

к 9455

621
Г-00

АКАДЕМИЯ НАУК СССР

ОТДЕЛЕНИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ИНСТИТУТ МАШИНОВЕДЕНИЯ

ПРОСРЕНВ-133 г.

ТРЕНИЕ И ИЗНОС В МАШИНАХ

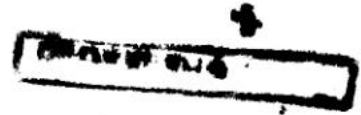
ТРУДЫ ВТОРОЙ ВСЕСОЮЗНОЙ КОНФЕРЕНЦИИ
ПО ТРЕНИЮ И ИЗНОСУ В МАШИНАХ

I



ДОКЛАДЫ

211799



111



ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ НАУК СССР

МОСКВА 1947 ЛЕНИНГРАД

ОТВЕТСТВЕННЫЕ РЕДАКТОРЫ:

академик *Е. А. ЧУДАКОВ*
профессор *М. М. ХРУЦОВ*
профессор *М. П. ВОЛАРОВИЧ*

ВТОРАЯ ВСЕСОЮЗНАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ ПО ПРОБЛЕМЕ ТРЕНИЯ И ИЗНОСА В МАШИНАХ

ВВЕДЕНИЕ

Свыше семи лет прошло со времени работ первой конференции по проблеме трения и износа в машинах, созванной в 1940 г. при Институте машиноведения Академии Наук СССР. За это время советское машиностроение прошло через трудные и блистательные этапы своего развития и прочно стало на путь самостоятельной выработки конструкции новых машин, в том числе наиболее сложных.

Опыт Великой Отечественной войны показал, что советская индустрия в исключительно трудных и напряженных условиях, несмотря на огромные потери, нанесенные немецкими оккупантами, хорошо выполнила поставленные перед нею задачи по обеспечению необходимой высококачественной продукцией фронтов Отечественной войны и тыла. В частности, советские боевые машины (самолеты, танки, орудия и др.) по своим качествам часто превосходили фашистскую боевую технику. Следует подчеркнуть, что в царской России машиностроительная промышленность почти не была развита. Поэтому все современные достижения отечественного машиностроения связаны с тридцатилетним периодом существования советского государства.

В новой сталинской пятилетке задачи машиностроителей (конструкторов, технологов, исследователей и т. д.) еще более возрастают; перед ними поставлены новые грандиозные проблемы. В Законе о пятилетнем плане восстановления и развития народного хозяйства СССР на 1946—1950 гг. указано: „В области машиностроения увеличить выпуск оборудования в 1950 г. в два раза по сравнению с довоенным“.

В соответствии с изложенным еще большее значение приобрела разработка вопросов, составляющих науку о машинах, в том числе механики машин, методов расчета деталей машин, методов их испытания, методов расчета сопряжений на трение, методов улучшения смазочной техники, методов уменьшения износа деталей машин и т. д. Последний вопрос тесно связан с проблемой повышения качества и увеличения сроков нормальной службы машин. Этим определяются также в основном размеры производства запасных частей к машинам, так как необходимость замены тех или иных деталей машин обусловлена главным образом их износом в местах сопряжений. Все те соображения о значении потерь вследствие износа и трения в машинах, которые мной приводились в вступительном слове к первой конференции остаются в силе и теперь.

Доклады, представленные второй конференции, разбиты по следующим разделам:

- 1) вопросы теории и изучения трения, смазки и износа;
- 2) борьба с износом в машинах;
- 3) антифрикционные и износостойкие материалы;
- 4) смазочная техника и смазочные материалы.

По этим четырем основным разделам проблемы трения и износа в машинах должна быть проведена дискуссия на конференции. По примеру предыдущих конференций, созванных Институтом машиноведения Академии Наук СССР, предварительное издание докладов позволит развернуть более целеустремленное обсуждение основных вопросов, подлежащих внимательному рассмотрению. Доклады по трем первым разделам напечатаны в первом томе Трудов конференции, по четвертому разделу — во втором томе.

В результате конференция должна будет подвести итоги работ, проведенных за истекшее время по проблеме трения и износа в машинах, указать дальнейшие наиболее эффективные пути борьбы с износом деталей машин, сделать конкретные выводы о внедрении законченных работ в промышленность и наметить дальнейшую программу научно-исследовательских работ по проблеме трения и износа в машинах.

Председатель Оргкомитета Второй всесоюзной конференции по трению и износу в машинах

академик *Е. А. Чудаков*

РАЗДЕЛ I

ВОПРОСЫ ТЕОРИИ
И ИЗУЧЕНИЕ ТРЕНИЯ, СМАЗКИ
И ИЗНОСА

Редакторы:

член-корр. АН СССР *Б. В. Дерягин*,
профессор *И. В. Крагельский*

Член-корр. АН СССР В. Я. КЛИМОВ

ТЕОРИЯ ДВИЖЕНИЯ МАСЛЯНОГО ПОТОКА В НЕРАБОЧЕЙ ПОЛОСТИ ПОДШИПНИКА

(подшипник с кипящей зоной)

Под нерабочей полостью подшипника понимается та часть кольцевой полости подшипника, где давления масляного слоя остаются неизменными и равными атмосферному давлению (дуга $вга$ на рис. 1). Нерабочая полость подшипника образуется как следствие неполного заполнения маслом кольцевой полости подшипника.

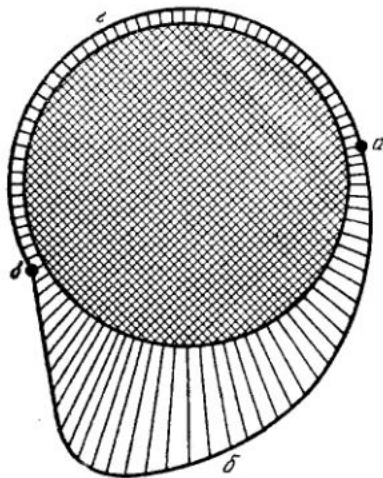


Рис. 1

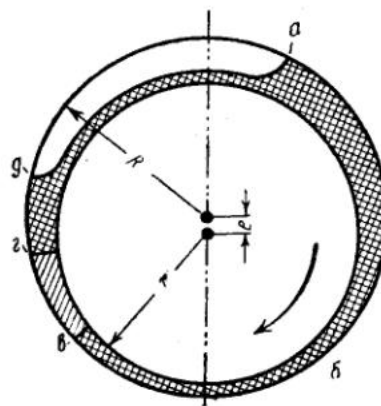


Рис. 2

Незаполненные маслом участки подшипника являются местом скопления воздуха, притекающего из окружающей атмосферы, или паров, выделяемых маслом.

Естественно, что скопление паров масла и воздуха при работе незаполненного подшипника происходит в строго определенных местах полости подшипника и служит причиной образования нерабочей полости подшипника в этом месте.

Нерабочая полость реального подшипника создается в большинстве случаев одновременным присутствием в масляной полости подшипника и атмосферного воздуха и паров масла.

На рис. 2 изображен один из возможных видов нерабочей полости подшипника.

Здесь нерабочая полость подшипника располагается на дуге $вга$ и состоит из трех частей.

В первой части нерабочей полости (на дуге $вг$) масло движется вместе со своими парами и образует зону кипящего масла.

На дуге $гд$ в движении участвует сплошное жидкое масло. Законы движения в зоне $гд$ те же, что и законы движения в рабочей полости подшипника, и она лишь условно причисляется к нерабочей полости подшипника.

В зоне $да$ движется жидкое масло, но оно не заполняет всего сечения: часть сечения занимает образующийся здесь пузырек атмосферного воздуха.

Протяженность каждой из трех указанных зон является функцией различных условий работы подшипника и качеств масла. При некоторых условиях работы подшипника отдельные зоны нерабочей полости могут или совершенно исчезать или надвигаться друг на друга, а воздух, находящийся в пузырьке, может или частично или полностью перемещаться с движущимся маслом.

Таким образом, движение масла в нерабочей полости подшипника имеет, в общем случае, сложный и разнообразный характер. Теоретический разбор такого сложного движения требует предварительного изучения нескольких частных идеализированных случаев движения, на основании которых можно было бы облегчить решение общего случая движения.

В пределах настоящей статьи мы разберем один важный частный случай движения масла в нерабочей полости, когда масляная полость подшипника содержит лишь жидкое масло и его пары.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ ПОДШИПНИК

Все последующие рассуждения мы будем относить к подшипнику, обладающему двумя особенностями в своем устройстве.

Мы будем считать, что на концах подшипника имеются идеальные уплотнения, исключающие всякую утечку масла, паров масла и воздуха из полости подшипника, а также исключающие и приток атмосферного воздуха внутрь полости.

В таком подшипнике будут исключены всякие движения смазки вдоль длины подшипника, а следовательно, будет осуществляться плоско-параллельное движение смазки в полости подшипника.

Вторая особенность в устройстве подшипника вытекает из следующих соображений.

При решении практических задач о смазке подшипников в число заданных величин входит обычно нагрузка подшипника и к искомым величинам относится эксцентриситет e положения шипа в работе (рис. 2).

Мы будем решать свою задачу исходя из обратного предположения, а именно: будем считать эксцентриситет e величиной заданной, а нагрузку подшипника — величиной определяемой.

При такой постановке задачи мы должны несколько изменить представление об устройстве подшипника. Мы будем предполагать, что шип подшипника имеет на концах своих самостоятельные опоры, обеспечивающие ему заданное положение (эксцентриситет e) и воспринимающие на себя всю нагрузку, действующую на шип со стороны масляного слоя подшипника.

Подшипник, обладающий двумя изложенными выше особенностями в своем устройстве, мы будем называть „теоретическим подшипником“ и к нему будем относить все дальнейшие наши рассуждения.

Образование паров масла в полости теоретического подшипника

Пусть имеется теоретический подшипник (рис. 3), снабженный небольшим отверстием E , плотно закрытым пробкой.

Заполним полностью всю кольцевую полость его маслом и приведем во вращение шип подшипника.

С какой бы скоростью мы ни вращали шип, как бы мы ни нагревали при этом масло, содержащееся в подшипнике, мы не можем ожидать образования в нем ощутимого количества паров масла. Действительно, пары масла, если бы они образовались, потребовали бы себе места в полости подшипника. Места же такого не имеется, поскольку жидкое масло занимает всю кольцевую полость подшипника.

Оставляя вращение шипа неизменным, выпустим наружу некоторую долю масла из камеры подшипника через пробку E . Оставшегося жидкого масла будет тогда недостаточно, чтобы наполнить всю камеру подшипника. В полости подшипника неизбежно должны появиться пары масла для заполнения образовавшихся пустот. Как бы мы ни охлаждали подшипник и содержащееся в нем масло, мы не в состоянии устранить образование паров масла в рассматриваемом случае ввиду нехватки жидкого масла для заполнения камеры подшипника.

Пары масла, образующиеся при неполном заполнении подшипника, будут образовываться прежде всего там, где давления масляного слоя будут наименьшими. Так как давление насыщенных паров определяется местной температурой подшипника и смазки, то и давление смазочного слоя в месте скопления паров зависит исключительно от местной температуры подшипника и смазки.

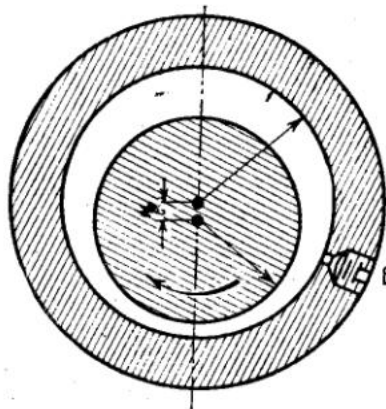


Рис. 3

Движение масла в зоне образования паров

Для решения задачи о форме движения масла в той зоне, где образуются масляные пары, в нашем распоряжении имеются 4 условия, о которых мы и скажем в первую очередь.

Мы будем решать поставленную задачу в предположении, что на всем протяжении зоны, где образуются пары масла, действует постоянная температура t_s . Из этого следует, что давление смазочного слоя в зоне образования паров масла сохраняется постоянным и равным упругости паров масла p_s , соответствующим температуре t_s .

Таким образом, нашими условиями будут:

$$p = p_s \quad (1)$$

$$\frac{dp}{d\varphi} = 0. \quad (2)$$

Здесь φ обозначает угловое расстояние сечений масляного канала от начального положения.

В теоретическом подшипнике при наличии установившегося дви-

жения совместный расход жидкого масла и его паров, выраженный в весовых единицах, в любом сечении канала подшипника является одинаковым:

$$Q^{кг} = Q_{мас}^{кг} + Q_{пар}^{кг} = \text{const.}$$

При небольших количествах пара в смеси с маслом можно принять

$$Q^{кг} = Q_{мас}^{кг} = \text{const.} \quad (3)$$

Так как образование паров происходит за счет внутреннего тепла, содержащегося в жидком масле, то образование паров масла будет происходить более или менее равномерно по всему сечению масляного канала (это есть условие 4).

Из четырех изложенных условий путем простых рассуждений и доказательств, которых мы приводить здесь не будем, следуют нижеизложенные выводы о движениях масла в зоне образования паров.

1. Жидкое масло и его пары движутся в рассматриваемой зоне общей массой и представляют собой более или менее равномерную смесь жидкости и паров.

2. Распределение скоростей движения по сечению канала выражается одним общим линейным законом как для жидкого масла, так и для распределенных в нем паров масла.

3. Скорости движения в крайних точках сечения канала соответствуют скоростям v_1 и v_2 трущихся поверхностей шипа и подшипника (в нашем случае $v_2 = 0$).

Средняя скорость движения частиц жидкого масла в любом сечении канала равна половине окружной скорости шипа

$$v_{ср} = \frac{v_1 + v_2}{2} = \frac{v_1}{2}.$$

Таковую же среднюю скорость по сечению имеют и частицы пара.

4. Высота сечения h_m , занимаемая исключительно частицами жидкого масла, остается практически постоянной величиной на протяжении всей рассматриваемой зоны подшипника и определяется соотношением (при $v_2 = 0$)

$$h_m = \frac{Q^{кг}}{\gamma l} \cdot \frac{2}{v_1} = \text{const.}$$

Здесь γ — удельный вес жидкого масла,
 l — длина подшипника.

5. Высота сечения канала h_n , приходящаяся на долю паров масла, представляет собой разность

$$h_n = h - h_m.$$

Здесь h — высота сечения канала в рассматриваемом месте.

Кипящая зона подшипника

Подоытожим предыдущие выводы в форме описания явления, происходящего в полости подшипника.

На рис. 4. изображена часть канала подшипника. В направлении от сечения $бг$ до сечения l по каналу подшипника движется сплошное жидкое масло. Кривая *деж* изображает давления масляного слоя на этом участке подшипника. В точке *ж* диаграммы давление масляного слоя становится равным упругости паров p_s , соответствующей

данной температуре масла t_s . В этом месте канала подшипника происходит начальное вскипание масла.

