры манжеты до уплотняющей кромки при изменении ее радиуса кривизны

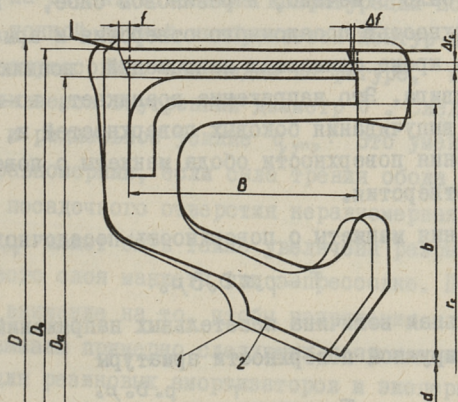
На фиг. I показана часть манжеты до запрессовки радиусом кривизны нейтрального слоя R и после запрессовки радиусом его R_1 . Считая, что длина губки манжеты и арматуры при изгибе не меняется, нейтральный слой совпадает с внутренней

поверхностью арматуры и сама арматура находится в манжете концентрично, можем написать $\alpha R = \alpha_1 R_1$ и $\alpha r = \alpha_1 r_1$. Выразив $r = R - b$ и $r_1 = R_1 - (b + \Delta b)$, получим

$$\Delta b = b \frac{R_1 - R}{R}. \quad (2)$$

Предполагаем, например, что до запрессовки манжеты $d_b = 60$ мм, $b = \text{const.}$ по всему периметру и обод ее имел форму эллипса с разностью осей 0,3 мм, тогда по формуле 2 запрессовка вызывает неравномерность $Q_{упр}$ на 20%.

3. При запрессовке манжеты в отверстие в слое резины, которой покрывают арматуру, действуют сжимающие напряжения и напряжения сдвига. Сжимающие напряжения возникают в результате уменьшения наружного диаметра уплотнения D до диаметра посадочного отверстия D_0 (фиг. 2). При сравнительно небольших относительных деформациях, не превышающих $\frac{D - D_0}{D - D_a} = 0,2 \dots 0,3$, пропорциональности между удельной нагрузкой и относительным сжатием не наблюдается [4].



Фиг. 2. Изменение конфигурации сечения манжеты при запрессовке ее в посадочное отверстие: 1 - конфигурация до запрессовки; 2 - конфигурация после запрессовки

Основной причиной этого является увеличение опорной поверхности резинового образца при сжатии вследствие неизменности объема резины. Но как указывают многие исследователи механических свойств резины, пределы применимости закона Гука значительно расширяются, если напряжения рассчитывать не по

начальной площади образца, а по величине площади сечения деформированного образца. Из-за малой толщины сжимаемого резинового слоя по сравнению с диаметром его можно рассматривать в приближенных расчетах как плоский элемент. Так как на напряжение в резиновом слое, т.е. на давление на обод манжеты p_0 , влияет и величина отношения поверхности $\pi D_0 B$ к свободной боковой поверхности резинового слоя, то "исправленный" закон Гука следует написать в виде

$$p_0 = kE \frac{D - D_0}{D_0 - D_d} \quad (3)$$

Здесь коэффициент $k = 1 + m k_0$, где k_0 зависит от отношения площади опорной поверхности к площади свободной боковой поверхности, а m не зависит от нее [4].

В формуле (3) не учитывается неравномерное распределение напряжений в резине вследствие выпучивания боковых поверхностей, что приводит к значительному увеличению максимальных напряжений при сжатии в отдельных точках.

Как уже было отмечено, в резиновом слое, находящемся между поверхностью посадочного отверстия и арматурой, при запрессовке кроме сжимающих напряжений возникают и напряжения сдвига. Это напряжение возникает, во-первых, в результате выпучивания боковых поверхностей и, во-вторых, от силы трения поверхности обода манжеты о поверхность посадочного отверстия.

Сила трения манжеты о поверхность посадочного отверстия равна

$$T = p_0 \pi D_0 B \mu_0.$$

Максимальная величина касательных напряжений от силы трения на наружной поверхности арматуры

$$\tau_{\max} = \frac{T}{\pi D_d B} = \frac{p_0 D_0 \mu_0}{D_d}.$$

От сжатия и от касательных напряжений происходит перемещение слоев резины, вследствие чего меняется конфигурация сечения манжеты. Это перемещение зависит от многих факторов, как, например, от величины натяга, от наличия масла на поверхности обода, от равномерности усилия по периметру манжеты при запрессовке и т.д.

Рассмотрим, например, величину перемещения слоя резины относительно арматуры в зависимости от силы трения манжеты по поверхности посадочного отверстия.

Исходя из выражения элементарного перемещения (фиг. 2)

$$\Delta f = \frac{T}{2\pi G r_c B} \Delta r_c,$$

получаем максимальное перемещение

$$f = \int_{\frac{D_d}{2}}^{\frac{D_o}{2}} \frac{T}{2\pi G r_c B} dr_c = \frac{p_o D_o \mu_o}{2G} \ln \frac{D_o}{D_d}.$$

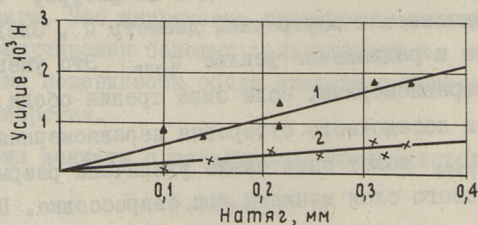
Например, для манжеты $d_b = 60$ мм со смазанным ободом ($\mu_o = 0,1$ [2], $D - D_o = 0,325$ мм) после запрессовки в среднем $f = 0,26$ мм. Как видно, перемещение слоев резины может быть довольно значительным, что изменяет конфигурацию сечения манжеты и тем самым радиальное усилие.

4. Для экспериментального определения изменения конфигурации сечения манжеты при запрессовке в посадочное отверстие был изготовлен отпечаток из парафина, который проектировался на экран. Изменение конфигурации показано на фиг. 2, где тонкой линией изображается контур до и толстой после запрессовки. Как видно на фигуре, при запрессовке увеличивается внутренний диаметр d . Следовательно, уменьшается и радиальное усилие $q_{упр}$. Это уменьшение может быть неравномерным, если сила трения обода манжеты по поверхности посадочного отверстия неравномерная. Неравномерность $q_{упр}$ может быть также увеличена разрывом наружного резинового слоя манжеты при запрессовке. Поэтому надо обратить внимание на то, чтобы напряжения в резиновом слое не превышали примерно следующих допускаемых значений, применимых для резиновых амортизаторов и экспериментально проверенных нами

$$p_o \leq [p_o] = 108 \cdot 10^4 \text{ н/м}^2 \quad \text{и} \quad \tau_{max} \leq [\tau] = 24,5 \cdot 10^4 \text{ н/м}^2 \quad [4].$$

5. Сила трения манжеты о поверхность посадочного отверстия определялась экспериментально впрессовкой манжеты в отверстие и выпрессовкой ее из отверстия под механическим прессом, который был снабжен динамометром. Скорость запрессовки достигала 5 мм/мин.

Опыты показали, что без предварительной смазки обода манжеты сила впрессовки колеблется в очень больших пределах при одной и той же посадке. Например, сила впрессовки манжет $d_b = 60$ мм с натягом $0,375$ мм без смазывания была от 3000 до 6000 н, а с предварительным смазыванием обода маслом ДС-8 ГОСТ 858I-63 от 860 до 940 н. Опыт показывает, что при впрессовке манжет без предварительного смазывания обода может быть вызван разрыв наружного слоя резины манжеты, что увеличивает неравномерность радиального усилия $q_{упр}$. Нами определено, что усилие выпрессовки более постоянно как при смазанном, так и несмазанном обode манжеты. Оно во многом зависит от продолжительности контакта манжеты с посадочным отверстием. Хотя давление на обode манжеты падает вследствие релаксации напряжения и уменьшения эластичных свойств резины в результате так называемого накопления остаточных деформаций [5], сила выпрессовки все же увеличивается при увеличении продолжительности контакта. Это можно объяснить увеличением коэффициента трения резины по стали во времени [6] и набуханием резины в масле.

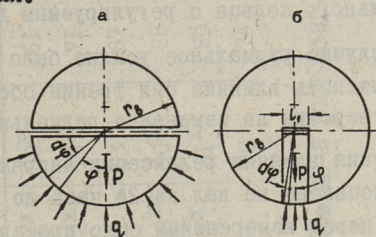


Фиг. 3. Зависимость усилия выпрессовки манжеты из посадочного отверстия от натяга: 1 — с несмазанным ободом; 2 — со смазанным ободом

Зависимость усилия выпрессовки от натяга манжет $d_b = 60$ мм с продолжительностью контакта двое суток показана на фиг. 3. Расчеты по формуле (I) показывают, что усилие, которое удерживает манжету со смазанным ободом в посадочном отверстии даже с натягом $0,1$ мм, достаточно для предотвращения совместного вращения уплотнения с валом. Так как рекомендуемый по нормали МН 5308-64 натяг ($0,3-0,6$ мм) затрудня-

ет впрессовку и изменяет радиальное усилие $q_{упр}$, то у манжет, которые работают с маленьким давлением уплотняемой среды, это значение можно явно уменьшить.

До сих пор рассматривались факторы, влияющие на равномерность радиального усилия $q_{упр}$. Далее покажут результаты его измерения.



Фиг. 4. Схема измерения радиального усилия манжеты:
а - по методу раздвоенного вала;
б - по методу сектора

6. Радиальное усилие было определено экспериментально методом раздвоенного вала и проверено методом сектора, как показано на фиг. 4 а и б. Ход подвижной части вала был ограничен двумя регулируемыми электроконтактами, которые были соединены с контрольными лампами. Зазор контактов был минимальный.

Радиальное усилие методом раздвоенного вала (фиг. 4 а) определялось по формуле

$$P = 2r_b q \int_0^{\frac{\pi}{2}} \cos \varphi d\varphi = 2r_b q, \quad \text{откуда} \quad q = \frac{P}{2r_b},$$

и методом сектора по формуле

$$P = 2r_b q \int_0^{\arcsin \frac{l_1}{2r_b}} \cos \varphi d\varphi = q l_1, \quad \text{откуда} \quad q = \frac{P}{l_1}.$$

Таким образом радиальное усилие было определено обоими методами в восьми точках, расположенных на равных расстояниях друг от друга по периметру манжеты в следующих случаях:

I. Перед запрессовкой в посадочное отверстие.

2. После запрессовки в посадочное отверстие,
 - а) с несмазанным ободом,
 - б) со смазанным ободом.

3. Без запрессовки в осевом направлении с изменением диаметра обода манжеты до диаметра посадочного отверстия при помощи специального кольца с регулируемым диаметром.

В третьем случае радиальное усилие было определено для того, чтобы выяснить влияние сил трения обода о поверхность посадочного отверстия на изменение радиального усилия.

Для уменьшения влияния релаксации напряжения в резине манжета была посажена на вал за 24 часа до измерений и непосредственно перед измерениями было произведено ее многократное нагружение передвижением подвижной части вала. Для избежания ошибок показаний прибора каждый замер снимался два раза. Оказалось, что разброс показаний прибора зависит от величины хода подвижной части вала. Например, максимальное отклонение при величине хода подвижной части раздвоенного вала 0,02 мм было 9%, а при величине хода 0,004 мм только 3%. Такие отклонения можно получить только при строго одинаковой установке манжеты на прибор.

Методом сектора можно определить радиальное усилие на коротком участке губки манжеты. Например, при помощи этого метода выяснено, что место замка браслетной пружины увеличивает радиальное усилие манжеты до 26%. Однако этот метод требует очень точную регулировку положения сектора.

Результаты измерений приведены в таблице 2.

Как видно из таблицы 2, при запрессовке и при уменьшении наружного диаметра манжеты при помощи регулируемого кольца радиальное усилие ее уменьшается. У манжеты № 4I радиальное усилие увеличилось, очевидно, в результате растрескивания наружной поверхности обода при запрессовке. Можно также отметить, что в большинстве случаев радиальное усилие становится более равномерным после запрессовки манжеты в посадочное отверстие по сравнению с радиальным усилием манжеты до запрессовки или при уменьшении диаметра обода ее при помощи регулируемого кольца. Это, наверно, можно объяснить

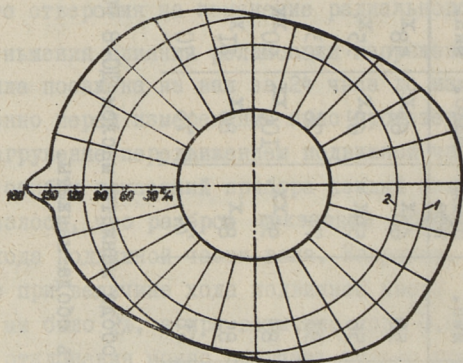
№ манжеты	D	d	Радиальное усилие $q_{\text{упр}}$ в Н/М								
			До запрессовки в посадочное отверстие			После запрессовки в посадочное отверстие			Без запрессовки с изменением диаметра обода манжеты		
			сред-нее	макс.	мин.	сред-нее	макс.	мин.			
13	85,35 ± 0,30	59,126 ± 0,462	70	88	58	60 ^X	62 ^X	58 ^X	61	67	54
38	85,33 ± 0,12	58,979 ± 0,057	70	81	56	59 ^X	62 ^X	55 ^X	71	78	66
39	85,375 ± 0,125	58,83 ± 0,051	96	100	93	71	76	63	87	93	85
41	85,325 ± 0,225	58,787 ± 0,377	93	98	83	95 ^{XX}	100 ^{XX}	90 ^{XX}	88	93	80
43	85,252 ± 0,342	58,715 ± 0,372	92	100	85	84 ^X	86 ^X	81 ^X	80	86	76
45	85,275 ± 0,27	58,918 ± 0,322	75	86	68	74	76	70	74	80	49

X Запрессовка с предварительным смазыванием обода манжеты маслом ДС-8 ГОСТ 8581-63

XX При запрессовке растрескивалась поверхность обода манжеты.

тем, что все вышеизложенные причины неравномерного распределения радиального усилия действуют одновременно и взаимно компенсируются.

Как видно, радиальное усилие $q_{упр}$, также его отклонения не всегда зависят от диаметров манжет. Это можно объяснить неоднородностью механических свойств резины и непостоянством толщины стенки манжет.



Фиг. 5. Эюра распределения радиального усилия по периметру уплотняющей кромки манжеты с пружиной; 1 - максимальная рекомендуемая величина радиального усилия; 2 - минимальная рекомендуемая величина радиального усилия

В заключение приведем пример эюры распределения радиального усилия по периметру уплотняющей кромки манжеты с пружиной. Резкий выступ на эюре совпадает с местом замка пружины. Можно сказать, что определение вероятных значений радиального усилия манжетных уплотнений, особенно в научно-исследовательских целях, может произойти только после запрессовки манжеты в посадочное отверстие, так как измерение радиального усилия до запрессовки не дает результатов, соответствующих действительным условиям.

В ы в о д ы

I. Неравномерное распределение радиального усилия однокромочных манжетных уплотнений обусловлено следующим:

- а) непостоянным внутренним диаметром манжеты,
- б) непостоянным наружным диаметром манжеты,
- в) неоднородностью механических свойств резины,
- г) замком браслетной пружины,
- д) дефектами уплотнения.

2. При запрессовке манжеты в посадочное отверстие меняется конфигурация сечения, вследствие чего меняется и ее радиальное усилие.

3. После запрессовки манжеты в посадочное отверстие в большинстве случаев ее радиальное усилие уменьшается и распределяется более равномерно.

4. Для получения более равномерного и меньшего усилия впредсковки и тем самым равномерного распределения радиального усилия необходимо обод манжеты перед этим смазать.

5. Рекомендуемый для предотвращения совместного вращения уплотнения с валом натяг манжеты в посадочном отверстии по нормали МН 5308-64 слишком велик.

6. При измерении радиального усилия методом раздвоенного вала или методом сектора отклонение показаний прибора уменьшается с уменьшением хода подвижной части вала.

Л и т е р а т у р а

1. R. L. D e g a. Zero Leakage: Results of an advanced lip seal technology. Third International Conference of Fluid sealing, Cambridge 1967, p. D3-17-44.

2. Г. А. Г о л у б е в. О динамических эффектах, возникающих в манжетных уплотнительных узлах быстровращающихся валов. Вопросы трения и проблемы смазки, Изд-во "Наука", 1968, стр. I03-III.

3. Г. Г. Д а в л е т б а е в. Исследование и разработка уплотнительных колец (уплотнений) для подшипников металлургических машин. Канд. дисс. Москва 1953.

4. Е. Т. Г р и г о р ь е в. Расчет и конструирование резиновых амортизаторов. Машгиз, 1960.

5. В.А. Л е п е т о в. Резиновые технические изделия. Изд. "Химия" М. 1965.

6. Д. Д е н н и. Смазка жидкостных уплотнений. "Новые работы по трению и износу". (сб. докл. Лондонской конф. по смазке и износу, 1957), И.Л.М. 1959.

A. Teaste

Some Reasons of the Uneven Distribution of
the Radial Force of Lip Seals

Summary

The article deals with the reasons of the uneven radial force of lip seals caused by uneven inside and outside diameters, mechanical qualities of rubber and the spring joint. The influence of pressing the seal in the bore on the radial force and the methods of its gauge are also described.

УДК 62-233.1-762.001.5

А.А. Теасте

К РАСЧЕТУ РАДИАЛЬНОГО УСИЛИЯ МАНЖЕТНЫХ
УПЛОТНЕНИЙ ВРАЩАЮЩИХСЯ ВАЛОВ

Герметичность и износостойкость манжетных уплотнений вращающихся валов существенно зависят от давления в зоне контакта эластичной части манжеты с валом. Хотя при длительной работе (или хранении в напряженном состоянии в статических условиях) первоначальное радиальное давление меняется, его необходимо знать [1].

В настоящее время существуют разные методы расчета этого давления в зависимости от натяга манжеты на валу, усилия браслетной пружины и рабочего давления уплотняемой среды. В этих расчетах усювая часть условно разбита на два элемента — кольцо и ножку. При этом принято, что кольцо при надевании манжеты на вал с натягом растягивается, а ножка, связывающая кольцо с корпусом манжеты, изгибается, как консольная балка, максимальный прогиб которой равен половине натяга [1, 2]. Совпадение расчетного радиального усилия^I с действительным при этом зависит от выбора расчетных размеров манжеты, но в литературе отсутствуют рекомендации их определения в каждом конкретном случае.

Во-вторых, рассмотрение манжеты как консольной балки, имеющей действительный вид конической оболочки (фиг. 3), при расчете радиального усилия дает неправильные резуль-

^I Под радиальным усилием подразумевается контактное усилие на единицу длины губки манжеты по окружности вала.

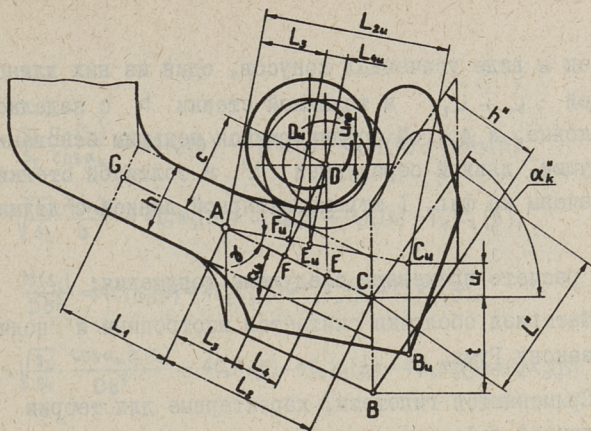
таты. Например, при расчете конической оболочки, соответствующей по размерам ножке манжеты (типа МН-5308-64), для вала диаметром 60 мм получили радиальное усилие $Q_{упр} = 28,8$ н/м, что и соответствует результатам, полученным экспериментальным путем, но при расчете такой же оболочки как консольной балки по методу Селла [2] ($Q_{упр} = 15,9$ н/м).