На участке $I-II$ смесь жидкого масла с парами масла движется общей массой. Пропорция жидкого масла и паров (по объему) определяется соотношением высот h_m и h_n . Так как высота $h_m = \text{const}$, а канал подшипника на рассматриваемом участке расширяется, то величина h_n непрерывно растет по мере перехода от сечения I к сечению II . Это означает, что содержание паров в масле непрерывно возрастает по мере движения масла от сечения I к сечению II , иными словами, на участке $I-II$ происходит медленное и непрерывное кипение масла, соразмерное с ростом сечения канала.

На этом основании зону $I-II$ подшипника мы вправе именовать „зоной кипящего масла“, или „кипящей зоной подшипника“.

Распределение скоростей в любом сечении канала, занимаемого кипящей зоной, выражается линейным законом, изображенным на рис. 4. Такой закон распределения скоростей не допускает, чтобы какая-либо часть масляных паров выделилась из кипящего

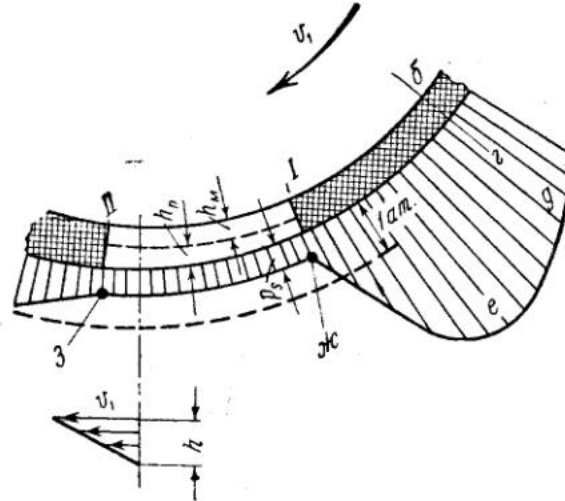


Рис. 4

масла и скопилась в виде ощутимого пузырька пара где-либо в кипящей зоне подшипника. Это значит, что описанное нами движение кипящего масла представляет собой устойчивую форму, не стремящуюся к переходу в другие формы движения, характеризующиеся раздельным течением струй жидкого масла и пара.

Кипящая зона подшипника, как было сказано, есть следствие неполного заполнения подшипника. Нехватка масла в подшипнике, очевидно, равна объему паров масла, содержащихся в кипящей зоне. Этот объем подсчитывается по площади полоски, образованной высотами h_n на длине кипящей зоны, и по ширине подшипника.

Естественная и вынужденная границы двух областей движения

Мы составили себе представление о движении кипящего масла внутри занимаемой им зоны. Нам предстоит решить еще два весьма важных вопроса, а именно: найти местоположение границ кипящей зоны и ознакомиться с характером движения на этих границах.

Прежде чем приступить к решению этих вопросов, установим понятие об „естественной“ и „вынужденной“ границе двух областей движения.

Предположим, что имеется канал (рис. 5), внутри которого происходит движение жидкости, сопровождаемое внутренними явлениями различной физической и химической природы. Пусть на участке $I-II$ движение жидкости подчиняется одному закону, на участке $II-III$ — другому закону и на участке $III-IV$ — третьему закону.

Участок, в пределах которого действует один и тот же закон движений, мы будем называть „областью движений“, а границы его — „границами области движений“.

На рис. 5 мы видим три области движения (А, Б и В) и две общие границы (II и III).

Можно предположить, что на общей границе двух областей, например А и Б, устанавливается такая форма движения, которая одинаково удовлетворяет законам движения как в области А, так и в области Б. Такую общую границу мы будем называть „естественной границей двух областей движения“.

Возможен и другой случай, когда нельзя подобрать такую форму движения на границе двух областей, которая удовлетворяла бы законам обеих соседних областей. Это значит, что естественной границы

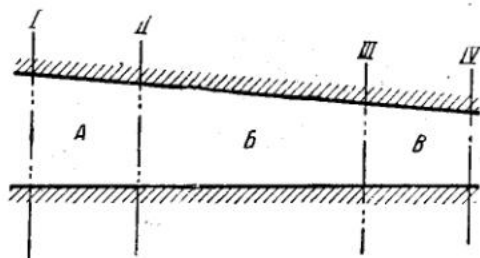


Рис. 5

между такими областями не существует, а имеет место некоторый вынужденный переход от одного закона движений к другому.

То место, где совершается вынужденный переход от одного закона движений к другому закону, мы будем называть „вынужденной границей двух областей движения“.

Вынужденную границу двух областей будем обозначать на рисунках в виде одной линии или поверхности, помня, что это обозначение является условным, поскольку вынужденный переход одного движения в другое занимает некоторый участок пространства.

Пусть теперь дана задача отыскать границу между двумя областями А и Б (рис. 5), законы движения в которых нам известны.

Решение такой задачи обычно совершается по следующему плану. Прежде всего стремятся найти такую плоскость (или поверхность), разграничивающую данные области, где состояние движущейся жидкости и все свойства ее движения одновременно подчиняются и законам движения в области А и законам движения в области Б. Иными словами, ищут естественную границу между двумя областями движения. Если такая естественная граница находится, то она и принимается за решение задачи. Это говорит о том, что при решении поставленной задачи мы принимаем за истину следующее положение:

„если естественная граница между двумя областями движения возможна, то она и является действительной границей раздела этих областей“.

Анализируя источники, откуда могло появиться это положение, и причины, по которым оно утвердилось в практике решения многих теоретических задач, мы приходим к выводу, что это положение объясняется существованием определенного закона природы, который может быть выражен следующими словами:

„между двумя областями движений, подчиняющихся различным законам, устанавливается естественная граница во всех случаях, когда такая граница является возможной и устойчивой“.

Этот физический закон действует при движении смазки в полости подшипника. Учитывая этот закон, мы и получим общее решение задачи о границах кипящей зоны в подшипнике.

Границы кипящей зоны

Естественная граница между зонами кипящего и сплошного масла определяется тремя условиями.

Так как в зоне кипящего масла действует постоянное давление p_s , то по всей длине этой зоны, а следовательно, и на границе, будет:

- 1) $p = p_s$;
- 2) $\frac{dp}{d\varphi} = 0$.

Распространяя на рассматриваемую границу свойства соприкасающейся сплошной зоны, следует сделать вывод:

3) на естественной границе сечение канала заполнено сплошным маслом.

Эти три условия определяют собой как границу кипящей зоны, так и границу зоны сплошного масла, т. е. границу рабочей полости подшипника.

Отсюда следует, что естественная граница будет расположена в том сечении рабочей полости подшипника, где давление масляного слоя становится равным p_s и одновременно образуется математический минимум

давлений $\left(\frac{dp}{d\varphi} = 0\right)$.

Из дальнейшего будет ясно, что в рабочей полости подшипника существует только одно единственное сечение, которое может удовлетворить этим условиям. Это значит, что между зонами сплошного и кипящего масла может быть только одна единственная естественная граница. Следовательно, вторая граница между этими зонами может быть лишь границей вынужденной.

Эта вторая граница между зонами сплошного и кипящего масла как граница вынужденная определяется не взаимодействием двух законов, оперирующих в рассматриваемых областях, а возникает от действия посторонней причины. Такой причиной служит неполное заполнение маслом полости подшипника.

Изложим ход определения второй (вынужденной) границы кипящей зоны подшипника.

Пусть:

f — площадь поперечного сечения полости подшипника;

η — степень заполнения подшипника маслом.

Возьмем сечение I (рис. 6) и предположим, что в этом месте расположена естественная граница кипящей зоны.

В этом сечении, следовательно, соблюдаются условия $p = p_s$ и $\frac{dp}{d\varphi} = 0$.

Исходя из этих двух условий, гидродинамическая теория смазки дает возможность установить распределение давлений в смазочном слое на протяжении всей рабочей полости подшипника и определить местоположение сечения II , где $p = p_s$.

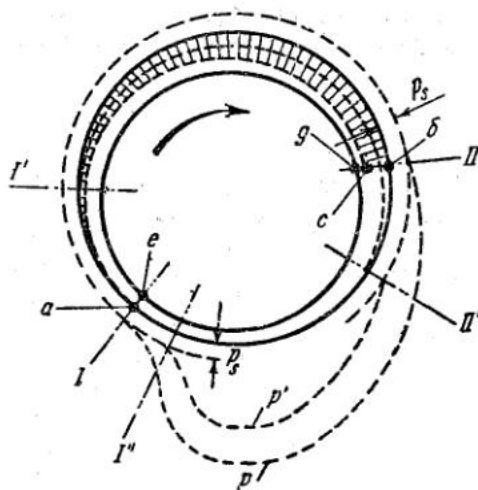


Рис. 6

Между сечениями I и II противоположно рабочей полости расположится зона кипящего масла.

Третье условие естественной границы говорит, что сечение I полностью заполнено маслом. Проведем через точку a окружность, concentричную шпигу, тогда площадь $acde$ будет выражать собой долю сечения, приходящегося на жидкое масло. Площадь $асба$ представит собой долю сечения, не заполненную маслом (занимаемую парами масла). Меняя положение сечения I , мы будем получать различные величины площади, не заполненной маслом.

Наша задача будет решена, когда положение сечения I будет подобрано так, чтобы удовлетворялось условие

$$\eta = \frac{\text{пл. } acba}{f}.$$

Таким путем определяется вторая, вынужденная граница кипящей зоны по заданной величине заполнения подшипника (η).

Покажем теперь, что естественная граница кипящей зоны обладает свойствами устойчивости. Предположим, что в некоторый момент времени начало кипящей зоны переместилось из сечения I (рис. 6) в сечение I' . В таком случае конец кипящей зоны сместится в новое положение II' , ибо объем, занимаемый парами масла (при постоянной величине η), должен оставаться неизменным. Сечение II' явится новым началом рабочей полости подшипника. Строя из этого нового начала диаграмму давлений в масляном слое подшипника, мы получим кривую p' , эквидистантную кривой p . Согласно кривой p' , давление парообразования масла будет достигаться в новом сечении II'' , не доходя до сечения I . На участке $II''-I$, иначе говоря, в предместье границы I , возникнет в этом случае дополнительное парообразование масла.

Итак, при всяком стремлении границы кипящей зоны уйти от сечения I в сторону сечения I' возникает дополнительное парообразование в предместье границы I , которое ликвидирует подобное стремление границы и возвращает ее в исходное положение. Обратное, при перемещении границы I в направлении сечения II'' в предместье границы I возникает дополнительная конденсация паров, возвращающая границу в исходное положение. Таким образом, естественная граница между зонами сплошного и кипящего масла, определяемая тремя упомянутыми выше условиями, является границей, вполне устойчивой.

Мы решали задачу о границе кипящей зоны в предположении, что на протяжении кипящей зоны действует постоянная температура. Не трудно распространить эти выводы и на случай действия переменной температуры в зоне кипящего масла, если в этом возникает необходимость.

В заключение отметим одну особенность в течении диаграммы давлений масляного слоя в месте естественной границы. Поскольку величины $\frac{dp}{dz}$ должны быть одинаковы для обеих ветвей диаграммы,

сходящихся у естественной границы, постольку обе ветви диаграммы должны касаться друг друга в этом месте, иначе говоря, плавно переходить друг в друга, без какого-нибудь перелома в месте перехода. Изображение перехода на рис. 4 (точка $ж$) выполнено в этом отношении неправильно. Наоборот, на второй вынужденной границе должен существовать перелом давлений как законное явление.

Указанные обстоятельства позволяют принять для хорошо сконструированных, динамически нагруженных подшипников двигателей среднюю за цикл температуру слоя одинаковой по всему протяжению дуги нагруженной части слоя.

ИЗМЕНЕНИЕ ВЯЗКОСТИ СМАЗОЧНОГО МАСЛА ОТ ДАВЛЕНИЯ

Увеличение вязкости смазочного масла при повышении давления установлено многими исследователями.

По общему мнению, величина вязкости масла при различных давлениях может быть выражена формулой

$$Z = Z_a 10^{pq}, \quad (1)$$

где q — коэффициент, учитывающий изменение вязкости от давления при постоянной температуре.

Отметим, что при повышении температуры величина коэффициента q уменьшается, следовательно, способность масла увеличивать свою вязкость при повышении давления падает.

При расчете давлений внутри весьма широкого масляного поля исходим из уравнения

$$\frac{\partial p}{\partial x} = Z \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}, \quad (2)$$

где x — координата протяженности масляного слоя в направлении движения потока масла (длины);

v — скорость движения масляного потока в направлении оси x ;

y — координата, направленная по толщине масляного слоя.

Интегрируя уравнение (2), получим

$$v \frac{dh}{dx} = - \frac{d}{dx} \left(\frac{dp}{dx} \frac{h^3}{6Z} \right). \quad (3)$$

Подставляя вместо Z выражение из формулы (1), будем иметь

$$v \frac{dh}{dx} = - \frac{d}{dx} \left(\frac{dp}{dx} \frac{h^3}{6Z_a 10^{pq}} \right).$$

Интегрируя и принимая во внимание, что при $h = h_m \frac{dp}{dx} = 0$, имеем

$$10^{-pq} dp = 6 Z_a v \frac{h_m - h}{h^3} dx.$$

В случае бесконечно широких плоскостей, наклоненных под углом α друг к другу и имеющих начало координат в точке пересечения их следов, получаем

$$10^{-pq} dp = 6 Z_a v \frac{x_m - x}{x^3} \frac{dx}{a^2}$$

и после интегрирования

$$-\frac{10^{-pq}}{q \ln 10} = \frac{6 Z_a v}{a^2} \left[-\frac{1}{2} \frac{x_m}{x^2} + \frac{1}{x} + c \right]. \quad (4)$$

Введем обозначение

$$q \ln 10 = Q \quad (5)$$

и назовем Q показателем влияния давления на вязкость.

После преобразования выражение (4) может быть написано в виде

$$-10^{-pq} = Qp_a - 1, \text{ или } 10^{pq} = \frac{1}{1 - Qp_a}, \quad (6)$$

где p_a — давление внутри слоя, развивающееся при смазке, вязкость которой не зависит от давления.

Подставляя выражение (6) в формулу (1), получим

$$Z = Z_a \left(\frac{1}{1 - Qp_a} \right), \quad (7)$$

что может быть выражено в двух формулах:

$$Z = Z_a \left(1 + \frac{Qp_a}{1 - Qp_a} \right) \quad (8)$$

$$Z = Z_a (1 + Qp_a + Q^2 p_a^2 + Q^3 p_a^3 \dots). \quad (9)$$

Выражения (8) и (9) выведены для случая движения двух плоскостей, разделенных вязкой жидкостью, но они применимы и для цилиндрических подшипников, так как кривизна таких подшипников во много раз больше толщины масляного слоя.

НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ МАСЛЯНОГО СЛОЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ПОДШИПНИКА

Как известно, во время работы подшипника вал размещается в зазоре подшипника эксцентрично.