Шагом вперед является подход к расчету радиального усилия, при котором манжету рассматривают как цилиндрическое кольцо [3] или цилиндрическую оболочку [4], но и эти методы дают во многих случаях неправильные результаты. Так как губки манжеты разных типов имеют разные профили, нельзя применять одну методику расчета радиального усилия ко всем типам манжетных уплотнений. В большинстве случаев губки манжеты состоят из цилиндрической или конической оболочки с заделкой в одном конце и кольцом или обратным конусом в другом конце, что и нужно учитывать при расчете.

В настоящей статье рассматривается расчет радиального усилия манжетных уплотнений без браслетной пружины и с пружиной, учитывая приближенно действительную конфигурацию манжеты. Также излагаются результаты экспериментальной проверки формул.

Нами были проведены испытания манжет, изготовленных по нормам МН 5308-64 на заводе резиновых изделий Миннефтехимпрома СССР Всесоюзного объединения союзрезинобувьпрома "Пыхъяла" и манжет АСК (по нормам ОН-13-47-56).

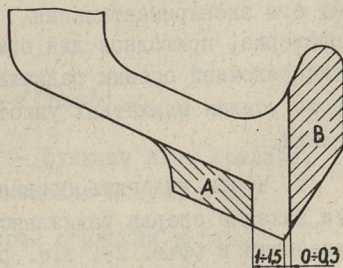
Для экспериментального определения конфигурации таких манжет при монтаже ее на вал был изготовлен отпечаток из парафина, который проектировался на экран. Изменение конфигурации показано на фиг. 1, где тонкой линией изображается контур до и толстой после монтажа. Как видно на фигуре, элемент сечения губки, который расположен справа от точки А, почти не изменяет свою форму, но поворачивается вокруг точки А. При этом увеличивается расстояние линии действия усилия пружины от уплотняющей кромки В. Для проверки правильности такой схемы деформации манжеты измерили радиальное перемещение браслетной пружины при разных радиальных деформациях уплотняющей кромки под инструменталь-



Фиг. 1. Схема радиальной деформации губки манжеты

ным микроскопом типа ММИ и вычислили их аналитическим путем (см. формулу 4). Результаты дали совпадение с расчетными.

Чтобы определить влияние отдельных элементов губки манжеты на радиальное усилие, у манжет была удалена либо часть А, либо - В (фиг. 2) и замерено радиальное усилие губки до и после удаления соответствующей части методом раздвоенного вала. Опыты проводили 10 раз с манжетами (МН 5308-64) для вала диаметром 60 мм. Выяснилось, что после удаления элемента А радиальное усилие почти не меняется (максимально на 5%), а после удаления элемента В сильно уменьшается (более 50%, см. фиг. 6 графики 1 и 2). Следовательно, нужно элемент В полностью включить в расчетную формулу, а элемент А можно не учитывать.



Фиг. 2. Удаленные элементы губки манжеты

Из вышеуказанного следует, что модель уплотнения, по которой ведется расчет, состоит из двух коротких тонкостенных

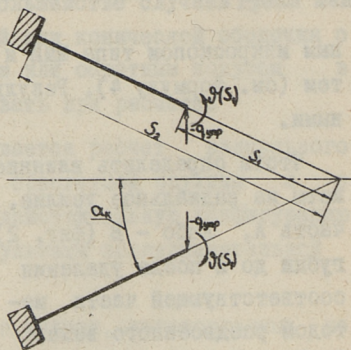
оболочек в виде усеченных конусов, один из них длиной образующей $L_1 + L_2$ и толщиной стенки h с заделкой на одном конце, а другой соединяющийся меньшим основанием с предыдущим, длиной образующей L'' и толщиной стенки h'' (обозначены на фиг. 1 штрихпунктирной линией с двумя точками).

При расчете применяют следующие допущения:

1. Материал оболочки считается изотропным и подчиняющимся закону Гука.

2. Применяются гипотезы, характерные для теории осесимметричной деформации тонкостенных оболочек (гипотеза неизменности нормали, гипотеза об отсутствии взаимного надавливания слоев оболочки, считается, что перемещения точек оболочки малы по сравнению с ее толщиной).

В связи с отмеченными допущениями решение будет приближенное, но, как показывает его экспериментальная проверка, пригодное для ориентировочной оценки радиального усилия манжетных уплотнений.



Фиг. 3. Схема расчетной оболочки (манжета без элемента В)

1. Чтобы выяснить правильность выбранной модели расчета, находят сперва радиальное усилие манжеты ($q_{упр}$) без элемента В (фиг. 2), т.е. радиальное усилие одной конической оболочки длиной образующей $L_1 + L_2$ и толщиной стенки h (расчетная схема фиг. 3) и проверяют результаты экспериментально.

Для короткой оболочки, когда взаимным влиянием краев оболочки пренебрегать нельзя [при $\sqrt{s_2} - \sqrt{s_1} < 0,8 \sqrt{h \tan \alpha_k}$], слагаемые краевого эффекта на расстоянии s_2 от вершины конуса, согласно теории оболочек [5], можно написать в виде:

$$\frac{s_1}{s_2} \frac{u_r(s_2)}{\cos \alpha_k} = C_1 K_0(\beta) - C_2 K_1(\beta) - C_3 K_2(\beta) - C_4 K_3(\beta),$$

$$\sqrt{\frac{s_1}{s_2}} \frac{\mathcal{J}(s_2)}{b} = 4C_1 K_3(\beta) + C_2 K_0(\beta) + C_3 K_1(\beta) + C_4 K_2(\beta),$$

$$\frac{M(s_2)}{Db^2} = 4C_1 K_2(\beta) - 4C_2 K_3(\beta) + C_3 K_0(\beta) + C_4 K_1(\beta),$$

$$\sqrt{\frac{s_2}{s_1}} \frac{\cos \alpha_k q(s_2)}{Db^3} = 4C_1 K_1(\beta) - 4C_2 K_2(\beta) - 4C_3 K_3(\beta) + C_4 K_0(\beta),$$

где C_1, C_2, C_3 и C_4 - постоянные интегрирования, определяемые из граничных условий.

На расстоянии s_1 от вершины конуса:

$$C_1 = \frac{u_r(s_1)}{\cos \alpha_k}, \quad C_2 = \frac{\mathcal{J}(s_1)}{b}, \quad C_3 = \frac{M(s_1)}{Db^2} \quad \text{и} \quad C_4 = \frac{\cos \alpha_k q(s_1)}{Db^3};$$

$$K_0(\beta) = \frac{1}{2} (e^\beta + e^{-\beta}) \cos \beta,$$

$$K_1(\beta) = \frac{1}{4} [(e^\beta + e^{-\beta}) \sin \beta + (e^\beta - e^{-\beta}) \cos \beta],$$

$$K_2(\beta) = \frac{1}{4} (e^\beta - e^{-\beta}) \sin \beta,$$

$$K_3(\beta) = \frac{1}{8} [(e^\beta + e^{-\beta}) \sin \beta - (e^\beta - e^{-\beta}) \cos \beta] -$$

- функции А.Н. Крылова.

$u_r(s_1)$ и $u_r(s_2)$ - радиальные перемещения конуса в м,

$\mathcal{J}(s_1)$ и $\mathcal{J}(s_2)$ - углы поворота края оболочки в рад.,

$M(s_1)$ и $M(s_2)$ - изгибающие моменты в н.м,

$q(s_1)$ и $q(s_2)$ - радиальные усилия в н/м,

где (s_1) и (s_2) обозначают соответствующие величины на расстоянии s_1 и s_2 от вершины конуса,

$$\beta = 2\sqrt{3(1-\nu^2)} \frac{\sqrt{s_2 - \sqrt{s_1}}}{\sqrt{h \cdot \operatorname{tg} \alpha_k}};$$

$$b = \frac{\sqrt[4]{3(1-\nu^2)}}{\sqrt{h \cdot s_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha_k}};$$

$$D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} - \text{жесткость оболочки на изгиб в н/м,}$$

ν - коэффициент Пуассона,

E - модуль упругости в н/м²,

α_k - угол конусности в рад.,

h - толщина стенки оболочки в м (фиг. 1).

Для определения постоянных интегрирования принимают следующие граничные условия.

$$\text{При } s = s_2 \quad u_r(s_2) = 0, \quad \mathfrak{S}(s_2) = 0;$$

при $s = s_1$ $u_r(s_1)$ равна половине натяга манжеты на вал, а $M(s_1) = 0$.

Эти граничные условия позволяют составить систему уравнений:

$$\begin{cases} C_1 K_0(\beta) - C_2 K_1(\beta) - C_3 K_2(\beta) - C_4 K_3(\beta) = 0, \\ 4C_1 K_3(\beta) + C_2 K_0(\beta) + C_3 K_1(\beta) + C_4 K_2(\beta) = 0, \\ C_3 = 0, \\ C_1 = \frac{u_r}{\cos \alpha_k}, \end{cases}$$

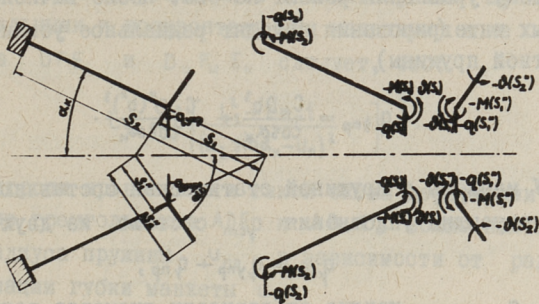
$$\text{откуда } C_4 = \frac{4K_3(\beta) \cdot K_1(\beta) + [K_0(\beta)]^2}{K_3(\beta) \cdot K_0(\beta) - K_2(\beta) \cdot K_1(\beta)} \cdot \frac{u_r}{\cos \alpha_k},$$

и радиальное усилие:

$$q_r(s_1) = q_{упр} = - \frac{4K_3(\beta) \cdot K_1(\beta) + [K_0(\beta)]^2}{K_3(\beta) \cdot K_0(\beta) - K_2(\beta) \cdot K_1(\beta)} \cdot \frac{u_r \cdot D b^3}{\cos^2 \alpha_k}.$$

2. Рассмотрим порядок расчета радиального усилия полной манжеты $q_{упр}$ (без браслетной пружины). Схема расчетных оболочек показана на фиг. 4.

Расчет радиального усилия манжеты производится по вышеизложенной методике. В формулах все величины, относящиеся к правому конусу (фиг. 4), обозначаются индексом "два штриха".



Фиг. 4. Схема расчетных оболочек (манжеты целиком)

Постоянные интегрирования определяют, принимая следующие граничные условия

При $s = s_2$ $u_r(s_2) = 0$, $\dot{N}(s_2) = 0$;

при $s = s_1$ и $s = s_1''$ $u_r(s_1) = u_r(s_1'')$ равная половине натяга манжеты на вал,

$$\dot{N}(s_1) = -\dot{N}(s_1''), \quad M(s_1) = M(s_1''), \quad q_{\text{упр}} = q(s) + q(s_1'');$$

при $s = s_2''$ $M(s_2'') = 0$, $q(s_2'') = 0$.

Эти граничные условия позволяют составить систему уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} C_1 K_0(\beta) - C_2 K_1(\beta) - C_3 K_2(\beta) - C_4 K_3(\beta) = 0, \\ 4C_1 K_3(\beta) + C_2 K_0(\beta) + C_3 K_1(\beta) + C_4 K_2(\beta) = 0, \\ C_1 = \frac{u_r(s_1)}{\cos \alpha_k}, \\ C_1'' = \frac{u_r(s_1'')}{\cos \alpha_k}, \\ C_2 b = -C_2'' b'', \\ C_3 D b^2 = C_3'' D'' (b'')^2, \\ 4C_1'' K_2''(\beta) - 4C_2'' K_3''(\beta) + C_3'' K_0''(\beta) + C_4'' K_1''(\beta) = 0, \\ 4C_1'' K_1''(\beta) - 4C_2'' K_2''(\beta) - 4C_3'' K_3''(\beta) + C_4'' K_0''(\beta) = 0. \end{array} \right.$$

Систему уравнений решают на ЭВМ. После вычисления постоянных интегрирования находят радиальное усилие (без браслетной пружины)

$$Q_{\text{упр}} = \frac{C_4 D b^3}{\cos \alpha_k} + \frac{C_4'' D'' (b'')^3}{\cos \alpha_k''}. \quad (I)$$

3. У манжеты с пружиной статическая составляющая контактного усилия уплотнения $Q_{\text{см}}$ состоит из двух слагаемых

$$Q_{\text{см}} = Q_{\text{упр}} + Q_{\text{пр}},$$

где $Q_{\text{упр}}$ — усилие от разности диаметра вала и манжеты,

$Q_{\text{пр}}$ — усилие, создаваемое пружиной.

Для нахождения статической составляющей контактного усилия можно составить отдельно системы уравнений для вычисления упругой составляющей (по формуле I) и усилия, создаваемого пружиной. Но проще вычислить суммарное усилие сразу одной системой уравнений, как это и сделано в последнем расчете.

В первом приближении можно пренебречь тем, что радиальные усилия пружины на манжете и на центральной поверхности оболочки, по которой ведется расчет, разные.

На экспериментально определенной схеме радиальной деформации губки манжеты (фиг. I) видно, что расстояние линии действия усилия пружины от уплотняющей кромки увеличивается при радиальной деформации. В исходном положении кромка и центр пружины находятся соответственно в точках В и D. При радиальной деформации губки на величину u_r ось сечения оболочки преломляется в точке А. Линия действия усилия пружины перемещается в положение $D_u E_u$ и линия действия реакции вала на манжету в положение $B_u C_u$. При этом расстояние L_4 уменьшается до L_{4u} и L_2 увеличивается до L_{2u} . Из треугольников ABC и $A B_u C_u$ следует, что:

$$L_{2u} = \sqrt{L_2^2 + 2u_r t}, \quad (2)$$

где t — отрезок BC (если угол γ маленький, можно считать $BC = B_u C_u$).

Из прямоугольных треугольников с гипотенузами L_2 и L_{2u} (с вертикальными и горизонтальными катетами) и из треугольников DFE и $D_u F_u E_u$ следует, что:

$$L_{4u} = C \left[\frac{L_2^2 + 2u_r t}{(L_2 \sin \alpha_k - u_r)^2} - 1 \right]^{-\frac{1}{2}}. \quad (3)$$

Для контроля правильности такой схемы деформации губки манжеты, из треугольников ADE и $AD_u E_u$ можно найти увеличение радиуса пружины u_{np} в зависимости от радиальной деформации губки манжеты u_r :

$$u_{np} = C \left[\cos \arcsin \frac{L_2 \sin \alpha_k - u_r}{\sqrt{L_2^2 - 2u_r t}} - \cos \alpha_k \right] - L_3 \left[\frac{L_2 \sin \alpha_k - u_r}{\sqrt{L_2^2 - 2u_r t}} - \sin \alpha_k \right]. \quad (4)$$

Эта зависимость является нелинейной.

Измерение наружного диаметра пружины на губке манжеты под инструментальным микроскопом при разных радиальных деформациях губки и вычисление u_{np} по формуле (4) при таких же деформациях дали совпадающие результаты.

Так как расположение пружины относительно уплотняющей кромки при радиальной деформации манжеты u_r меняется, то вместо длины образующей оболочки $L_1 + L_2$ в расчетах нужно принимать $L_1 + L_{2u}$ и вместо расстояния точки приложения усилия пружины от заделки оболочки B $L_1 + L_3 + L_4$ принимать $L_1 + L_3 + L_{4u}$ (если угол γ мал, линию GAC_u можно считать прямой).

Но существует и другой упрощенный подход к задаче, в случае которого можно сохранить место расположения пружины неизменным и размеры оболочки постоянными, а умножать усилие браслетной пружины на величину A , которая зависит от радиальной деформации губки манжеты u_r и учитывает изменение вышеназванных размеров.

При расчете величины A сделано допущение, что изгибающий момент оболочки у заделки B не влияет на составляющую радиального усилия q_{np} и что периметр оболочки под пружиной при радиальной деформации u_r не меняется. Учитывая эти допущения, можем написать, что

$$A q_{np} (L_1 + L_3 + L_4) = q_{np} (L_1 + L_2) \quad (15)$$

и

$$Q_{\text{пр}} (L_1 + L_3 + L_{4u}) = q_{\text{пр}} (L_1 + L_{2u}), \quad (6)$$

где $Q_{\text{пр}}$ — радиальное усилие пружины на центральном слое оболочки.

По формулам (5) и (6), подставляя величины L_{2u} и L_{4u} из формул (2) и (3), получим:

$$A = \frac{(L_1 + L_2)(L_1 + L_3 + C \left[\frac{L_2^2 + 2u_r t}{(L_2 \cdot \sin \alpha_{\text{к}} - u_r)^2} - 1 \right]^{-\frac{1}{2}})}{(L_1 + L_3 + L_4)(L_1 + \sqrt{L_2^2 + 2u_r t})}. \quad (7)$$

Функция $A = A(u_r)$ является также нелинейной. Такая методика определения $q_{\text{пр}}$ упрощает значительно расчет и, как показывают многократные сравнения ее с вычислением $q_{\text{пр}}$ при меняющихся размерах оболочек, результаты в наших расчетах (для манжет диаметром 30, 45, 60 мм) отличались максимально на 1,2%.

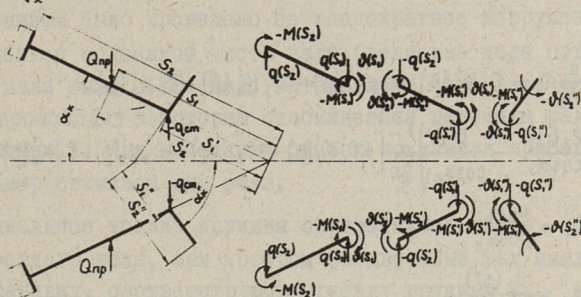
Разумеется, что формула (7) применима только при расчете манжет с сечением губки, аналогичной с типом МН 5308-64. В качестве примера на фиг. 6 показана зависимость A от u_r для манжет диаметром 60 мм.

Однако проведенные нами эксперименты показали, что при увеличении радиальной деформации губки увеличивается и ширина контактной полосы манжеты с валом.²

Например, у манжет для вала диаметром 60 мм при $u_r = 0,5$ мм расстояние между линией действия браслетной пружины и уплотняющей кромки было 1,45 мм и ширина полосы контакта в среднем 0,12 мм, а при $u_r = 1$ мм соответственно 2,04 и 0,43 мм. Но с увеличением ширины контактной полосы равнодействующее усилие радиального давления манжет перемещается ближе к пружине. Поэтому в дальнейшем производится расчет радиального усилия в двух вариантах (с учетом и без учета перемещения пружины относительно уплотняющей кромки) по методике, применяемой в пунктах 1 и 2.

² Определена методом прозрачного вала под инструментальным микроскопом типа ММИ.

Модель манжеты разбита на три части, как показано на схеме (фиг. 5).