Наличие эксцентриситета и движения (вращения) одного из элементов трущейся пары вызывает эффект развития давлений внутри масляного слоя (эффект клинового действия слоя).

В этом случае величины давлений внутри масляного слоя подшипника бесконечной длины выразятся

$$p = 6\omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \times \left[\Phi_1(\varepsilon) + 6Q\omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{[\Phi_1(\varepsilon)] \left\{ \varepsilon^2 \frac{\cos \theta_m - \cos \theta}{(\varepsilon + \cos \theta)^3} \right\} d\theta}{1 - 6Q\omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \Phi_1(\varepsilon)} \right], \quad (10)$$

где

$$\Phi_1(\varepsilon) = \int_{\theta_1}^{\theta_2} \varepsilon^2 \frac{\cos \theta_m - \cos \theta}{(\varepsilon + \cos \theta)^3} d\theta. \quad (11)$$

Нагрузку на единицу длины бесконечно длинного подшипника

$$P_{oq} = 3Z_a \omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 \cdot d \times \left\{ \int_{\theta_1}^{\theta_2} \left[\Phi_1(\varepsilon) + 6Q\omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{[\Phi_1(\varepsilon)] \left[\varepsilon^2 \frac{\cos \theta_m - \cos \theta}{(\varepsilon + \cos \theta)^3} \right] d\theta}{1 - 6Q\omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \Phi_1(\varepsilon)} \right] \times [\cos(\beta + \alpha)] d\theta \right\} \times \quad (12)$$

Удельная несущая способность масляного слоя, равная среднему удельному давлению, отнесенному к единице площади проекции опорной поверхности подшипника бесконечной длины, определится

$$K_{0q} = \frac{P_{0q}}{d} = Z_a \omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 \times \\ \times \int_{\theta_1}^{\theta_2} \left\{ 3 \Phi_1(\varepsilon) + 18 Q \omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \int_{\theta_1}^{\theta} \frac{[\Phi_1(\varepsilon)] \left[\varepsilon^2 \frac{\cos \theta_m - \cos \theta}{(\varepsilon + \cos \theta)^3} \right] d\theta}{1 - 6 Q \omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \Phi_1(\varepsilon)} \right\} \times \\ \times [\cos(\theta + \alpha)] d\theta, \quad (13)$$

или

$$K_{0q} = Z_a \omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 \varphi_{0q}, \quad (14)$$

где φ_{0q} обозначает функцию размещения вала в зазоре и показателя влияния давления на вязкость масла.

Безразмерное выражение $\frac{K}{Z_a \omega} \left(\frac{\eta}{d} \right)^2$ мы назвали коэффициентом нагруженности, а также безразмерное выражение $Q Z_a \omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2$ — смазочно-конструктивным коэффициентом.

При не зависящей от давления вязкости ($Q=0$) вторые члены правых частей уравнений (10), (12) и (13) обращаются в нули, вид формул упрощается, и они совпадают с выражениями, известными по классическим работам. Для перехода к короткому подшипнику при не зависящей от давления вязкости пользуются выражениями

$$K = u_1 K_0 \quad \text{и} \quad p_{\text{н}} = u p_0.$$

Если сохранить те же обозначения переходных коэффициентов, то в случае изменения вязкости от давления коэффициент нагруженности короткого подшипника выразится

$$\varphi_q = \frac{K_q}{Z_a \omega} \left(\frac{\eta}{d} \right)^2 = \frac{u_1}{u} \left[u \varphi_0 + 18 u Q \omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \times \right. \\ \left. \times \int_{\theta_1}^{\theta_2} \left\{ \int_{\theta_1}^{\theta} \frac{[u \Phi_1(\varepsilon)] \left[\varepsilon^2 \frac{\cos \theta_m - \cos \theta}{(\varepsilon + \cos \theta)^3} \right] d\theta}{1 - 6 u Q \omega \left(\frac{d}{\eta} \right)^2 Z_a \Phi_1(\varepsilon)} \right\} \cdot [\cos(\theta + \alpha)] d\theta. \right] \quad (15)$$

При наличии параболического закона изменения давлений по длине подшипника и больших, чем предполагалось, их величин в центральном сечении следует ожидать более крутого падения их по длине, т. е. большего показателя параболы.

На этом основании следует ожидать при учете зависимости вязкости от давления несколько меньших величин коэффициента u_1 , но больших, чем u , для не зависящей от давления вязкости.

Разница в величинах коэффициентов u_1 и u в обоих случаях может быть вполне достоверно установлена только экспериментальным путем, а потому для первоначальных выводов мы отказались от попытки их корректирования и приняли эти величины по Дэннисону, который определил их при вязкости, не зависящей от давления.

На основании изложенных положений были выполнены подсчеты величин коэффициентов нагруженности при ряде значений эксцентриситета и конструктивно-смазочного коэффициента для подшипника, имеющего отношение длины к диаметру, равное 1:2.

При этом для $Q=0$ разность результатов подсчетов и значений, приводимых Дэннисоном, только в одном случае достигла 3.75%, а в остальных составляла около 1%.⁰

Подсчеты показывают, что эффект изменения вязкости от давления достаточно заметно проявляется при эксцентриситетах x , больших 0.8. Так, при $Q=3 \cdot 10^{-3}$ см²/кг коэффициент нагруженности, соответствующий $x=0.8$, может быть на 36% выше, чем при $Q=0$, тогда как для $x=0.9$ это увеличение уже равно 128%.

Величины Q меньше $0.40 \cdot 10^{-3}$ см²/кг дают практически неощутимые изменения коэффициента нагруженности.

По мере увеличения эксцентриситета эффект влияния изменения вязкости от давления резко возрастает, вместе с тем по мере роста показателя влияния давления на вязкость рассматриваемый эффект все более и более увеличивается.

КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ПОДШИПНИКА

Величина коэффициента трения полного подшипника скольжения определяется выражением

$$f = (\beta_{sp} + \beta_{ss} + \beta_p) \eta / d. \quad (16)$$

Она получается как сумма частных коэффициентов трения, возникающих: а) в нагруженной части масляного слоя от наличия в ней вязкой смазочной жидкости; б) в ненагруженной части масляного слоя от наличия в ней вязкой смазочной жидкости; в) в нагруженной части масляного слоя от наличия в ней повышенных давлений. Для полного подшипника два первых частных коэффициента трения иногда объединяются, и f выражается формулой

$$f = (\beta_s + \beta_p) \eta / d.$$

При не зависящей от давления вязкости смазки силы трения на единицу длины бесконечно длинного подшипника определяются выражениями

$$F_{0sp} = \frac{Z_a \omega d^2}{2\eta} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \varepsilon \frac{d\theta}{\varepsilon + \cos \theta},$$

$$F_{0ss} = \frac{Z_a \omega d^2}{2\eta} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \varepsilon \frac{d\theta}{\varepsilon + \cos \theta},$$

$$F_{0p} = -\frac{3}{2} Z_a \omega \frac{d^2}{\eta} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \left[\varepsilon \int_{\theta_1}^{\theta} \frac{\cos \theta_m - \cos \theta}{(\varepsilon + \cos \theta)^3} d\theta \right] \sin \theta d\theta.$$

Пользуясь уравнением (8), можем получить для полного подшипника и смазки, у которой вязкость зависит от давления,

$$f_{0sq} = \frac{\int_0^{2\pi} \varepsilon \frac{d\theta}{\varepsilon + \cos \theta} + \int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{Qp_a}{1 - Qp_a} \frac{\varepsilon}{\varepsilon + \cos \theta} d\theta}{\varphi_{0q}}, \quad (17)$$

$$\beta_{0pq} = \frac{1/2 \frac{1}{Z_a \omega d^2} \left[\int_{\theta_1}^{\theta_2} p_a \frac{\sin \theta}{\varepsilon} d\theta + Q \int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{p_a^2}{1 - Q p_a} \frac{\sin \theta}{\varepsilon} d\theta \right]}{\Phi_{0q}}. \quad (18)$$

Сила трения, приходящаяся на единицу длины подшипника, определяется выражением

$$F = Z_a \omega \frac{d^2}{\eta} [\beta \Phi].$$

Так, получим для полного бесконечно длинного подшипника

$$F_{0sq} = Z_a \omega \frac{d^2}{\eta} \left[\frac{\pi \varepsilon}{\sqrt{\varepsilon^2 - 1}} + 1/2 \int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{Q p_a}{1 - Q p_a} \frac{\varepsilon}{\varepsilon + \cos \theta} d\theta \right] \quad (19)$$

и

$$F_{0pq} = 1/4 \eta \left[\int_{\theta_1}^{\theta_2} p_a \frac{\sin \theta}{\varepsilon} d\theta + Q \int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{p_a^2}{1 - Q p_a} \frac{\sin \theta}{\varepsilon} d\theta \right]. \quad (20)$$

При переходе от бесконечно длинного к короткому подшипнику, работающему на смазочном масле, у которого вязкость не изменяется от давления, применяют коэффициент u_2 . В этом случае

$$\beta = u_2 \beta_0. \quad (21)$$

Рассматривая структуру уравнений (19) и (20), видим, что первые члены правых частей представляют выражения, относящиеся к сопротивлению при смазке, имеющей вязкость, не зависящую от давления; влияние изменчивости вязкости от давления выражается вторым членом правых частей указанных уравнений. Следовательно, переход от весьма длинного к короткому подшипнику для первых членов правых частей уравнений (19) и (20) может быть осуществлен на основании известных переходных коэффициентов. Величины вторых членов правых частей указанных уравнений могут быть определены по средним давлениям в слое.

На основании изложенных положений были выполнены подсчеты сил и коэффициентов трения короткого подшипника, имеющего отношение длины к диаметру, равное 1:2. Результаты подсчетов показывают, что по мере увеличения Q значения коэффициента трения снижаются, хотя средняя сила трения, отнесенная к единице длины, растет. Увеличение эксцентриситета также вызывает снижение коэффициента трения.

Полученные значения расходятся с данными Дэннисона для $Q=0$ в одном случае на 5,13% и в среднем несколько более 1%. Возрастание Q от $1,0 \cdot 10^{-3}$ см²/кг до $2,0 \cdot 10^{-3}$ см²/кг сопровождается снижением β на 7—9% в зависимости от эксцентриситета.

ВЫТЕКАНИЕ МАСЛА ИЗ ПОДШИПНИКА

Изменение вязкости от давления окажет влияние главным образом на истечение масла из нагруженной части слоя, где давления внутри слоя велики. В области ненагруженной части слоя давления низки, а потому рассматриваемая зависимость не может четко проявиться. Она

скажется на расположении вала в зазоре и температурном состоянии масла в рассматриваемой зоне, что в конечном счете скажется на истечении масла, но учитывается отдельно.

Поместим начало координат в середине длины нагруженного вкладыша, а оси координат направим: x против направления вращения, y в направлении толщины масляного слоя, а ось z в направлении длины подшипника.

Как известно, можно написать

$$\frac{\partial p}{\partial z} = Z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2},$$

где w — скорость течения масла в направлении оси z .

Учитывая, что для определенных координат z и y величина $\frac{\partial p}{\partial z}$ постоянна, давление p постоянно, а значит, постоянна и величина вязкости (не учитывая изменения вязкости от температуры), и допуская, что вязкая жидкость прилипает к движущимся поверхностям, после двойного интегрирования получим

$$dM_z = \left[\int_0^h w dy \right] dx = -1/12 \frac{h^3}{Z} \frac{\partial p}{\partial z} dx. \quad (22)$$

Допуская параболический закон изменения давлений по длине подшипника, найдем

$$M_1 = \frac{1}{48} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \eta^3 \cdot \frac{m p_u d}{l} \frac{(\epsilon + \cos \theta)^3}{\epsilon^3} d\theta. \quad (23)$$

В выражение (23) входит величина вязкости, переменной в зависимости от давления по длине подшипника. В местах вытекания (на торцах) давления в слое равны нулю, а значит, в формулу (23) должно быть подставлено значение вязкости при атмосферном давлении.

В выражение (23) входит величина p_u , зависящая от показателя влияния давления на вязкость, которая может быть определена по формуле (10) с применением переходного коэффициента u .

Выражение (23) может быть преобразовано в виде

$$M_1 = \zeta_{q1} d^2 \omega \eta. \quad (24)$$

Допуская, что m сохранит свое значение и при смазке, вязкость которой зависит от давления, т. е. занижая количество вытекающего масла, был произведен подсчет величин ζ_{q1} для подшипника с величиной $l/d = 0.5$.

Подсчеты показывают, что по мере увеличения Q , при одинаковом расположении вала в зазоре, величины ζ_{q1} растут, т. е. при одинаковом расположении вала в зазоре увеличение показателя влияния давления на вязкость повышает количество масла, вытекающего из нагруженной части масляного слоя, причем чем больше эксцентриситет, тем значительнее указанное влияние.

Абсолютные величины рассматриваемого возрастания вытекания масла невелики. Они достигают при изменении Q от 0 до $1.0 \cdot 10^{-3}$ см²/кг 3—5% для эксцентриситетов 0.8—0.952 и 5—13% для тех же эксцентриситетов, но при изменении Q в пределах от 0 до $2.0 \cdot 10^{-3}$ см²/кг.

СООБРАЖЕНИЯ ПО ВЫБОРУ СМАЗКИ И КОНСТРУКЦИИ ВЫСОКОНАГРУЖЕННЫХ ПОДШИПНИКОВ

Подсчеты величин несущей способности масляного слоя, коэффициента трения и количества масла, вытекающего из нагруженной части слоя, выполненные на основании изложенных выше выводов и допущений для подшипника, имеющего $l/d=0,5$, показали благоприятное действие увеличения показателя влияния давления на вязкость смазочного масла.

Указанное обстоятельство имеет простое физическое объяснение: при увеличении вязкости в узких местах слоя, где давления внутри слоя велики, появляются добавочные сопротивления выжиманию (вытеканию) масла, что и увеличивает несущую способность масляного слоя при отсутствии ухудшения теплового режима работы подшипника. Увеличение показателя влияния давления на вязкость масла может быть достигнуто как путем изменения физических свойств масла, так и путем понижения его температуры в рабочем слое. Понижение температуры масла в слое может быть получено как конструктивными мероприятиями, так и допустимым для безопасной работы подшипника уменьшением вязкости выбранного сорта масла. Очевидно, особенно эффективным для работы форсированных подшипников будет применение специальных маловязких масел с большим показателем влияния давления на его вязкость. Такие маловязкие масла позволят конструировать подшипники с меньшими зазорами, чем будет достигнуто желательное повышение отношения вязкости к квадрату зазора, обеспечивающее возрастание смазочно-конструктивного коэффициента.