Фиг. 5. Схема расчетных оболочек (манжеты с браслетной пружиной)

В формулах все величины, относящиеся к левому конусу, обозначены без индекса, а величины, относящиеся к среднему и правому конусу, обозначены соответственно индексами "штрих" и "два штриха". Чтобы определить постоянные интегрирования принимают следующие граничные условия:

при $s = s_2$ $u_r(s_2) = 0$, $\mathfrak{N}(s_2) = 0$;

при $s = s_1$ и $s = s_2'$ $M(s_1) = M(s_2')$, $\mathfrak{N}(s_1) = \mathfrak{N}(s_2')$, $u_r(s_1) = u_r(s_2')$
 $Q_{np} = q(s_1) - q(s_2')$;

при $s = s_1'$ и $s = s_1''$ $u_r(s_1') = u_r(s_1'')$ равняется половине натяга манжеты на вал,

$$\mathfrak{N}(s_1') = -\mathfrak{N}(s_1''), \quad M(s_1') = M(s_1''), \quad q_{cm} = q(s_1') + q(s_1'');$$

при $s = s_2''$ $M(s_2'') = 0$, $q(s_2'') = 0$.

Эти граничные условия позволяют составить следующую систему уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} C_1 K_0(\beta) - C_2 K_1(\beta) - C_3 K_2(\beta) - C_4 K_3(\beta) = 0, \\ 4C_1 K_3(\beta) + C_2 K_0(\beta) + C_3 K_1(\beta) + C_4 K_2(\beta) = 0, \\ \frac{C_3 D b^2}{D'(b)^2} = 4C_1' K_2'(\beta) - 4C_2' K_3'(\beta) + C_3' K_0'(\beta) + C_4' K_1'(\beta), \\ \frac{C_2 b}{b'} \sqrt{\frac{s_1'}{s_2}} = 4C_1' K_3'(\beta) + C_2' K_0'(\beta) + C_3' K_1'(\beta) + C_4' K_2'(\beta), \end{array} \right.$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{s_1}{s_2} C_1 &= C_1' K_0'(\beta) - C_2' K_1'(\beta) - C_3' K_2'(\beta) - C_4' K_3'(\beta), \\ \frac{C_4 D b^3}{\cos \alpha_k} - \frac{D'(b')^3}{\cos \alpha_k \sqrt{\frac{s_1}{s_2}}} [4C_1' K_1'(\beta) - 4C_2' K_2'(\beta) - 4C_3' K_3'(\beta) + C_4' K_0'(\beta)] &= Q_{np}, \\ C_1' &= \frac{U_r(s_1')}{\cos \alpha_k}, \\ C_1'' &= \frac{U_r(s_1'')}{\cos \alpha_k''}, \\ C_2' b' &= -C_2'' b'', \\ C_3' D' (b')^2 &= C_3'' D'' (b'')^2, \\ 4C_1'' K_2''(\beta) - 4C_2'' K_3''(\beta) + C_3'' K_0''(\beta) + C_4'' K_1''(\beta) &= 0, \\ 4C_1' K_1'(\beta) - 4C_2' K_2'(\beta) - 4C_3' K_3'(\beta) + C_4' K_0'(\beta) &= 0. \end{aligned} \right\}$$

Систему уравнений решают на ЭВМ.³ После вычисления постоянных интегрирования находят радиальное усилие (с бра- слетной пружиной)

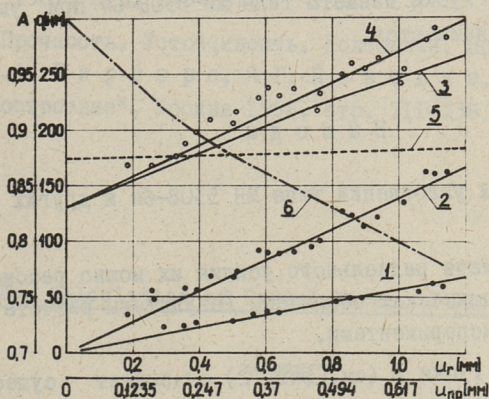
$$Q_{cm} = \frac{C_4' D' (b')^3}{\cos \alpha_k} + \frac{C_4'' D'' (b'')^3}{\cos \alpha_k''}.$$

Для контроля полученных зависимостей радиальное усилие манжеты было определено экспериментально методом раздвоенного вала, при разных радиальных деформациях u_r . Оно было определено в восьми точках, расположенных на равных расстояниях друг от друга по периметру манжеты путем нахождения арифметической средней. Исследовали манжеты типа МН 5308-64 (ϕ вала 30, 45 и 60 мм), а также манжеты типа АСК (по нормам ОН-13-47-56, ϕ вала 60 мм). Для уменьшения влияния релаксации напряжений в резине, манжета была поса-

³ Желательно пользоваться "Методом вращения для решения систем линейных алгебраических уравнений". Методы Гаусса, Ньютона или Сейделя дают иногда неправильные ответы при такой системе уравнения.

жена на вал за 3 минуты до измерения и непосредственно перед измерениями было проведено ее многократное нагружение передвижением подвижной части вала (величина хода подвижной части вала была 0,004 мм). Установлено, что в течение трех минут происходит некоторая стабилизация величины радиального усилия [1]. Для избежания ошибок показания прибора каждый замер снимался два раза.

Радиальное усилие пружины определялось также методом раздвоенного вала, при котором раздвоенный вал имел размеры и канавку, соответствующие гнезду пружины на манжете.



Фиг. 6. Зависимость радиального усилия манжеты q от радиальной деформации губки u_r :

- 1) манжета без элемента В (см. фиг. 2),
- 2) манжета пеликом, 3) манжета с браслетной пружиной с учетом изменения расстояния от линии действия пружины до уплотняющей кромки, 4) манжета с браслетной пружиной без учета изменения расстояния от линии действия пружины до уплотняющей кромки, 5) радиальное усилие браслетной пружины на манжете $Q_{пр}$, 6) величина A

На фиг. 6 показана типичная зависимость радиального усилия от величины натяга, полученная измерением манжет типа МН 5308-64 для вала диаметром 60 мм, а также изменение радиального усилия пружины в гнезде манжеты $Q_{пр}$ и коэффициента A в зависимости от радиальной деформации u_r (или

$U_{пр}$). На графиках 1, 2, 3 и 4 величины, определенные экспериментально, показаны точками, а аналитическим способом — линией. Как видно по графику, расстояние между линиями 3 и 4 сравнительно мало и большее число определенных экспериментально точек расположены ближе к линии 4, следовательно, в практических расчетах можно перемещения браслетной пружины относительно уплотняющей кромки не учитывать. Также видно, что жесткость манжеты без элемента В (см. фиг. 2) меньше по сравнению с жесткостью всей манжеты и ее определяют конфигурация и размеры губки, а не пружина. Если сравнить уплотнения разных внутренних диаметров, то опыты показали, что жесткость губки манжеты типа МН 5308-64 при уменьшении диаметра увеличивается.

В ы в о д ы

У манжетных уплотнений типа МН 5308-64 и других со схожим профилем:

1. При расчете радиального усилия их можно рассматривать в виде двух конических оболочек. Результаты расчета хорошо совпадают с экспериментами.

2. Элемент губки В (см. фиг. 2) оказывает существенное влияние на радиальное усилие и жесткость уплотнения.

3. Браслетная пружина существенно не влияет на жесткость губки (действителен и в отношении других типов манжетных уплотнений).

4. С уменьшением диаметра манжет увеличивается жесткость губки.

5. При радиальной деформации губки увеличивается расстояние от линии действия пружины до уплотняющей кромки, которое можно в расчетах не учитывать.

Л и т е р а т у р а

1. Б.С. Цыбук, В.К. Коморницкий, В.С. Юровский. К вопросу расчета радиальных усилий в резиновых уплотнителях вращающихся элементов машин. Сб. статей

"Резина - конструктивный материал современного машиностроения", изд. "Химия", Москва 1967, стр. 90-95.

2. W. S e l l. Dichtringe in Getrieben. "VDJ-Zeitschrift", Bd. 97, Nr. 7, 1955.

3. W. A. S c h m i t t. Radial Load as a Lip Seal Design and Quality Control Factor. Journal of Lubrication Technology Transactions of the ASME. Series F, Nr. 2, 1968.

4. X. П с и в а т а, Ф. Х и р а н о. Влияние эксцентриситета вала на работу гидравлических уплотнений. Сб. статей "Проблемы современной уплотнительной техники", Изд. "Мир", Москва 1967, стр. 243-267.

5. Прочность. Устойчивость. Колебания. Под общей редакцией И.А. Б и р г е р а, Я.Г. П а н о в к о. Том I, изд. "Машиностроение", Москва 1968, стр. 7II-736.

A. Teaste

The Calculation of Radial Force of Lip Seals

Summary

The article deals with the calculation of radial force of lip seals with spring and without it, the lip being regarded as a combination of two conical shells. The results of the experimental control of the formulas are also described.

УДК 620.178.32

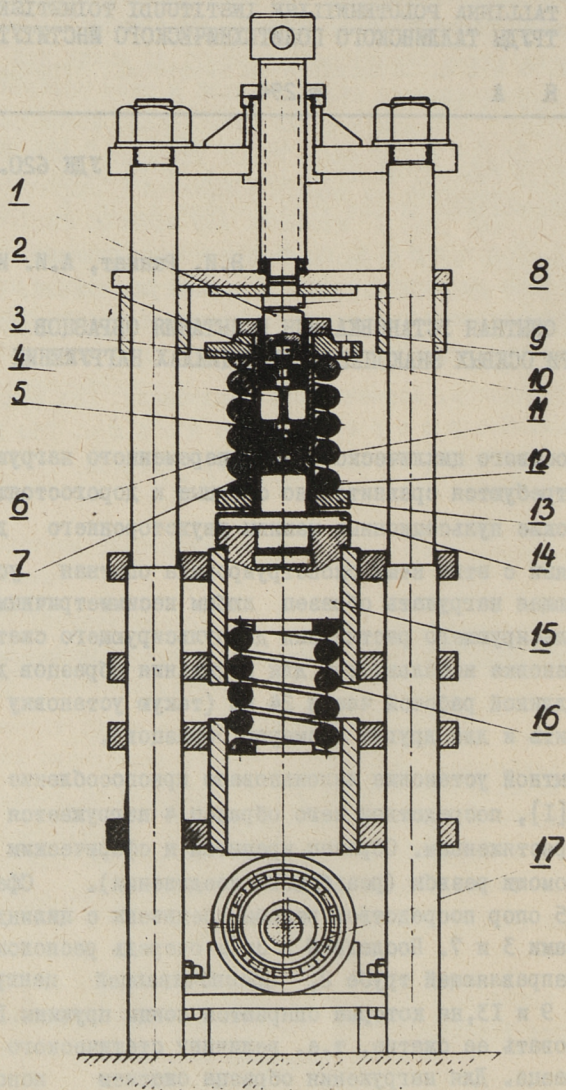
Э.И. Раннат, А.И. Ингерма

ОПЫТНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ ОБРАЗЦОВ
ПРИ ОСЕВЫХ ЗНАКОПЕРЕМЕННЫХ ЦИКЛАХ НАГРУЖЕНИЯ

Для осевого циклического знакопеременного нагружения образцов требуются сравнительно сложные и дорогостоящие гидравлические пульсационные машины двухстороннего действия.

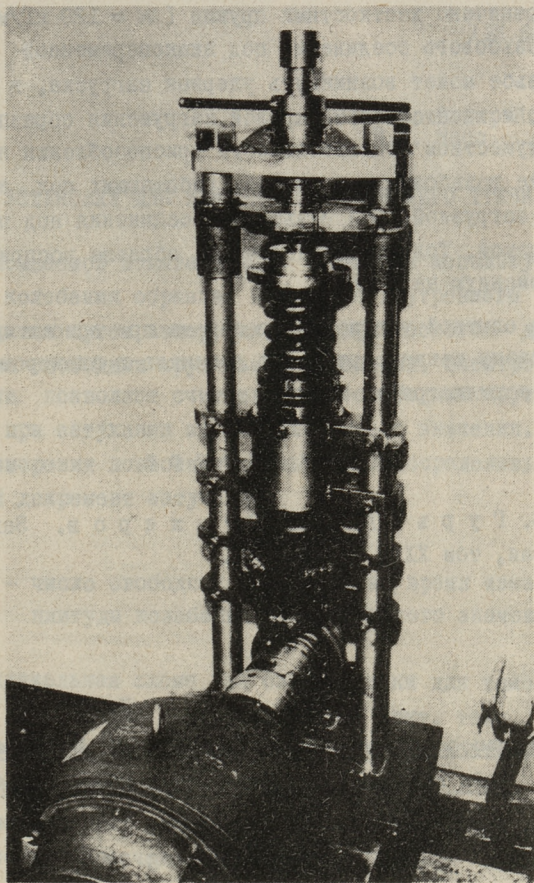
В связи с этим нами сконструирована опытная установка, позволяющая нагружать образец любым несимметричным циклом — от пульсирующего растяжения до пульсирующего сжатия. Опытная установка используется для испытания образцов диаметром 6 мм и длиной рабочей части 24 мм (такую установку можно изготовить и для других размеров образцов).

В опытной установке использовано приспособление Г.Ю. Столярова [1], посредством чего образец 4 нагружается статическим растяжением. Образец крепится к сферическим опорам 6 при помощи резьбы (резьбового соединения). Сферические гнезда 5 опор посредством резьбы соединены с цилиндрическими трубами 3 и 7. Последние в свою очередь расположены в общей направляющей трубе 2, обеспечивающей центрирование. Гайками 9 и 13, на которые опираются концы пружины 12, можно регулировать ее сжатие, т.е. величину статического растяжения образца. Для нагружения образца сжатием используется другая такая же пружина 16, циклическая деформация которой происходит при помощи эксцентрика 17 с регулируемой эксцентricностью. На верхний конец сжатой пружины опирается поршень 15, а на него в свою очередь нижний пуансон 14 приспособления. Сферический конец верхнего пуансона 1 опи-



Фиг. 1

рается на жесткий упор 8, прикрепленный к траверсе. Для передачи усилия сжатия образцу между торцами пуансонов и образца расположены промежуточные детали 11 и 10. На торцах пуансонов и образца имеются конические отверстия, в которых находятся запрессованные в торцы промежуточных деталей шарики.



Фиг. 2

Таким образом, сжатой пружиной приспособления образец нагружается растяжением и в то же время пружиной, сжимаемой эксцентриком, сжатием. Несимметричность циклического растя-

жения-сжатия нагружения образца зависит от степени сжатия пружины. Для получения симметричного цикла нагружения нижнюю пружину следует сжать в два раза больше, чем пружину приспособления (при одинаковых характеристиках пружин). Максимальное усилие растяжение-сжатие в течение цикла ограничено жесткостями пружин ($W = 120 \text{ кг/мм}$). При работе резьбового соединения под знакопеременной нагрузкой в резьбе может возникнуть ударная нагрузка, в результате чего исказится форма кривой нагружения образца. Важным преимуществом использованного приспособления является отсутствие резьбовых соединений, работающих под знакопеременной нагрузкой. Все резьбовые соединения под постоянной нагрузкой. Только рабочая часть образца воспринимает знакопеременную нагрузку.

Работа опытной установки проверена при помощи приклеенных к образцу тензометрических датчиков и электромеханического осциллографа МПО-2.

Л и т е р а т у р а

И. А. В. Г у р ь е в, Г. Ю. С т о л я р о в. Заводская лаборатория, том XXXII, № 4, 1966.

E. Rannat, A. Ingerma

Versuchsanlage für Experimente mit Metallen beim axialen zyklischen Zugdruckverfahren

Zusammenfassung

Im vorliegenden Artikel wird die Konstruktion und das Prinzip des von den Autoren ausgearbeiteten experimentellen Gerätes beschrieben. Es dient zur Ermittlung der Dauerfestigkeit der Metalle beim zyklischen Zugdruckverfahren. Das Gerät ermöglicht eine zyklische Belastung mit verschiedenen Asymmetrien vom pulsierenden Zug bis zum pulsierenden Druck zu erhalten.

УДК 669.539.67

У.И. Вийк, Н.Н. Щеглов,
В.Г. Масс

УСТАНОВКА ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ВНУТРЕННЕГО ТРЕНИЯ

В описываемой испытательной установке используются крутильные колебания образца. Измерение внутреннего трения производится путем измерения логарифмического декремента затухания свободных крутильных колебаний. Электронная часть установки позволяет считать число свободных крутильных колебаний при затухании их до половинного значения. Такой метод измерения позволяет очень просто определить логарифмический декремент затухания

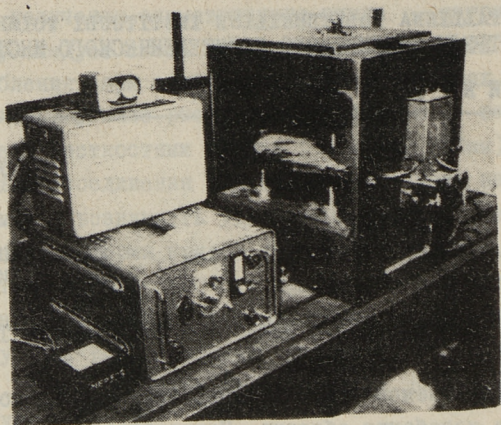
$$\delta = \frac{\ln 2}{n},$$

где n - число свободных колебаний за время изменения амплитуды колебания до половинного значения.

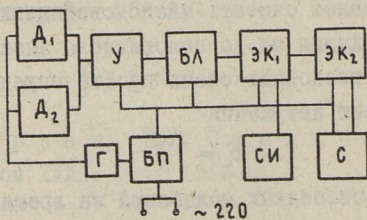
Принципиальная схема для блока логики для такой установки была разработана под руководством докт. техн. наук М.Г. Лозинского [1]. Она и взята за основу при построении блока логики описываемой установки.

В вышеуказанной установке [1] счет импульсов производится с помощью пересчетной схемы типа ПС-64 с электромеханическим счетчиком типа СБ-ИМ. В описываемой установке производится счет импульсов только с помощью СБ-ИМ.

Для получения крутильных колебаний образца требуемой частоты к его свободному концу прикреплен бронзовый диск. С помощью генератора возбуждения даются диску через магниты импульсы, которые разгоняют его, заставляя колебаться с собственной частотой. После этого генератор возбуждения вы-

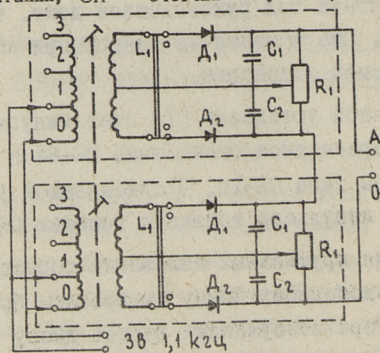


Фиг. 1. Установка для измерения логарифмического декремента затухания (внутреннего трения)



Фиг. 2. Блок-схема установки для измерения логарифмического декремента затухания (внутреннего трения)

$D_{1,2}$ - индуктивные датчики, У - усилитель сигнала, БЛ - блок логики, ЭК_{1,2} - электронные ключи, Г - генератор, низкочастотный, БП - блок питания, СИ - счетчик импульсов, С - секундомер



Фиг. 3. Схема индуктивного датчика:

L_1 - тумблер, $D_{1,2}$ - Д9А, $C_{1,2}$ - 1,0 мкФ, R_1 - 1,0 мом, ω_1 - 400 ПЭЛ 0,29, ω_2 - 1540 - ПЭЛ 0,29

ключается и происходит свободное затухающее колебание образца с диском. При колебаниях диска на выходах датчиков получаем переменное напряжение. Этот сигнал датчиков усиливается в усилителе сигналов, ограничивается с двух сторон в блоке логики и управляет электронными ключами, которые включены в цепи счетчика импульсов и секундомера. Секундомер включен в схему параллельно со счетчиком импульсов и служит для дополнительной проверки, а также для определения частоты крутильных колебаний. Пользование секундомером необязательно.