Институт машиноведения АН СССР

ПЕРЕЧЕНЬ ОБОЗНАЧЕНИЙ

- α — угол между направлением действия нагрузки и линией, соединяющей центры вала и вкладыша.
- β — характеристика коэффициента трения короткого подшипника, являющаяся безразмерной функцией размещения вала в зазоре (эксцентриситета).
- β_0 — характеристика коэффициента трения бесконечно длинного подшипника, определенная для смазки, имеющей вязкость, не зависящую от давления; отвлеченная величина.
- β_{0q} — характеристика коэффициента трения бесконечно длинного подшипника, определенная с учетом зависимости вязкости от давления; отвлеченная величина.
- β_{ss} и β_{ssq} — характеристики коэффициента трения короткого подшипника, относящиеся к сопротивлению, создаваемому наличием вязкой жидкости в ненагруженной части слоя, первая без учета, а вторая с учетом зависимости вязкости от давления; отвлеченные величины.
- β_{0ss} и β_{0ssq} — то же, что предыдущее, но для бесконечно длинного подшипника.
- β_{sp} и β_{spq} — характеристики коэффициента трения короткого подшипника, относящиеся к сопротивлению, создаваемому наличием вязкой жидкости в нагруженной части слоя, первая без учета, а вторая с учетом зависимости вязкости от давления; отвлеченные величины.
- β_{osp} и β_{ospq} — то же, что предыдущее, но для бесконечно длинного подшипника.
- β_s и β_{sq} — характеристики коэффициента трения короткого подшипника, относящиеся к сопротивлению, создаваемому наличием вязкой жидкости, по всей дуге (нагруженной и ненагруженной частей) слоя, первая без учета, а вторая с учетом зависимости вязкости от давления; отвлеченные величины.
- β_{os} и β_{osq} — то же, что и предыдущее, но для подшипника бесконечной длины.
- ε — характеристика эксцентриситета; отвлеченная величина, обратная эксцентриситету x расположения вала в зазоре

$$\varepsilon = \frac{1}{x}$$

- θ — угол между вектором давления и линией, соединяющей центры вала и вкладыша.
 φ и φ_q — коэффициенты нагруженности; безразмерные величины, зависящие от эксцентриситета расположения вала в зазоре и равные с другой стороны

$$\frac{K}{Z_a \omega} (\eta/d)^2,$$

первый для случая отсутствия, а второй при наличии зависимости вязкости от давления.

- φ_0 и φ_{0q} — то же, что и предыдущее, но для подшипника бесконечной длины.
 η — диаметральный зазор подшипника в микронах.
 ζ_1 и ζ_{q1} — характеристики количества масла, вытекающего из нагруженной части слоя; безразмерные величины, зависящие от эксцентриситета расположения вала в зазоре и длины подшипника; относящиеся: первая к случаю отсутствия, а вторая при наличии зависимости вязкости от давления; отвлеченные величины.
 ω — угловая скорость вращения движущегося элемента ($\frac{1}{\text{сек}}$).
 d — диаметр подшипника (см).
 f и f_q — коэффициенты трения короткого подшипника, определенные: первый при отсутствии, а второй при наличии зависимости вязкости смазки от давления.
 F_{ss} и F_{ssq} — средние силы трения на единице длины короткого подшипника, возникающие в ненагруженной части слоя от наличия в нем вязкой жидкости и определенные: первая при отсутствии, а вторая при наличии зависимости вязкости смазки от давления (кг/см).
 F_{oss} и F_{ossq} — то же, что и предыдущее, но для подшипника бесконечной длины.
 F_{sp} и F_{spq} — средние силы трения на единице длины короткого подшипника, возникающие в нагруженной части слоя от наличия в ней вязкой жидкости и определенные: первая при отсутствии, а вторая при наличии зависимости вязкости смазки от давления (кг/см).
 F_{osp} и F_{ospq} — то же, что и предыдущее, но для подшипника бесконечной длины.
 F_p и F_{pq} — средние силы трения на единице длины короткого подшипника, возникающие в нагруженной части слоя от наличия в ней повышенных давлений и определенные: первая при отсутствии, а вторая при наличии зависимости вязкости смазки от давления (кг/см).
 F_{op} и F_{opq} — то же, что и предыдущее, но для подшипника бесконечной длины.
 K и K_q — средние удельные несущие способности масляного слоя, отнесенные к единице площади проекции опорной поверхности короткого подшипника: первая при отсутствии, а вторая при наличии зависимости вязкости от давления (кг/см²).
 l — рабочая длина подшипника (см).
 M_1 — количество масла, вытекающего из нагруженной части слоя (см³/сек).
 m — показатель параболы распределения давления внутри масляного слоя в продольных сечениях; отвлеченная величина.
 p — избыточное сверх атмосферного давление масла внутри слоя (кг/см²).
 p_0 и p_{0q} — давления масла внутри слоя бесконечно длинного подшипника, первое при отсутствии, второе при наличии зависимости вязкости от давления (кг/см²).
 $p_{ц}$ — давление масла внутри слоя по центральному сечению короткого подшипника при учете зависимости вязкости от давления (кг/см²).
 Q — показатель влияния давления на вязкость масла (см²/кг).
 P_0 и P_{0q} — несущие способности масляного слоя (нагрузки), отнесенные к единице длины бесконечно длинного подшипника, определенные: первая при отсутствии, а вторая при наличии учета зависимости вязкости смазки от давления (кг/см).
 u и u_q — коэффициенты, указывающие снижение давлений внутри слоя в центральном сечении короткого подшипника по сравнению с давлениями в тех же точках бесконечно длинного подшипника; отвлеченные величины, определенные: первый при отсутствии, а второй при наличии учета зависимости вязкости от давления; отвлеченные величины.
 u_2 и u_{q2} — коэффициенты, учитывающие увеличение характеристики коэффициента трения короткого подшипника по сравнению с бесконечно длинным, определенные: первый при отсутствии, а второй при наличии учета зависимости вязкости от давления; отвлеченные величины.
 Z — вязкость масла, определенная с учетом зависимости вязкости от давления (кг/сек/м).
 Z_a — вязкость масла, определенная при атмосферном давлении (кг/сек/м).

С. Н. КУЦАЕВ

ТЕОРИЯ СМАЗКИ ПОДШИПНИКА ОГРАНИЧЕННОЙ ДЛИНЫ
ПРИ ЦЕНТРОБЕЖНОЙ НАГРУЗКЕ

ВВЕДЕНИЕ

Работы основателей гидродинамической теории смазки — Н. П. Петрова, О. Рейнольдса, А. Зоммерфельда и др. — были посвящены задаче о смазке подшипника бесконечной длины с постоянной нагрузкой.

В теории долгое время оставались открытыми вопросы: о роли длины подшипника, а также о переменной нагрузке ввиду вычислительных и экспериментальных трудностей.

В 1943 г. К. Бауер [1] дал приближенное решение задачи о подшипнике ограниченной длины с постоянной нагрузкой прямым методом вариационного исчисления.

В 1943 г. автором этой статьи [2] было дано решение задачи об определении толщины масляного слоя в подшипнике ограниченной длины при ударной нагрузке.

В настоящей статье дается решение задачи о смазке подшипника ограниченной длины при центробежной нагрузке.

ФОРМУЛИРОВКА ЗАДАЧИ. ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОЕ УРАВНЕНИЕ
И ПОГРАНИЧНЫЕ УСЛОВИЯ

К центру вала радиусом r , находящегося в подшипнике радиусом R , приложена центробежная сила P постоянной величины, вращающаяся вместе с валом с той же угловой скоростью ω . Зазор заполнен маслом.

По симметрии движения центр вала должен описывать некоторую окружность малого радиуса (меньшего $(R-r)$) вокруг центра подшипника.

По характеру движения приложенные к валу силы должны сводиться к центростремительной силе. К валу приложены следующие силы: центробежная сила P , давление масляного слоя и трение масляного слоя.

Центробежная сила в подшипниках двигателей обычно составляет несколько тысяч килограммов; она почти полностью уравновешивается давлением в масляном слое, так как сила трения относительно мала (несколько десятков килограммов).

Переменные давления в масляном слое определяются уравнением О. Рейнольдса

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial z} \right) = 6\eta \left[(U_0 + 3U_1) \frac{dh}{dx} + 2V \right], \quad (1R)$$

где x — координата по окружности подшипника;
 z — координата по оси подшипника;
 p — давление в масляном слое в точке с координатами x, y ;
 η — абсолютная вязкость масла;
 U_0 — скорость скольжения вала;
 U_1 — скорость скольжения подшипника;
 V — скорость сближения поверхностей скольжения;
 h — переменная толщина масляного слоя.

В нашем случае $U_1 = 0$.

Переменная толщина масляного слоя $h = \delta - e \cos \varphi$, где $\delta = R - r$;
 e — абсолютный эксцентриситет;
 φ — угол, отсчитываемый от наиболее узкого места зазора (рис. 1).

Определим давления в масляном слое, возникающие при движении центра вала по окружности радиуса e .

Скорость центра вала равна $e\omega$, ее проекция на направление OA равна $e\omega \sin \varphi$.

$$\frac{dh}{dx} = \frac{d}{rd\varphi} (\delta - e \cos \varphi) = \frac{1}{r} e \sin \varphi,$$

$$U_0 \frac{dh}{dx} = r\omega \frac{1}{r} e \sin \varphi = e\omega \sin \varphi.$$

Знаки у слагаемых $U_0 \frac{dh}{dx}$ и $2V$ в первой части уравнения (1R) должны быть противоположными, так как вращение вала уменьшает давление, получающееся вследствие сближения поверхностей скольжения.

Уравнение (1R) примет вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial z} \right) = 6\eta [+e\omega \sin \varphi - 2e\omega \sin \varphi],$$

или

$$\frac{\partial}{\partial \varphi} \left(h^3 \frac{\partial p}{r \partial \varphi} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial z} \right) = -6\eta e\omega \sin \varphi. \quad (2)$$

В развернутом виде уравнение (2) запишется

$$\frac{\partial^2 p}{\partial \varphi^2} + \frac{3e \sin \varphi}{\delta - e \cos \varphi} \frac{\partial p}{\partial \varphi} + r^2 \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} = -\frac{6\eta \omega e r^2 \sin \varphi}{(\delta - e \cos \varphi)^3}. \quad (3)$$

Пограничные условия для масляного слоя выберем на основании рассмотрения рис. 1. При движении вала в масляном слое создаются высокие поддерживающие давления в нагружаемой половине подшипника вследствие выдавливания масла. Выдавливаемый слой масла имеет серповидный профиль. Примем давление масла на краях вытесняемого серповидного слоя равным нулю, т. е. при $\varphi = 0$ и при $\varphi = \pi$. На торцах подшипника давление также равно нулю, т. е. для $z = 0$ и для $z = l$.

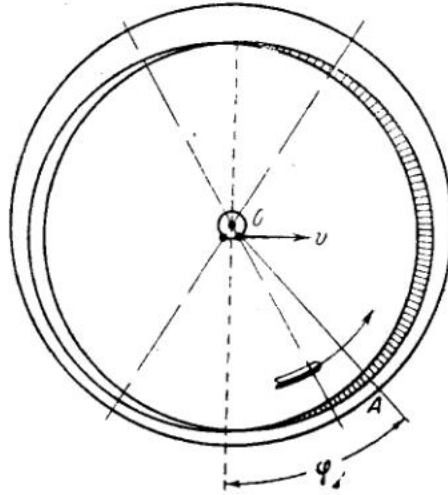


Рис. 1

РЕШЕНИЕ УРАВНЕНИЯ (3)

Решение уравнения (3), удовлетворяющее пограничным условиям, будем искать в виде ряда

$$p = \sum_{m=1,3,5\dots} F_m(\varphi) \frac{\sin \frac{m\pi z}{l}}{m}. \quad (4)$$

Для разделения переменных в уравнении (3) умножим правую часть его на ряд Фурье

$$\sum_{m=1,3,5\dots} \frac{\sin \frac{m\pi z}{l}}{m}, \quad (5)$$

сумма которого равна 1 для всех z в интервале $(0, l)$.

Подставляя в уравнения (3), (4) и (5), получим после приравнивания коэффициентов при синусах одинаковой кратности

$$F_m'' + \frac{3e \sin \varphi}{\delta - e \cos \varphi} F_m' + \frac{m^2 \pi^2 r^2}{l^2} F_m = - \frac{4}{\pi} \frac{6\eta \omega r^2 e \sin \varphi}{(\delta - e \cos \varphi)^3}. \quad (6)$$

Из уравнения (6) после замены $F_m = \frac{4}{\pi} \frac{6\eta \omega r^2}{\delta^2} \Phi_m$, $\frac{m^2 \pi^2 r^2}{l^2} = b_m^2$ получим

$$\Phi_m'' + \frac{3\chi \sin \varphi}{1 - \chi \cos \varphi} \Phi_m' - b_m^2 \Phi_m = - \frac{\chi \sin \varphi}{(1 - \chi \cos \varphi)^3}, \quad (6')$$

или

$$(\Phi_m'' - b_m^2 \Phi_m)(1 - \chi \cos \varphi) + 3\chi \sin \varphi \Phi_m' = - \frac{\chi \sin \varphi}{(1 - \chi \cos \varphi)^2}. \quad (6'')$$

Решение (6'') будем искать в виде ряда

$$\Phi_m = u_{0,m} + \chi \cdot u_{1,m} + \chi^2 u_{2,m} + \chi^3 u_{3,m} + \dots \quad (7)$$

Подставляя в уравнение (6''), получим

$$\begin{aligned} & [(u_{0,m}'' - b_m^2 u_{0,m}) + \chi(u_{1,m}'' - b_m^2 u_{1,m}) + \chi^2(u_{2,m}'' - b_m^2 u_{2,m}) + \\ & + \chi^3(u_{3,m}'' - b_m^2 u_{3,m}) \dots] (1 - \chi \cos \varphi) + \\ & + 3\chi \sin \varphi [u_{0,m}' + \chi \cdot u_{1,m}' + \chi^2 \cdot u_{2,m}' + \chi^3 \cdot u_{3,m}' + \dots] = - \\ & - \chi \sin \varphi (1 + 2\chi \cos \varphi + 3\chi^2 \cos^2 \varphi + \dots). \end{aligned}$$

Приравнявая коэффициенты при одинаковых степенях χ , получим следующую рекуррентную систему уравнений:

$$\begin{aligned} u_{0,m}'' - b_m^2 u_{0,m} &= 0, \\ u_{1,m}'' - b_m^2 u_{1,m} - \cos \varphi (u_{0,m}'' - b_m^2 u_{0,m}) + 3 \sin \varphi \cdot u_{0,m}' &= - \sin \varphi, \\ u_{2,m}'' - b_m^2 u_{2,m} - \cos \varphi (u_{1,m}'' - b_m^2 u_{1,m}) + 3 \sin \varphi \cdot u_{1,m}' &= - 2 \sin \varphi \cdot \cos \varphi, \\ \dots & \dots \\ u_{n,m}'' - b_m^2 u_{n,m} - \cos \varphi (u_{n-1,m}'' - b_m^2 u_{n-1,m}) + 3 \sin \varphi \cdot u_{n-1,m}' &= - \\ & - n \sin \varphi \cos \varphi^{n-1}. \end{aligned} \quad (8)$$

Функции $u_{k,m}$ представляются в виде сумм синусов кратных дуг одной четности до $\sin k\varphi$. Можно показать, что суммы коэффициентов при синусах в функциях $u_{k,m}$ не могут расти быстрее первой степени k . Поэтому степенные ряды (7) сходятся для $\chi < 1$.

Спроектируем давление p на линию центров и на перпендикуляр к ней и проинтегрируем по z от 0 до l и по φ от 0 до π .

$$P_c = \int_0^l \int_0^\pi p \cos \varphi \cdot r d\varphi dz = \frac{24\eta\omega r^2}{\pi \cdot \delta^2} \left[\int_0^l \int_0^\pi \Phi_1 \cos \varphi \sin \frac{\pi z}{l} \cdot r d\varphi dz + \right. \\ \left. + \frac{1}{3} \int_0^l \int_0^\pi \Phi_3 \cos \varphi \sin \frac{3\pi z}{l} \cdot r d\varphi dz + \dots \right],$$

$$P_p = \int_0^l \int_0^\pi p \sin \varphi \cdot r d\varphi dz = \frac{24\eta\omega r^2}{\pi \cdot \delta^2} \left[\int_0^l \int_0^\pi \Phi_1 \sin \varphi \sin \frac{\pi z}{l} \cdot r d\varphi dz + \right. \\ \left. + \frac{1}{3} \int_0^l \int_0^\pi \Phi_3 \sin \varphi \cdot \sin \frac{3\pi z}{l} \cdot r d\varphi dz + \dots \right].$$

Выполнив интегрирование по z , получим

$$P_c = \frac{48\eta\omega r^2 l}{\pi^2 \delta^2} \left[\int_0^\pi \Phi_1 \cos \varphi d\varphi + \frac{1}{3^2} \int_0^\pi \Phi_3 \cos \varphi d\varphi + \frac{1}{5^2} \int_0^\pi \Phi_5 \cos \varphi d\varphi + \dots \right], \\ P_p = \frac{48\eta\omega r^2 l}{\pi^2 \delta^2} \left[\int_0^\pi \Phi_1 \sin \varphi d\varphi + \frac{1}{3^2} \int_0^\pi \Phi_3 \sin \varphi d\varphi + \frac{1}{5^2} \int_0^\pi \Phi_5 \sin \varphi d\varphi + \dots \right].$$

Взяв определенное значение отношения $\frac{l}{d}$ и выполнив интегрирование по φ , получим ряды, определяющие составляющие результирующего давления масла P_c и P_p .

Например, для $\frac{l}{d} = 0.5$

$$P_c = \frac{48\eta\omega r^2 l}{\pi^2 \delta^2} [0.1602\chi^2 + 0.2639\chi^4 + 0.3364\chi^6 + 0.3870\chi^8 + \\ + 0.4306\chi^{10} + 0.4628\chi^{12} + 0.4883\chi^{14} + \dots], \\ P_p = \frac{48\eta\omega r^2 l}{\pi^2 \delta^2} [0.1467\chi + 0.1787\chi^3 + 0.1876\chi^5 + 0.1881\chi^7 + \\ + 0.1854\chi^9 + 0.1813\chi^{11} + 0.1765\chi^{13} + \dots].$$

Приравняв геометрическую сумму составляющих P_c и P_p приложенной внешней силе, получим зависимость между безразмерным отношением $\frac{P \cdot \delta^2}{\eta r^3 l \omega}$ (характеристикой) и эксцентриситетом χ .

Вычисления выполнены для следующих значений отношения длины подшипника l к диаметру d : $\frac{1}{2}$, 1, $1\frac{1}{2}$, ∞ .

В табл. 1 даны значения безразмерной характеристики $\frac{P \delta^2}{\eta r^3 l \omega}$ для

различных значений эксцентриситета — от 0.2 до 0.95 (для $\frac{l}{d} = \infty$ следует брать нагрузку на единицу длины).

Таблица 1

| λ \ $\frac{l}{d}$ | 0.5 | 1 | 1.5 | ∞ |
|---------------------------|------|------|------|----------|
| 0.2 | 0.15 | 0.5 | 0.8 | 1.9 |
| 0.4 | 0.4 | 1.1 | 1.75 | 4.0 |
| 0.6 | 0.9 | 2.3 | 3.4 | 6.6 |
| 0.7 | 1.6 | 3.5 | 4.9 | 8.8 |
| 0.8 | 3.1 | 6.0 | 7.7 | 12.6 |
| 0.9 | 8.7 | 14.3 | 17.0 | 22.8 |
| 0.95 | 22.5 | 32.0 | 36.3 | 42.9 |

Табл. 1 показывает, что положение вала зависит от длины подшипника. В графическом виде табл. 1 представлена на рис. 2.

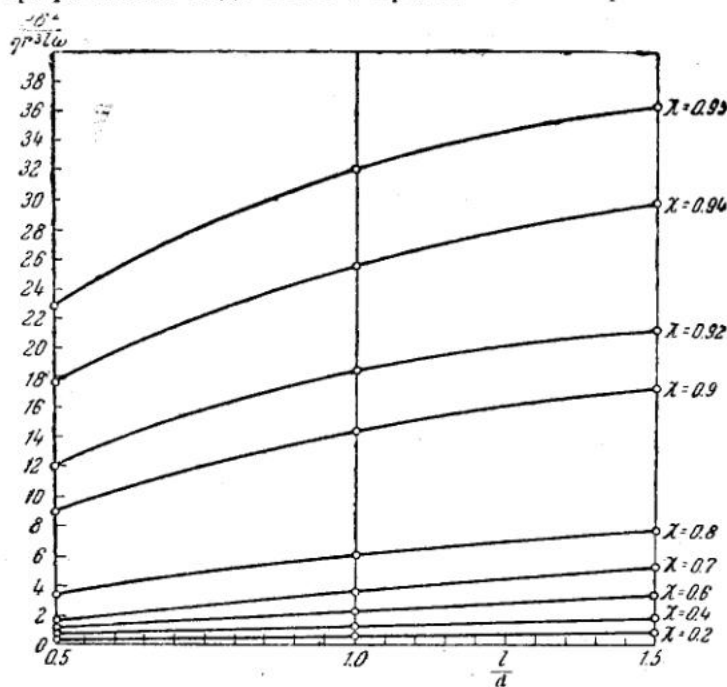


Рис. 2

Т Р Е Н И Е

Напряжение трения на поверхности вала

$$\tau = \frac{\eta v}{h} - \frac{h}{2} \frac{\partial p}{\partial x} \quad (9R)$$

Элементарный момент трения вала

$$dM = \tau r \cdot r d\varphi dz = \frac{\eta v}{h} r^2 d\varphi dz - \frac{h}{2} \frac{\partial p}{\partial x} r^2 d\varphi dz.$$

Первое слагаемое проинтегрируем по всей окружности, а второе по нагруженной половине, и вдоль оси:

$$M = \int_0^{2\pi} \int_0^l \frac{\gamma v}{h} r^2 d\varphi dz - \frac{1}{2} \int_0^{\pi} \int_0^l h \frac{\partial p}{\partial x} r^2 d\varphi dz =$$

$$= \frac{2\pi}{\sqrt{1-\chi^2}} \frac{\gamma v r^2 l}{\delta} + \frac{\chi \delta r}{2} \int_0^{\pi} \int_0^l p \sin \varphi d\varphi dz, \quad (10)$$

так как

$$-\frac{1}{2} \int_0^{\pi} \int_0^l h \frac{\partial p}{\partial x} r^2 d\varphi dz = -\frac{r l}{2} p h \Big|_0^{\pi} + \frac{\chi r \delta}{2} \int_0^{\pi} \int_0^l p \sin \varphi d\varphi dz =$$

$$= \frac{\chi \delta r}{2} \int_0^{\pi} \int_0^l p \sin \varphi d\varphi dz.$$

В табл. 2 даны значения отношения момента трения M к отношению $\frac{\gamma v r^2 l}{\delta}$ в зависимости от эксцентриситета χ .

Таблица 2

| χ \ $\frac{l}{d}$ | 0.5 | 1.0 | 1.5 |
|------------------------|------|------|------|
| 0.2 | 6.4 | 6.5 | 6.5 |
| 0.4 | 7.0 | 7.1 | 7.2 |
| 0.6 | 8.0 | 8.4 | 8.7 |
| 0.7 | 9.2 | 9.8 | 10.2 |
| 0.8 | 11.1 | 12.0 | 12.6 |
| 0.9 | 16.2 | 17.7 | 18.6 |
| 0.95 | 23.8 | 26.0 | 27.2 |

Табл. 2 показывает, что момент трения сильно зависит от положения вала, т. е. от эксцентриситета χ . При данном значении эксцентриситета момент трения почти пропорционален длине подшипника, вязкости масла, скорости скольжения, квадрату радиуса и почти обратно пропорционален зазору.

Вычисления показывают, что основную часть трения в подшипнике составляет трение сдвига слоев, т. е. первое слагаемое формулы (9R). Действительно, первое слагаемое, равное

$$\frac{2\pi}{\sqrt{1-\chi^2}} \frac{\gamma v r^2 l}{\delta},$$

дает

Таблица 3

| χ | 0.2 | 0.4 | 0.6 | 0.7 | 0.8 | 0.9 | 0.95 |
|---|-----|-----|-----|-----|------|------|------|
| $\frac{M}{\frac{\gamma v r^2 l}{\delta}}$ | 6.4 | 6.9 | 7.8 | 8.8 | 10.4 | 14.4 | 20.1 |

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА

Опытов по определению толщины масляного слоя и момента трения в подшипнике при центробежной нагрузке в литературе нет. Однако в рассматриваемых условиях двигателей центробежная нагрузка представляет собой просто разновидность постоянной нагрузки. Действительно, дифференциальное уравнение (3), определяющее переменные давления в масляном слое, имеет такой же вид, как и для постоянной нагрузки. Некоторое отличие остается в пограничных условиях, но оно не может дать значительной разницы в результатах.

На рис. 3 представлены положения вала в подшипнике Нюккера, $\frac{l}{d} = 1.36$, с вычисленными по опытными данным значениями безраз-

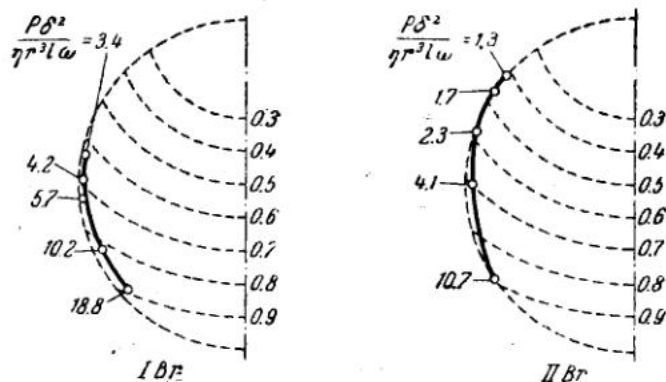


Рис. 3

мерной характеристики. Средние значения безразмерных характеристик для обоих случаев даны в табл. 4.

Таблица 4

| γ | 0.42 | 0.47 | 0.6 | 0.7 | 0.73 | 0.8 | 0.9 |
|---------------------------------------|------|------|-----|------|------|------|------|
| $\frac{P\delta_2}{\eta r^3 l \omega}$ | 1.3 | 1.7 | 2.8 | 4.15 | 5.7 | 10.2 | 14.7 |

Эти значения, как легко видеть, близки к соответствующим значениям табл. 1.

ЦИАМ

ЛИТЕРАТУРА

1. Вауер К. Forschungen auf dem Gebiete des Ingenieurwesens, 14, No. 2, S. 48, 1943.
2. Куцаев С. Н. Труды ЦИАМ, № 59, 1943.

А. М. ГУТКИН

РАСЧЕТ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ
В СЛУЧАЕ ПРИМЕНЕНИЯ ВЯЗКО-ПЛАСТИЧНОЙ СМАЗКИ

ВВЕДЕНИЕ

До настоящего времени гидродинамическая теория [1] была разработана только для случая смазки подшипника маслами, обладающими истинной вязкостью, подчиняющейся закону Ньютона и уравнениям Навье — Стокса.

Однако в последнее время возник вопрос [2] о развитии теории подшипника, смазанного средой с аномальной вязкостью и пластичностью.

Это связано с применением смазочных масел при низких температурах, когда они перестают быть истинно вязкими жидкостями и приобретают свойства пластичного тела, а также с применением в ряде случаев для цилиндрических подшипников скольжения консистентных смазок.

Из экспериментальных данных еще неясно, к какому классу [3] пластичных тел следует отнести смазочные масла при низких температурах и консистентные смазки [2, 4]. Представляется, однако, интересным разработать теорию подшипника в случае смазки его средой со свойствами бингамовского тела [5]. Как показали исследования ряда авторов [4, 6, 7], многие пластичные дисперсные системы с хорошим приближением удовлетворяют закону вязко-пластичного потока Бингама.

Дальнейшие опыты должны установить, с какой степенью точности можно консистентные смазки и смазочные масла при низких температурах отождествлять с бингамовским телом.

С другой стороны, для вязко-пластичного бингамовского тела, отличающегося от обычной вязкой жидкости наличием предельного напряжения сдвига (предела текучести), удалось разрешить ряд задач, а именно: осевое движение в цилиндрическом капилляре [7], движение между двумя вращающимися коаксиальными цилиндрами [8, 9], движение между двумя вращающимися концентрическими сферами [10], осевое движение между двумя коаксиальными цилиндрами и течение в плоском капилляре [11].

Вязко-пластичное тело изучал также А. А. Ильюшин [12]. Уравнения А. А. Ильюшина дают возможность решать задачи и в тех случаях, когда уравнение Бингама оказывается неприменимым, так как оно написано и применяется лишь для чистого сдвига.