Для компенсации возможных изгибных смещений в установке имеются два противоположно установленных индуктивных датчика.

Так как вторичные обмотки включены встречно, то на выходах 5 и 7 напряжение равно нулю, если диск стоит на месте. При колеблющемся диске на выходах 5 и 7 возникает переменное напряжение, пропорциональное углу поворота диска от среднего положения. Это напряжение выпрямляется диодами Д9А и выглаживается конденсатором 1,0 мкф.

Электронные ключи управляют работой счетчика импульсов и секундомеров. Низкочастотный генератор предназначен для питания датчиков переменным напряжением 3 в с частотой 1,1 кГц. Это одноламповый R - C генератор, собранный на лампе 6Н8С. Генератор возбуждения предназначен для питания магнитов возбуждения. Он собран по схеме мультивибратора на двух триодах МП39Б и имеет усилительный каскад. Оценку возможной погрешности измерения можно сделать по методике, приведенной в работе [1].

Описываемая установка применяется в нашем институте при испытании стальных образцов на усталость. Частота крутильных колебаний при определении δ была выбрана 8,5 гц. Электромеханический счетчик СБ-1М/100 позволяет применять частоту до 100 гц. При большей частоте необходимо применять пересчетную схему.

Проведенные опыты показали, что прибор дает разброс показаний в пределах до 1%.

Л и т е р а т у р а

И. А. Е. Ф е д о р о в с к и й. Заводская лаборатория № 12, 1958.

U. Viik

Apparatus for the Measurement of Internal

Friction

Summary

The description of the apparatus for the measurement of internal friction at torsional oscillation of steel specimen is given in the article.

The apparatus is used for the investigation of plastic deformation appearing in the fatigue test of steel specimen.

УДК 620.174.21:175.21
669:539.67

У.И. Вийк

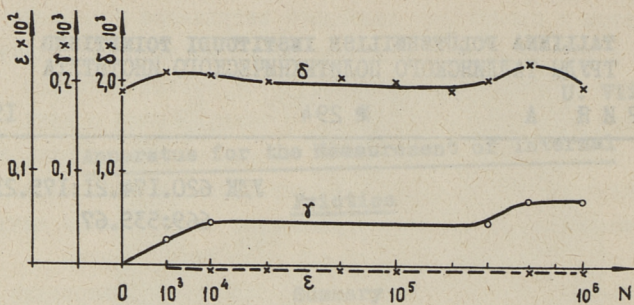
О ХАРАКТЕРЕ ИЗМЕНЕНИЯ ВНУТРЕННЕГО ТРЕНИЯ
ПРИ ИСПЫТАНИИ ОБРАЗЦОВ ИЗ УГЛЕРОДИСТОЙ
СТАЛИ ОДНОВРЕМЕННЫМ ПОСТОЯННЫМ КРУЧЕНИЕМ
И ПУЛЬСИРУЮЩИМ РАСТЯЖЕНИЕМ

При испытании стальных образцов на усталость были обнаружены пластические деформации при эквивалентных напряжениях ниже статического предела текучести и предела усталости [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8].

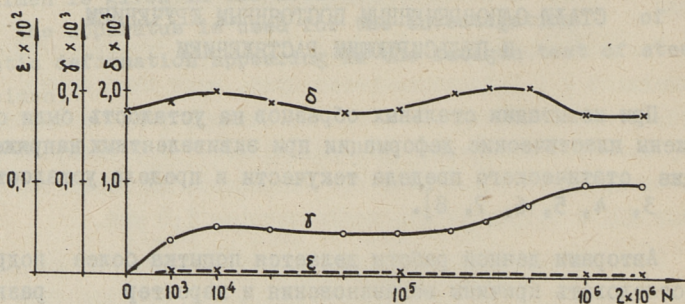
Авторами данной работы делается попытка более подробно исследовать причины возникновения и характер развития пластической деформации при испытании стальных образцов на усталость при плоском напряженном состоянии.

Так как внутреннее трение очень чувствительно к структурным изменениям, в том числе и к микроструктурным изменениям, то представляет интерес сопоставлять характер развития пластической деформации с изменением фона внутреннего трения, чему и посвящается данная статья.

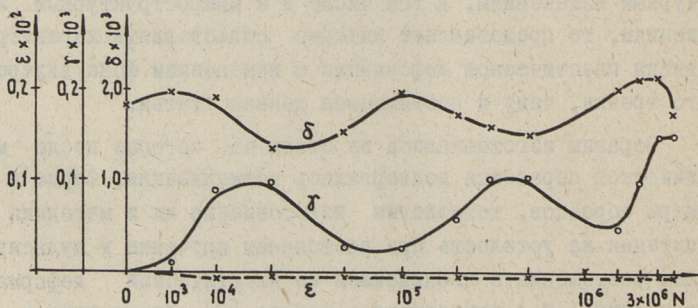
Образцы изготовлялись из стали 45, которые после механической обработки подвергались нормализации. Форма и размеры образцов, технология изготовления их и методика испытания на усталость при постоянном кручении и пульсирующем растяжении с наблюдением за пластической деформацией кручения (γ) приводятся в работе [8]. Кроме того, в данной работе наблюдались еще осевые пластические деформации (ε), для чего на боковые поверхности образцов были нане-



Фиг. 1. $\tau_3/\tau_T = 0,4$



Фиг. 2. $\tau_3/\tau_T = 0,5$



Фиг. 3. $\tau_3/\tau_T = 0,6$

сены отметки на ПМТ-3 и наблюдались расстояния между ними. Параллельно наблюдениям за пластической деформацией проводились измерения внутреннего трения образцов. Оценка внутреннего трения производилась по логарифмическому декременту затухания свободных крутильных колебаний (δ). Последний определялся на специальной установке, описание которой приводится в этом же сборнике.

Измерение δ производилось при частоте 8,5 гц и амплитуде $3 \cdot 10^{-6}$ (рад). γ и ε определялись непосредственно после остановки усталостной машины, чтобы избежать возможные изменения, связанные с течением времени. Нагрузка образцов при испытании на усталость была выбрана из условия $\tau = \sigma$. По данным опытов строились кривые $\gamma = f(N)$, $\varepsilon = f(N)$ и $\delta = f(N)$ при разных значениях τ_3/τ_T .

где
$$\tau_3 = \sqrt{\tau^2 + \frac{\sigma^2}{3}}$$

τ_T - статический предел текучести при кручении.

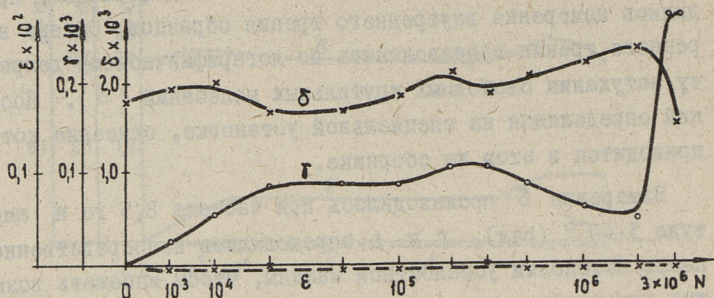
Результаты опытов приводятся на фиг. I ... 8 и позволяют сделать следующие основные выводы:

1. При относительно низких эквивалентных напряжениях $\tau_3/\tau_T = 0,4 \dots 0,5$, когда рост пластической деформации мал, мало изменяется и фон внутреннего трения. С увеличением τ_3/τ_T увеличиваются как интенсивность роста пластической деформации кручения, так и интенсивность изменения фона внутреннего трения.

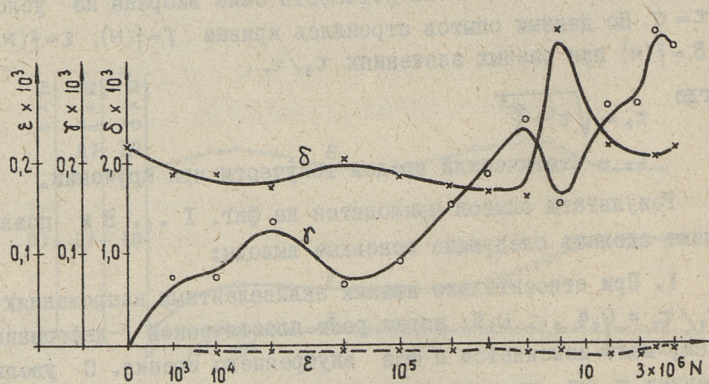
2. В характере изменения γ и ε наблюдается вполне определенная взаимосвязь. Моментам прекращения роста соответствуют наименьшие значения δ .

3. Возникающие осевые пластические деформации по величине сравнительно малы - до $\tau_3/\tau_T = 0,9$.

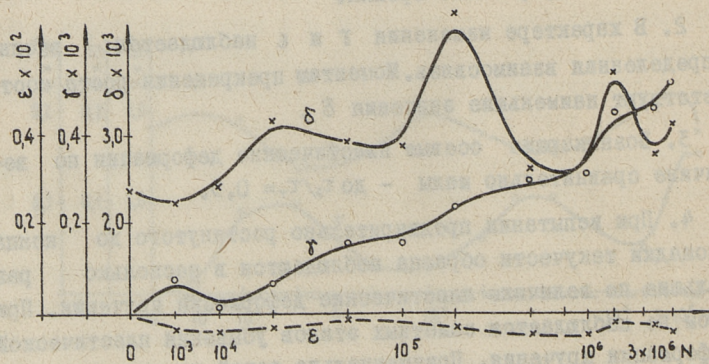
4. При испытании предварительно растянутого до конца площадки текучести образца наблюдаются в несколько раз большие по величине пластические деформации кручения. При этом не наблюдается заметных этапов убывания пластической деформации кручения. Принципиально такой же характер сохраняется в изменении фона внутреннего трения.