ОСНОВНЫЕ УРАВНЕНИЯ ТЕЧЕНИЯ ВЯЗКО-ПЛАСТИЧНОГО ТЕЛА

Для вещества, характеризующегося только вязкостью η , можно написать

$$\begin{aligned} X_x &= -p + 2\eta \frac{\partial v_x}{\partial x}, & Y_y &= -p + 2\eta \frac{\partial v_y}{\partial y}, & Z_z &= -p + 2\eta \frac{\partial v_z}{\partial z}, \\ Y_z &= \eta \left(\frac{\partial v_z}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial z} \right), & X_z &= \eta \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right), \\ X_y &= \eta \left(\frac{\partial v_y}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial y} \right). \end{aligned}$$

Для пластичных веществ следует писать [14]

$$\begin{aligned} X_x &= -p + \frac{2\tau_0}{h} \frac{\partial v_x}{\partial x}, & Y_y &= -p + \frac{2\tau_0}{h} \frac{\partial v_y}{\partial y}, & Z_z &= -p + \frac{2\tau_0}{h} \frac{\partial v_z}{\partial z}, \\ Y_z &= \frac{\tau_0}{h} \left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \right), & X_z &= \frac{\tau_0}{h} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right), & X_y &= \frac{\tau_0}{h} \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right), \end{aligned}$$

где X_x, X_y — компоненты тензора напряжений,
 v_x, v_y, v_z — компоненты вектора скорости,
 τ_0 — предел текучести при чистом сдвиге, и

$$h = \sqrt{2 \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial v_y}{\partial y} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial v_z}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \right)^2}.$$

Предполагаем, что компоненты напряженного состояния вязко-пластичного тела равны сумме компонентов, вызванных вязкими свойствами, и компонентов, вызванных пластичностью тела, т. е.

$$\begin{aligned} X_x &= -p + 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \frac{\partial v_x}{\partial x}, \\ Y_y &= -p + 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \frac{\partial v_y}{\partial y}, \\ Z_z &= -p + 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \frac{\partial v_z}{\partial z}, & X_y &= \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right), \\ Y_z &= \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \right), \\ X_z &= \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right). \end{aligned} \tag{1}$$

Так как значение h инвариантно относительно вращения координатных осей, то из выражений (1) следует, что для тензора напряжений и тензора скоростей деформаций главные оси совпадают и направления максимальных касательных напряжений такие же, как и направления максимальных скоростей сдвига. Следовательно, среда, описываемая уравнениями (1), удовлетворяет первой гипотезе А. А. Ильюшина, утверждающей, что направление максимальной скорости сдвига совпадает с направлением максимального касательного напряжения.

Для плоского напряженного состояния уравнения (1) сводятся к

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= -p + 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \frac{\partial v_x}{\partial x}, \quad \sigma_{yy} = -p + 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \frac{\partial v_y}{\partial y}, \\ \sigma_{xy} &= \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right), \\ h &= \sqrt{2 \left(\frac{\partial v_x}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial v_y}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right)^2}.\end{aligned}\quad (2)$$

Из этих уравнений следует

$$\frac{\sigma_{yy} - \sigma_{xx}}{\sigma_{xy}} = \frac{2 \left(\frac{\partial v_y}{\partial y} - \frac{\partial v_x}{\partial x} \right)}{\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x}}.\quad (3)$$

Принимая

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}, \quad \sigma_{yy} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}, \quad \sigma_{xy} = -\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y}, \\ v_x &= -\frac{\partial \Psi}{\partial y}, \quad v_y = \frac{\partial \Psi}{\partial x}\end{aligned}$$

и вводя обозначения А. А. Ильюшина, а именно:

$$L = \frac{\partial^2}{\partial x^2} - \frac{\partial^2}{\partial y^2}, \quad M = \frac{\partial^2}{\partial x \partial y},$$

уравнение (3) можно написать в виде

$$L(\Phi)L(\Psi) + 4M(\Phi)M(\Psi) = 0.$$

Таким образом, мы получаем первое уравнение А. А. Ильюшина, связывающее функцию тока и функцию напряжения.

Второе уравнение А. А. Ильюшина получится, если выразить h через функцию тока, а компоненты напряженного состояния — через функцию напряжений в уравнении, которое вытекает из формулы (2)

$$\sqrt{\frac{(\sigma_{yy} - \sigma_{xx})^2}{4} + \sigma_{xy}^2} = \eta h + \tau_0.\quad (4)$$

Последнее равенство выражает собой вторую гипотезу А. А. Ильюшина, согласно которой максимальное касательное напряжение T всегда больше некоторой постоянной K (у нас она обозначена через τ_0) и является линейной функцией максимальной скорости сдвига. Это следует из того, что выражение, стоящее в левой части уравнения, и есть максимальное касательное напряжение, а h дает величину максимальной скорости сдвига.

При чистом сдвиге уравнение (4), выражающее вторую гипотезу А. А. Ильюшина, можно записать в форме, совпадающей с уравнением Бингама. Таким образом, уравнения для тела, удовлетворяющего условиям Ильюшина, так же как и уравнения бингамова тела, можно записать уравнениями (1). Задачу о движении подшипника скольжения мы будем решать, пользуясь уравнениями (1), которые впервые применял Г. Генки [13].

ПЛОСКОЕ ДВИЖЕНИЕ ВЯЗКО-ПЛАСТИЧНОГО ТЕЛА МЕЖДУ ДВУМЯ ЭКСЦЕНТРИЧЕСКИМИ ОКРУЖНОСТЯМИ (ПОДШИПНИК СКОЛЬЖЕНИЯ)

Подшипник не ограничен в направлении оси z . Рассматриваем установившееся движение вязко-пластичной смазки между двумя эксцентрическими окружностями с радиусом a и $a + \delta$, где $\delta \ll a$. Внутренняя окружность вращается с линейной скоростью U , внешняя — неподвижна.

Эксцентриситет равен e . Тогда уравнение внешней окружности, если начало полярных координат поместить в центре вращающейся окружности, запишется

$$r^2 = e^2 + (a + \delta)^2 + 2e(a + \delta) \cos \theta,$$

или, пренебрегая членами второго порядка малости,

$$r = a + \delta + e \cos \theta.$$

Обозначим величину $\delta + e \cos \theta$, которая дает нам величину зазора между окружностями, через h . Тогда граничные условия запишутся

$$\begin{aligned} v_r = 0, v_\theta = U & \text{ при } r = a, \\ v_r = 0, v_\theta = 0 & \text{ при } r = a + h, \end{aligned}$$

где v_r и v_θ — составляющие вектора скорости в полярной системе координат.

Уравнения стационарного течения, если пренебречь инерционными членами, имеют вид

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{r\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{r\varphi}}{r} &= 0, \\ \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{\varphi\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\partial \sigma_{r\varphi}}{\partial r} + \frac{2\sigma_{r\varphi}}{r} &= 0, \end{aligned} \quad (5)$$

где для вязко-пластичной среды

$$\begin{aligned} \sigma_{rr} &= -p + 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \frac{\partial v_r}{\partial r}, \\ \sigma_{\varphi\varphi} &= -p + 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \left(\frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{v_r}{r} \right), \\ \sigma_{r\varphi} &= \left(\eta + \frac{\tau_0}{h} \right) \left[\frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \varphi} + r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{v_\varphi}{r} \right) \right] \end{aligned}$$

и

$$h = + \sqrt{\left[\frac{\partial v_r}{\partial r} - \left(\frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{v_r}{r} \right) \right]^2 + \left[\frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \varphi} + r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{v_\varphi}{r} \right) \right]^2}.$$

Сюда необходимо присоединить уравнение неразрывности

$$\frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{v_r}{r} = 0. \quad (6)$$

Решаем задачу таким же методом, каким Зоммерфельд [15] решал аналогичную задачу для истинно вязкой жидкости.

Так как $\frac{\delta}{a} \ll 1$, то $\frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} \ll \frac{\partial v_\varphi}{\partial r}$, но $\frac{\partial v_r}{\partial r}$ имеет такой же порядок малости, как и $\frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi}$. Порядок $\frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial r}$ ниже порядка величины $\frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi}$.

Тогда с точностью до величин 1-го порядка малости по сравнению с $\frac{\partial v_\varphi}{\partial r}$

$$h = \left[r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{v_\varphi}{r} \right) \right]; \quad \sigma_{rr} = -p + 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{\left| \frac{\partial v_\varphi}{\partial r} \right|} \right) \frac{\partial v_r}{\partial r};$$

$$\sigma_{\varphi\varphi} = -p - 2 \left(\eta + \frac{\tau_0}{\left| \frac{\partial v_\varphi}{\partial r} \right|} \right) \frac{\partial v_r}{\partial r}; \quad \sigma_{r\varphi} = \eta \left(\frac{\partial v_\varphi}{\partial r} - \frac{v_\varphi}{r} \right) + \tau_0 \frac{\frac{\partial v_\varphi}{\partial r}}{\left| \frac{\partial v_\varphi}{\partial r} \right|}.$$

Подставляем эти значения в уравнения (5). Получаем с точностью до величин порядка $\frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi}$

$$-\frac{\partial p}{\partial r} + \eta \frac{\partial^2 v_r}{\partial r^2} + 2\tau_0 \frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{\frac{\partial v_r}{\partial r}}{\left| \frac{\partial v_\varphi}{\partial r} \right|} \right] = 0, \quad (7)$$

$$-\frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial \varphi} + \eta \left(\frac{\partial^2 v_\varphi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial r} \right) - \frac{2\tau_0}{r} = 0. \quad (8)$$

Отрицательный знак перед $\frac{2\tau_0}{r}$ выбран потому, что $\frac{\partial v_\varphi}{\partial r}$ в нашем случае имеет отрицательное значение. Интегрируя по r уравнение (7), получаем

$$p = \eta \frac{\partial v_r}{\partial r} + 2\tau_0 \frac{\frac{\partial v_r}{\partial r}}{\left| \frac{\partial v_\varphi}{\partial r} \right|} + P(\varphi). \quad (9)$$

Но из уравнения (8) следует, что $P(\varphi)$ имеет порядок большей из величин $\frac{\eta' a}{\delta^2}$ и τ_0 , в то время как первые два члена в уравнении (9), зависящие от r , имеют порядок

$$\frac{\eta U}{a} \text{ и } \frac{\tau_0 \delta}{a}.$$

Если внутри области есть участки, где $\frac{\partial v_\varphi}{\partial r}$ обращается в нуль, порядок второго члена повышается, и необходимо принимать его во внимание.

Будем считать p не зависящим от r ; случай же, когда это становится несправедливым, рассмотрим отдельно.

Тогда

$$\frac{\partial^2 v_\varphi}{\partial r^2} = \frac{1}{\eta a} \left(\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 \right); \quad v_\varphi = \frac{1}{\eta a} \left(\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 \right) \frac{x^2}{2} + Ax + B.$$

Удовлетворяя граничным условиям: $v_\varphi = U$ при $x=0$, $v_\varphi = 0$ при $x=h$ и заменяя $\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0$ через $\frac{\partial p'}{\partial \varphi}$, получим

$$v_\varphi = \frac{1}{2\eta a} \frac{\partial p'}{\partial \varphi} x(x-h) \frac{U(x-h)}{h}. \quad (10)$$

Используя несжимаемость жидкости, мы получим обычным путем, соотношение

$$\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 = \frac{6a\eta U(h-h_0)}{h^3}; \quad (11)$$

здесь h_0 — расстояние между шипом и подшипником при $\varphi = \varphi_0$, где $\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 = 0$.

Величину h_0 находим, требуя, чтобы $p(2\pi) = p(0)$,

$$4\pi\tau_0 = 6a\eta U \left[\int_0^{2\pi} \frac{d\varphi}{h^2} - h_0 \int_0^{2\pi} \frac{d\varphi}{h^3} \right]. \quad (12)$$

Но

$$\int_0^{2\pi} \frac{d\varphi}{h^2} = \frac{I_2}{e^2} = \frac{2\pi\alpha}{e^2 \sqrt{(\alpha^2 - 1)^3}},$$

где $\alpha = \frac{\delta}{e}$ и

$$\int_0^{2\pi} \frac{d\varphi}{h^3} = \frac{I_3}{e^3} = \frac{\pi(2\alpha^2 + 1)}{\sqrt{(\alpha^2 - 1)^3}}.$$

Тогда

$$h_0 = \frac{eI_2}{I_3} - \frac{2\pi\tau_0 e^3}{3a\eta UI_3} = \frac{2e\alpha(\alpha^2 - 1)}{(2\alpha^2 + 1)} - \frac{2\pi\tau_0 e^3 \sqrt{(\alpha^2 - 1)^3}}{3a\eta U(2\alpha^2 + 1)}. \quad (13)$$

Для $\sigma_{r\varphi}$ получаем выражение

$$\sigma_{r\varphi} = \eta \frac{\partial v_\varphi}{\partial x} - \tau_0 = \frac{1}{\eta a U} \frac{\partial p'}{\partial \varphi} x - \frac{3U(h-h_0)}{h^2} + \frac{\tau_0 h}{a} - \frac{U}{h} - \tau_0.$$

Момент внешних сил, действующих на шип, равен

$$\begin{aligned} M = & - \int_0^{2\pi} (\sigma_{r\varphi})_{x=0} a^2 d\varphi = a^2 \eta U \int_0^{2\pi} \frac{(4h-3h_0) d\varphi}{h^2} - \\ & - a\tau_0 \int_0^{2\pi} h d\varphi + 2\pi a^2 \tau_0 = \frac{4\pi\eta U a^2 \alpha (\alpha^2 + 2)}{8 \sqrt{\alpha^2 - 1} (2\alpha^2 + 1)} + \\ & + 2\pi a^2 \tau_0 + \frac{4\pi a \delta \tau_0 (\alpha^2 - 1)}{(2\alpha^2 + 1)} \end{aligned}$$

Но последним членом можно пренебречь, так как он меньше предыдущего по крайней мере в $\frac{\delta}{a}$ раз. Окончательно получаем

$$M = \frac{4 \pi \eta U a^2 \alpha (x^2 + 2)}{\delta \sqrt{\alpha^2 - 1} (2\alpha^2 + 1)} + 2 \pi a^2 \tau_0. \quad (14)$$

Для отыскания величины α и угла ψ между осью $\varphi=0$ и направлением нагрузки имеем два уравнения

$$\int_0^{2\pi} p a \sin \varphi d\varphi - \int_0^{2\pi} \tau_{r\varphi} a \cos \varphi d\varphi = F \sin \psi,$$

$$\int_0^{2\pi} p a \cos \varphi d\varphi + \int_0^{2\pi} \tau_{r\varphi} a \sin \varphi d\varphi = F \cos \psi.$$

Пренебрегая $\tau_{r\varphi}$ по сравнению с p и учитывая, что $p(2\pi) = p(0)$, получаем

$$a \int_0^{2\pi} \frac{\partial p}{\partial \varphi} \cos \varphi d\varphi = F \sin \psi, \quad a \int_0^{2\pi} \frac{\partial p}{\partial \varphi} \sin \varphi d\varphi = -F \cos \psi.$$

Подставляя вместо $\frac{\partial p}{\partial \varphi}$ его значение из уравнения (11), получаем

$$6 a^2 \eta U \left[\int_0^{2\pi} \frac{\cos \varphi d\varphi}{h^2} - h_0 \int_0^{2\pi} \frac{\cos \varphi d\varphi}{h^3} \right] = F \sin \psi,$$

$$6 a^2 \eta U \left[\int_0^{2\pi} \frac{\sin \varphi d\varphi}{h^2} - h_0 \int_0^{2\pi} \frac{\sin \varphi d\varphi}{h^3} \right] = -F \cos \psi.$$

Так как правая часть последнего уравнения равна нулю, $\cos \psi = 0$, $\psi = \frac{\pi}{2}$, и мы получаем из первого уравнения

$$F = \frac{12 \pi a^2 \eta U}{\delta^2} \frac{\alpha^2}{\sqrt{\alpha^2 - 1} (2\alpha + 1)} - \frac{12 \pi a \tau_0 \alpha}{2\alpha^2 + 1}. \quad (15)$$

Формулы (14) и (15), как мы уже упоминали, справедливы лишь при условии, что в пространстве между шипом и подшипником нет точек, где $\frac{\partial v_\varphi}{\partial r}$ обращается в нуль. Найдем, в каких же случаях это требование перестает выполняться.

Формула (10) дает

$$v_\varphi = \frac{x}{2\eta a} \left(\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 \right) (x - h) - \frac{U(x - h)}{h}$$

и

$$\frac{\partial v_\varphi}{\partial x} = \frac{1}{\eta a} \left(\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 \right) x - \frac{h}{2\eta a} \left(\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 \right) - \frac{U}{h}$$



В той части пространства, где $\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0$ больше нуля, $\frac{\partial v_\varphi}{\partial x}$ нигде не обратится в нуль, если

$$\frac{1}{2\eta} a \left(\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 \right) h - \frac{U}{h} < 0$$

во всех точках границы.

Подставляя $\frac{6a\eta U(h-h_0)}{h^3}$ вместо $\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0$ и принимая во внимание, что $\frac{\partial p}{\partial \varphi}$ имеет максимум при $h = \frac{3}{2}h_0$, где также

$$\frac{1}{2\eta a} \left(\frac{\partial p}{\partial \varphi} + 2\tau_0 \right) h - \frac{U}{h} = 0,$$

мы приходим к следующему выводу: если нет такого φ , при котором $h = \frac{3}{2}h_0$, то нет таких точек, где $\frac{\partial v_\varphi}{\partial r}$ обращается в нуль.

Но $h < \frac{3}{2}h_0$ при любом φ , когда α больше α критического, при котором

$$1 + \alpha_{кр} = \frac{3}{2} \frac{2\alpha(\alpha^2 - 1)}{(2\alpha_{кр}^2 + 1)}.$$

Решая это уравнение, получаем

$$\alpha_{кр} = \frac{3 + \sqrt{13}}{2}.$$

Величина α критического получается, как естественно было ожидать, такой, как и $\alpha_{кр}$ для истинно вязкой жидкости, полученная акад. Л. С. Лейбензоном [14, 16].

Для того чтобы исключить те участки границы $r=a$, где $\frac{\partial v_\varphi}{\partial r}$ может обратиться в нуль, достаточно потребовать, чтобы

$$-3h_{\min} \left(\frac{h_{\min} - h_0}{h_{\min}^3} \right) - \frac{U}{h_{\min}} < 0.$$

Это условие выполняется для $\alpha > 2$ и тем более для $\alpha > \alpha_{кр}$.

Таким образом, если $\alpha > \alpha_{кр} = \frac{3 + \sqrt{13}}{2}$, формулы (14) и (15) являются справедливыми.

Применим полученные результаты к подшипнику с радиальным зазором $\delta = 0.05$ мм и радиусом $a = 25$ мм. Пусть нагрузка на единицу длины равна 50 кг/см. В качестве смазки возьмем солидол [17], для которого $\tau_0 = 4200$ дин/см² и $\eta = 69$ пуазов. При этих данных величина второго члена правой части формулы (15) меньше, чем 10^{-1} кг/см, и при вычислении α из уравнения (15) можно пренебречь членом, содержащим τ_0 , совершая ошибку, не превосходящую 0.2%.

Значение числа оборотов, соответствующее $\alpha_{кр}$, получается равным 1.9 об/мин. Используя формулу (15) и пренебрегая в ней членом с τ_0 , формулу (14) можно записать в виде

$$M = \delta F \frac{\alpha^2 + 2}{3\alpha} + 2\pi a^2 \tau_0. \quad (16)$$

При $\alpha = \alpha_{кр}$ первый член в формуле (16) равен $3.2 \cdot 10^5$ дин, а второй $2.5 \cdot 10^5$ дин¹. Таким образом, вязкие и пластичные свойства смазки в данном случае в равной степени определяют значение вращающего момента. Для смазки «grease high melting point» $\tau_0 = 6790$ дин/см², а $\eta = 86$ пуазов [17], и член с τ_0 дает около 60% значения вращающего момента при $\alpha = \alpha_{кр}$, т. е. при скорости вращения 1.5 об/мин.

При возрастании угловой скорости α растет и первый член в формуле (16), приобретая все большее удельное значение. При $N = 100$ об/мин. в разбираемом нами подшипнике влияние пластичных свойств данных консистентных смазок становится незначительным.

Настоящая работа выполнена по предложению и при консультации проф. М. П. Воларовича, которому автор приносит глубокую благодарность за проявленное к работе внимание.

ВЫВОДЫ

1. Показано, что уравнения А. А. Ильюшина и уравнения Генки описывают поведение одного и того же реологического тела, рассматривавшегося также Бингамом, М. П. Воларовичем и рядом других авторов.

2. Получено дифференциальное уравнение, приближенно описывающее течение вязко-пластичного тела в подшипнике скольжения.

3. Найдены формулы для вычисления эксцентриситета вала в подшипнике и вращающего момента в случае вязко-пластичной смазки.

4. В пластично-вязкой среде эксцентриситет и вращающий момент определяются тремя безразмерными числами. Кроме отношения $\frac{\delta}{a}$ и числа Зоммерфельда $S_m = \frac{2\pi a^2 \eta u}{\delta^2 F}$ играет роль также число Сен-Венана $S_v = \frac{\eta u}{\delta \tau_0}$.

Институт машиноведения АН СССР

ЛИТЕРАТУРА

1. Гидродинамическая теория смазки. Сборник из серии «Классики естествознания», под ред. акад. Л. С. Лейбензона, ГТТИ, 1934.
2. Воларович М. П. Вязкость смазочных масел при низких температурах. Изд. АН СССР, 1944.
3. Rheology Bulletin, Public. Soc. of Rheology, 13, № 3, 16, 1942.
4. Труды совещания по вязкости жидкостей и коллоидов при Институте машиноведения АН СССР, т. 1, 1941, т. 2, 1944.
5. Bingham E. C. Fluidity a. Plasticity. New-York, 1922.
6. Воларович М. П. Труды Института прикладной минералогии, № 66, 1934.
7. Buckingham E. Proc. Amer. Soc. Test. Mater., 21, 1, 154, 1921.
8. Reiner M. a Riwlin R. Koll. Zeitschr., 43, 1, 1927.
9. Воларович М. П. и Толстой Д. М. Журн. физ. хим. 4, 1815, 1933.
10. Ungar G. Koll. Zeitschr., 69, 30, 1934; 71, 16, 1935.
11. Воларович М. П. и Гуткин А. М. ЖТФ, 16, 321, 1946.
12. Член-корр. АН СССР Ильюшин А. А. Труды конференции по пластическим деформациям. Изд. АН СССР, 1938.
13. Непску Н. Z. f. angew. Math. u. Mech., 5, 115, 1925.
14. Акад. Лейбензон Л. С. Элементы математической теории пластичности, стр. 34. Гостехиздат, 1943.
15. Sommerfeld A. Z. f. Math. u. Phys. 50, 1904.
16. Акад. Лейбензон Л. С. см. сноска 1, стр. 539.
17. Воларович М. П. и Лошакова Е. П. Колл. журн., 8, 127, 1946.

¹ Момент получается в динах, так как расчет производится для единицы длины подшипника.

А. Н. ГРУБИН

ГИДРОДИНАМИЧЕСКАЯ ТЕОРИЯ СМАЗКИ АРХИМЕДОВЫХ ЧЕРВЯЧНЫХ ПЕРЕДАЧ В ПРОСТЕЙШИХ ПРЕДПОЛОЖЕНИЯХ

ВВЕДЕНИЕ

Настоящая статья ставит своей целью осветить лишь первый этап поставленной автором задачи о разработке гидродинамической теории смазки червячных передач с цилиндрическим червяком.

При разработке этого этапа вязкость смазки принята постоянной, т. е. не зависящей от температуры и давления. Кроме того, здесь не учтено влияние деформаций червячной пары. Далее рассмотрены лишь наиболее распространенные в СССР архимедовы червячные передачи, т. е. такие передачи, где червяк имеет прямолинейный профиль в осевом сечении.

Следует отметить, что на основе разработки этого первого этапа нельзя получить надежные численные результаты. Однако оказалось вполне возможным получить ряд весьма качественных выводов, позволяющих практически использовать полученные результаты.

А. ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ РАБОТЫ МАСЛЯНОГО СЛОЯ

1. Контактные линии

На рис. 1 изображены проекции контактных линий для различных фаз зацепления архимедовой червячной передачи на плоскость XOZ , параллельную осям червяка и червячного колеса, и на плоскость YOZ , перпендикулярную к оси червяка. Расположение координатных осей выбрано так, что ось OX совпадает с осью червяка, а ось OY — с линией кратчайшего расстояния между осями червяка и червячного колеса.

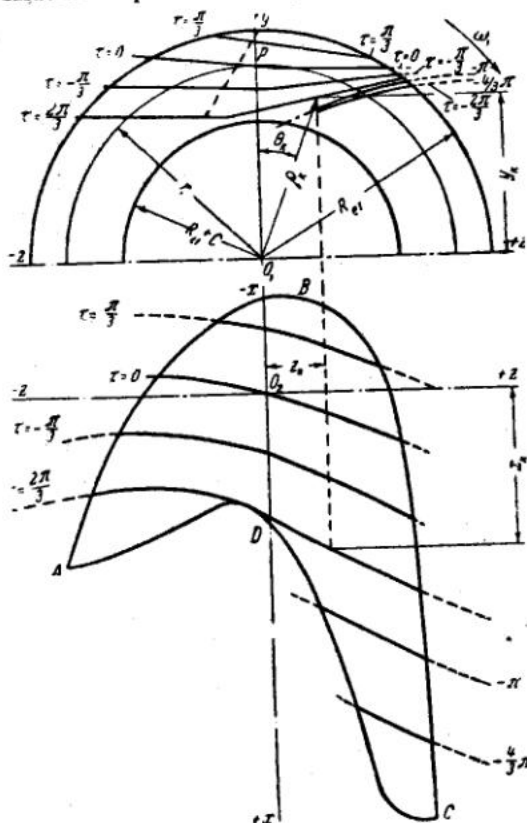


Рис. 1. Поле зацепления и контактные линии

На рис. 1 изображены проекции контактных линий для различных фаз зацепления архимедовой червячной передачи на плоскость XOZ , параллельную осям червяка и червячного колеса, и на плоскость YOZ , перпендикулярную к оси червяка. Расположение координатных осей выбрано так, что ось OX совпадает с осью червяка, а ось OY — с линией кратчайшего расстояния между осями червяка и червячного колеса.

Начальная фаза зацепления ($\tau=0$) соответствует соприкосновению профилей витков червяка и зубьев червячного колеса в сечении средней плоскостью XOY червячного колеса в полюсе зацепления P (рис. 1). Другие фазы зацепления характеризуются углом поворота червяка τ от своего начального положения.

Линия ABC представляет собой проекцию на плоскость XOZ кривой, ограничивающей поверхность зацепления на червяке, линия ADC — проекцию на эту же плоскость кривой, ограничивающей поверхность зацепления на червячном колесе. Весь контур $ABCD$ является проекцией на плоскость XOZ контура поля зацепления червяка с червячным колесом. Этим контуром ограничивается длина контактных линий. Далее, на рис. 1 изображены три окружности радиусов R_{e1} , r_1 и $(R_{11}+C)$, где R_{e1} — радиус цилиндра выступов червяка, r_1 — радиус начального цилиндра, R_{11} — радиус цилиндра впадин червяка, C — радиальный зазор. Очевидно, что проекции контактных линий на плоскость YOZ должны располагаться в части плоскости, ограниченной первой и третьей окружностями. Наконец на рис. 1 нанесены проекции контактных линий, соответствующие различным фазам зацепления. Построение контура $ABCD$ и проекций контактных линий изложено в книге автора «Червячное зацепление» [1].

Рассмотрение проекций контактных линий на плоскость YOZ позволяет сделать вывод, что эти кривые с большой точностью могут быть заменены ломаными линиями, состоящими из отрезков двух прямых, а в некоторых случаях (для коротких контактных линий) и одним отрезком прямой. Таким образом, уравнения этих линий будут иметь вид

$$y_k = az_k + b, \quad (1)$$

где y_k и z_k — прямоугольные координаты контактных линий, a и b — постоянные коэффициенты.

2. Зазор между поверхностями витков червяка и зубьев червячного колеса

На рис. 2 изображена координатная плоскость YOZ . MKM — проекция контактной линии, BB — след сечения червяка плоскостью, перпендикулярной к оси колеса, K — точка контактной линии, лежащая в плоскости BB .

Найдем выражение для зазора в некоторой точке A витка червяка, лежащей в плоскости BB и имеющей координаты u и z . Зазор будем измерять в направлении, параллельном оси червяка. Обозначим величину этого зазора через h .

Как известно из теории червячного зацепления [1], в любом сечении, перпендикулярном к оси червячного колеса, процесс зацепления аналогичен таковому для реечного зацепления, причем как раз сечение витков червяка дает рейку с криволинейным профилем.

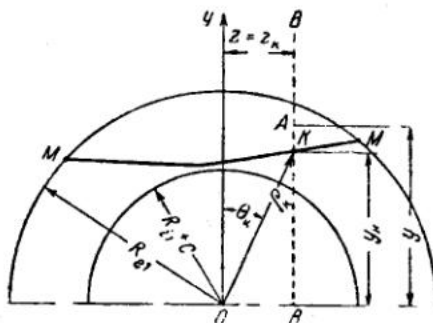


Рис. 2. Определение зазора в точке A поверхности червяка

На рис. 3 изображены соответствующие профили червяка DE и червячного колеса MN , соприкасающиеся в точке K . Здесь Ox — ось червяка, A — рассматриваемая нами точка (см. рис. 2).

Поскольку в дальнейшем нас будут интересовать лишь зазоры в области, весьма близкой к контактной линии, заменим криволинейный реечный профиль DE прямолинейным профилем D_1E_1 , с профильным углом рейки α_k , равным углу, который составляет касательная к DE в точке K с вертикалью. Соответственно этому профиль MN зуба червячного колеса заменится эвольвентным профилем M_1N_1 .