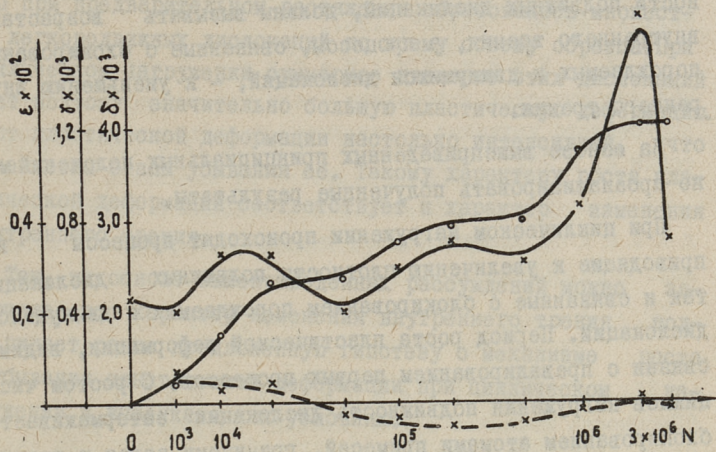
Фиг. 4. $\tau_2/\tau_T = 0,7$



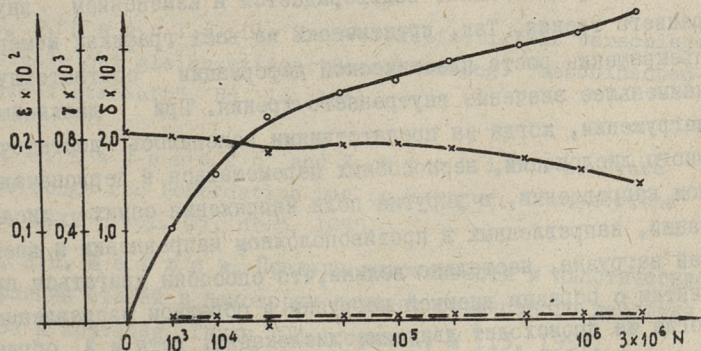
Фиг. 5. $\tau_2/\tau_T = 0,8$



Фиг. 6. $\tau_2/\tau_T = 0,9$



Фиг. 7. $\tau_0/\tau_r = 1,0$



Фиг. 8. $\tau_0/\tau_r = 0,8$. Образец предварительно растянут до конца площадки текучести

Обсуждение результатов

Для интерпретации полученных закономерностей изменения роста пластической деформации с точки зрения структурных изменений в металле воспользуемся известными положениями о роли дефектов кристаллического строения в рассеянии механической энергии [9, 10, 11, 12].

В общем случае процессы, приводящие к увеличению плотности подвижных дислокаций, должны вызывать возрастание внутреннего трения, а процессы, связанные с блокированием порождаемых и движущихся дислокаций, — к уменьшению внутреннего трения.

На основе вышеприведенных принципиальных положений можно проанализировать полученные результаты.

При циклическом нагружении происходят процессы как приводящие к увеличению плотности подвижных дислокаций, так и связанные с блокированием порождаемых и движущихся дислокаций. Период роста пластической деформации, видимо, связан с превалированием первых процессов. С ростом числа циклов нагружения подвижность дислокации затормаживается блокированием атомами примесей, границами зерен и прочими препятствиями, и рост пластической деформации прекращается. Это предположение подтверждается и изменением внутреннего трения. Так, практически на всех графиках моменту прекращения роста пластической деформации соответствует наименьшее значение внутреннего трения. При дальнейшем нагружении, когда за препятствиями накопилось достаточно много дислокаций, неспособных перемещаться в первоначальном направлении, а упругие поля напряжения самих дислокаций, направленных в противоположном направлении к внешней нагрузке, настолько велики, что способны двигаться при снятии с образца внешней нагрузки в обратном направлении. Когда же происходит движение дислокации, хотя и в обратном направлении, внутреннее трение должно увеличиваться. Такая картина и наблюдается на графиках. При дальнейшем циклическом нагружении картина может повторяться, так как все эти процессы протекают в локальных микрообъемах неравномерно и не одновременно. Также можно предполагать, что при определенных концентрациях при достаточно большой внешней нагрузке дислокации способны и преодолевать препятствия.

Что касается характера изменения пластической деформации и внутреннего трения, приведенного на фиг. 8, которые получены при испытаниях предварительно растянутого до

конца площадки текучести образца, то можно предполагать, что при предварительном растяжении образовалось множество легкоподвижных дислокаций по всему объему образца. При циклическом нагружении суммарное движение этих дислокаций дает поэтому значительно большую пластическую деформацию. Рост пластической деформации настолько интенсивный, что не заметны этапы убывания ее. Такому характеру роста пластической деформации соответствует и характер изменения внутреннего трения.

Так, на основе вышеприведенных рассуждений можно заключить, что характер изменения внутреннего трения подтверждает ранее предложенную гипотезу о механизме роста и убывания пластической деформации при циклическом нагружении в вышеуказанных условиях.

Л и т е р а т у р а

1. W. H e r o l d. Die Drehwechselfestigkeit verschiedener Stähle bei gleichzeitiger Beanspruchung. "Maschinenbau-Betrieb-Wirtschaft", Bd. 10, 1951.

2. M. K a v a m o t o and K. N i s h i o k a. State Stress Range for Deformation Due to Fatigue, Transactions of the ASME", vol. 77, nr.5, 1955.

3. Н.Н. Щ е г л о в. Пределы выносливости и пластические деформации сталей в некоторых случаях совместного действия изгиба и кручения. Труды ТПИ, серия А, № 113, 1957.

4. Н.Н. Щ е г л о в. Сб. статей "Расчеты на прочность", вып. 7. Машгиз, 1961.

5. У.И. В и й к, Н.Н. Щ е г л о в. Пластические деформации некоторых металлов в процессе усталости. Труды ТПИ, серия А, № 211, 1964.

6. С.Н. Н и ч и п о р ч и к. Определение остаточных деформаций при совместном циклическом изгибе и статическом кручении "Заводская лаборатория", № 3, 1965.

7. Н.В. О л е й н и к, Н.А. С и л ь в а н с к и й. Пластические деформации при совместном действии переменного из-

гиба и постоянного кручения. Прочность металлов при циклических нагрузках. Материалы IV совещания по усталости металлов. Из-во "Наука", 1967.

8. У.И. В и й к, Н.Н. Щ е г л о в. О характере развития пластической деформации стали при совместном действии постоянного кручения и циклического растяжения. Труды ТПИ, серия А, № 271, 1969.

9. И.А. О д и н г, М.Г. Л о з и н с к и й, Л.К. Г о р д и е н к о. Металловедение и термическая обработка металлов. № 12, 1959.

10. А. Н о w i s k. J. Appl. Phys., 22, 1951, p. 1182.

11. В.С. П о с т н и к о в, Г.А. Г о р ш к о в. Сб. "Прочность металлов при переменных нагрузках" Изд-во АН СССР, 1963, стр. 283.

12. И.А. О д и н г, Л.К. Г о р д и е н к о, Т.С. М а р ь я н о в с к а я. Сб. "Внутреннее трение в металлах и сплавах". Изд-во "Наука", 1966, стр. 109.

U.Viik

About the Feature of Alternation Internal Friction
in Testing Carbon Steel Specimens in Simultaneous
Action of Permanent Torsion and Cyclical Tension

Summary

In this paper the results of investigation of plastic deformation and internal friction in fatigue test of tubular steel specimens are proposed. Main attention is paid to the phenomenon of the bursts of torsion plastic deformation. The results of investigation are given in 8 graphs. The phenomenon of the bursts of plastic deformation is connected with the alternation of internal friction.

С о д е р ж а н и е

	Стр.
I. М.Э. Аяотс, Л.А. Ярвпылд, М.Х.Нанитс. Сравнительные испытания на изнашивание миниатюрных подшипников скольжения, содержащих фторопласт	3
2. В.Н. Костарев, О.К. Мясников, Л.А. Ярвпылд. Износостойкость капрлона при смазке пресной водой.	II
3. Х.И. Кабрал, Р.К. Мозберг. О характере разрушения твердых сплавов при абразивной эрозии	17
4. И.Р. Клейс. Центробежный сукоритель ЦУК-3М для определения относительной износостойкости материалов при абразивной эрозии	23
5. Х.Х. Ууэмйис, И.Р. Клейс. Исследование единичных следов удара и продукта износа при абразивной эрозии.	35
6. Л.Э. Вальдма. Влияние некоторых факторов на износ в моделированном процессе (металл-абразивная прослойка-металл).	51
7. А.А. Теасте. Некоторые причины неравномерного распределения радиального усилия однокромочных манжетных уплотнений.	63
8. А.А. Теасте. К расчету радиального усилия манжетных уплотнений вращающихся валов . . .	79
9. Э.И. Раннат, А.И. Ингерма. Опытная установка для испытания образцов при осевых знакопеременных циклах нагружения.	95
10. У.И. Вийк, Н.Н. Щеглов, В.Г. Масс. Установка для измерения внутреннего трения.	99
II. У.И. Вийк. О характере изменения внутреннего трения при испытании образцов из углеродистой стали одновременным постоянным кручением и пульсирующим растяжением.	103



**ИЗНОС, УСТАЛОСТЬ И КОРРОЗИЯ
МЕТАЛЛОВ**

Сборник статей 1У

Таллинский политехнический институт

Редактор Ю. Тадолдер

Техн. редактор Л. Лоопер

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 6/11 1970г.

Сдано в набор 10/1У 1970г. Подписано к печати 17/У11 1970г.

Бумага 60x90/16. Печ. л. 7,0 + приложение. Уч.-изд. л. 6,05.

Тираж 400. МБ-07121. Зак. № 344. Ротапринт ТПИ, Таллин,

ул. Коскла, 2/9. Цена 61 коп.

Цена 61 коп.