Если принять во внимание, что благодаря наличию между поверхностями масляной пленки в точке K имеется некоторый зазор, который мы обозначим через h_{\min} , то для точек, весьма близких к K , получим

$$h = h_{\min} + \frac{(y - y_k)^2}{2 \rho_{\text{ЭК}} \cos^3 \alpha_k}, \quad (2)$$

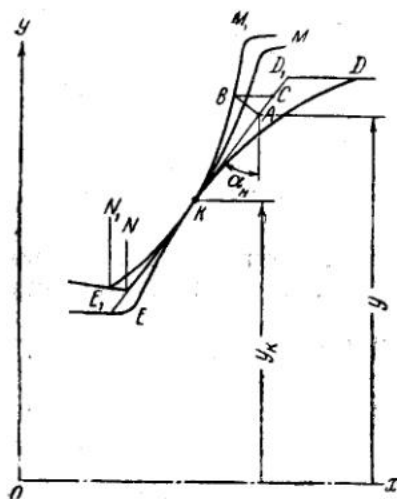


Рис. 3. Определение зазоров в сечении, параллельном оси червяка

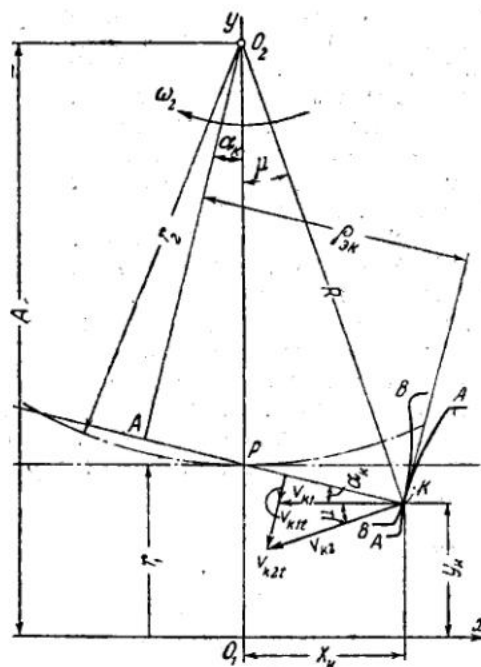


Рис. 4. Определение радиуса кривизны эвольвенты. Касательные составляющие скоростей профилей

где $\rho_{\text{ЭК}}$ — радиус кривизны эвольвенты в точке K . Из рассмотрения рис. 4 находим

$$\rho_{\text{ЭК}} = \frac{r_1 - y_k + r_2 \sin^2 \alpha_k}{\sin \alpha_k} \quad (3)$$

где r_2 — радиус начального цилиндра червячного колеса. Отсюда

$$h = h_{\min} + \frac{(y - y_k)^2 \operatorname{tg} \alpha_k (1 + 2 \operatorname{tg}^2 \alpha_k)}{2 (r_1 - y_k + r_2 \operatorname{tg}^2 \alpha_k)} \quad (4)$$

Введем теперь в рассмотрение новые координаты y_1 и z_1 , расположив соответствующую систему координатных осей Y_1OZ_1 (рис. 5)

так, чтобы ось O_1Z_1 совпадала с соответствующим отрезком данной проекции контактной линии, а начало координат O_1 — с основанием перпендикуляра, опущенного из точки O на ось O_1Z_1 . В новых координатах h получит следующее выражение:

$$h = h_{\min} + \frac{(1+a^2) \operatorname{tg} \alpha_k (1+2 \operatorname{tg}^2 \alpha_k) y_1^2}{2 [r_1 - k \cos \varphi + r_2 \operatorname{tg}^2 \alpha_k - (z_1 - y_1 \operatorname{tg} \varphi) \sin \varphi]}, \quad (5)$$

где (см. рис. 5)

$$\begin{aligned} \varphi &= |\operatorname{arc} \operatorname{tg} a|, \\ k &= b \cos \varphi. \end{aligned}$$

Так как нас интересуют значения зазоров лишь в непосредственной близости к контактной линии, то разложим функцию h в ряд Маклорена по степеням переменной y_1 , ограничившись первыми тремя членами ряда. Тогда получим

$$h = h_{\min} + \frac{(1+a^2) \operatorname{tg} \alpha_k (1+2 \operatorname{tg}^2 \alpha_k)}{2 (r_1 - k \cos \varphi + r_2 \operatorname{tg}^2 \alpha_k - z_1 \sin \varphi)} y_1^2. \quad (6)$$

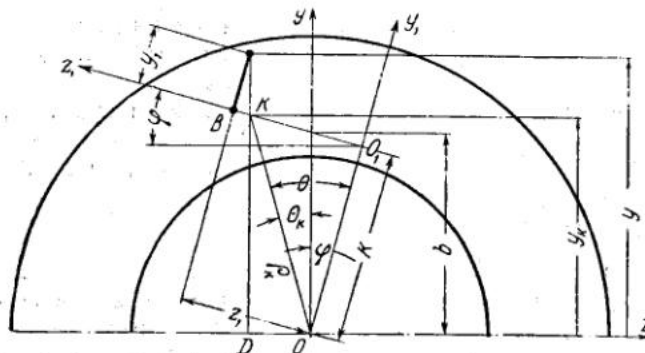


Рис. 5. Расположение основных осей координат

Как известно из теории червячного зацепления [1],

$$\operatorname{tg} \alpha_k = \operatorname{tg} \alpha \cos \theta_k - \frac{S}{2\pi\rho_k} \sin \theta_k, \quad (7)$$

где θ_k и ρ_k — полярные координаты контактных линий (см. рис. 1 — 2), α — профильный угол червяка в осевом сечении, S — ход червяка.

При подстановке значений $\operatorname{tg} \alpha_k$ в уравнение (6) θ_k и ρ_k определяются нижеследующими уравнениями (см. рис. 5):

$$\left. \begin{aligned} \operatorname{tg} \theta &= \frac{z_1}{k} \\ \theta_k &= \pm (\theta - \varphi) \\ \rho &= \frac{k}{\cos \theta} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Обозначим

$$\frac{(1+a^2) \operatorname{tg} \alpha_k (1+2 \operatorname{tg}^2 \alpha_k)}{2 (r_1 - k \cos \varphi + r_2 \operatorname{tg}^2 \alpha_k - z_1 \sin \varphi)} = f(z_1) = K.$$

Тогда, очевидно,

$$h = h_{\min} + K y_1^2. \quad (9)$$

Очевидно, что нас интересует характер функций $K=f(z_1)$ в пределах от $z_1=z_{1\max}$ до $z_1=z_{1\min}$, где $z_{1\min}$ и $z_{1\max}$ — наименьшее и наибольшее значение координаты z_1 для соответствующего отрезка проекции контактной линии. Многочисленные расчеты показывают, что для всех левых ветвей контактных линий

$$K=a_0=\text{const}, \quad (10)$$

а для всех правых ветвей

$$K=a_0+b_0 z_1, \quad (11)$$

где a_0 и b_0 — постоянные коэффициенты, определяемые каждый раз расчетом.

Б. ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ РАБОТЫ МАСЛЯНОГО СЛОЯ

1. Суммарная скорость поверхностей трения

С достаточной степенью точности можно считать, что суммарная скорость поверхностей трения V в червячной передаче складывается из двух составляющих, из которых одна, V_1 , равна линейной скорости вращения червяка (рис. 6), т. е.

$$V_1=\rho_R \omega_1, \quad (12)$$

где ω_1 — угловая скорость вращения червяка, а другая, V_2 , равна сумме касательных составляющих V_{k1t} и V_{k2t} скоростей профилей червяка V_{k1} и червячного колеса V_{k2} (см. рис. 4).

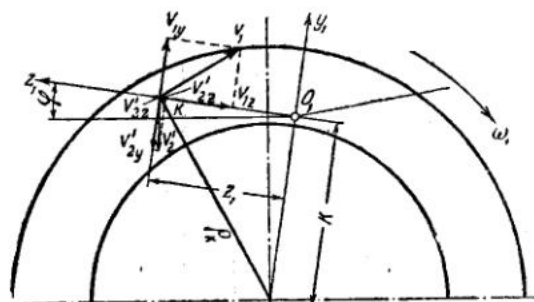


Рис. 6. Составляющие суммарной скорости поверхностей трения

Из рассмотрения рис. 4, на котором изображен контакт профиля червяка AA с профилем червячного колеса BB , общая нормаль PK к которым проходит через полюс P , следует, что

$$V_2=\omega_1 \left[r_1 \operatorname{tg} \lambda \sin \alpha_k + \frac{R}{i} \sin (\mu + \alpha_k) \right], \quad (13)$$

где $i=\frac{\omega_1}{\omega_2}$ — передаточное число, λ — угол подъема винтовой линии на начальном цилиндре червяка, R и μ — вспомогательные величины, определяемые по формулам

$$\left. \begin{aligned} R &= \sqrt{(A-y_k)^2 + x_k^2} \\ \sin \mu &= \frac{x_k}{R} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Здесь A — межосевое расстояние, x_k и y_k — координаты точки K .

Обозначая проекцию V_2 на плоскость YOZ через V'_2 и раскладывая скорости V_1 и V'_2 на составляющие по осям OY_1 и OZ_1 (см. рис. 6), получим

$$\left. \begin{aligned} V_{1y} &= z_1 \omega_1 \\ V_{1z} &= k \omega_1 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

$$\left. \begin{aligned} V'_{2y} &= V_2 \cos \alpha_k \cos \varphi \\ V'_{2z} &= V_2 \cos \alpha_k \sin \varphi \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Если обозначить суммарную составляющую скорости V по оси O_1Y_1 через V_y , а по оси O_1Z_1 — через V_z , то

$$V_y = z_1 \omega_1 + V'_{2y}, \quad V_z = k \omega_1 + V'_{2z}. \quad (17)$$

Полагая на основании многочисленных расчетов

$$V'_{2y} = (a_1 + b_1 z_1) \omega_1, \quad (18)$$

где a_1 и b_1 — постоянные коэффициенты, определяемые расчетом, и пренебрегая весьма незначительной по величине составляющей V'_{2z} , получим окончательно

$$V_y = L \omega_1; \quad V_z = k \omega_1, \quad (19)$$

где

$$L = a_1 + (1 + b_1) z_1. \quad (20)$$

2. Давление в масляном слое

Как показывают опыты, проведенные А. М. Эртедем в ЦНИИТМАШ [2], при наличии даже микроскопических рисок от механической обработки перетекание смазки в направлении контактных линий двух трущихся тел не имеет места. Кроме того, более подробный теоретический анализ [3] также подтверждает отсутствие перетекания смазки в рассматриваемом нами случае.

Эти соображения позволяют нам применить к нашей задаче двухразмерную теорию смазки, разработанную Рейнольдсом [4], ограничившись при этом учетом составляющей V_y суммарной скорости по поверхностям трения вдоль оси O_1Y_1 .

Применяя основное уравнение двухразмерной теории смазки к нашему случаю, получим

$$\frac{\partial p}{\partial y_1} = 6\mu V_y \frac{h - h_0}{h^3} = 6\mu \omega_1 L \frac{h - h_0}{h^3}, \quad (21)$$

где p — давление в масляном слое, μ — вязкость смазки, h_0 — значение h при $\frac{\partial p}{\partial y_1} = 0$.

Интегрируя это уравнение методом, предложенным А. М. Эртедем [5], получим

$$p = \frac{3\mu \omega_1}{h_{\min}^{3/2}} \cdot \frac{L}{\sqrt{K}} p^*, \quad (22)$$

где L определяется уравнением (20), K — уравнениями (10) и (11), а p^* — нижеследующим уравнением:

$$p^* = 0.12645 + 0.0805 \left(\arctg t + \frac{t}{1+t^2} \right) - 0.613 \frac{t}{(1+t^2)^2}; \quad (23)$$

$$t = \sqrt{\frac{K}{h_{\min}}} y_1; \quad (24)$$

$$h = h_{\min} (1 + t^2). \quad (25)$$

Мы видим, что в конечном счете p является функцией координат y_1 и z_1 . На рис. 7 представлена кривая изменения p^* в зависимости от параметра t . Заметим, что p_{\max}^* соответствует значению $t_1 = -0.475$, а $p_{\min}^* = 0$ — значению $t_2 = 0.475$. Полагая в уравнении (23) $t = t_2 = 0.475$, получим $p_{\max}^* = 0.253$.

Для всех фаз зацепления, для которых проекция контактной линии на плоскость YOZ состоит из двух ветвей, мы имеем две зоны давлений в масляном слое: одна из этих зон концентрируется около левой ветви контактной линии, другая — около правой.

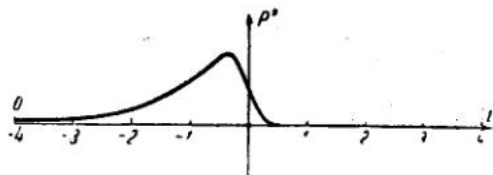


Рис. 7. Зависимость p^* от t

рис. 7. Однако масштаб ординат этого графика зависит от всей совокупности множителей, стоящих перед p^* в уравнении (22). Если обозначить:

$$A = \frac{3\mu\omega_1}{h_{\min}^{3/2}} \cdot \frac{L}{\sqrt{K}}, \quad (26)$$

то

$$p = Ap^*. \quad (27)$$

Легко заметить, что A зависит только от величины z_1 . На рис. 8 слева представлен график величины A для левых ветвей контактных линий, на рис. 8 справа — аналогичный график для правых ветвей. Отрицательный участок диаграммы на рис. 8 слева объясняется характером функций L , а именно: так как $L = a_1 + (1 + b_1)z_1$, то при

$$z_1 = z_0 = -\frac{a_1}{1 + b_1}, \quad (28)$$

$$L = 0.$$

Для левых ветвей контактных линий $a_1 < 0$; $1 + b_1 > 0$. Поэтому $z_0 > 0$ и, обычно, $z_0 > z_{1 \min}$, благодаря чему на графике величины A появляется отрицательный участок, а при $z_1 = z_0$ $A = 0$ и, следовательно, $p = 0$.

На верхней проекции рис. 1 пунктиром изображено геометрическое место точек проекций контактных линий, для которых $p = 0$. Соответствующая зона зацепления располагается на стороне входа червяка в зацепление.

Отрицательные участки графиков величины A не обозначают того, что при этом $p < 0$. Их смысл заключается в том, что здесь скорость V_y меняет свой знак, вследствие чего диаграмма для p^* (рис. 7) поворачивается на 180° около своей оси.

Для правых ветвей контактных линий $a_1 > 0$; $1 + b_1 > 0$, вследствие чего $z_0 < z_{1 \min}$, и отрицательный участок на соответствующем графике отсутствует.

Абсолютные величины A , а значит, и p растут по мере возрастания абсолютного значения разности $(z_1 - z_0)$ и имеют наибольшее значение на концах соответствующих участков контактных линий. Объясняется это ростом величины V_y по мере возрастания $(z_1 - z_0)$. При малых значениях $(z_1 - z_0)$, т. е. в области, соответствующей примерно середине ширины червячного колеса, давления p имеют весьма малое значение, а в ряде случаев даже равны нулю.

Что касается значений A , а следовательно, и p при одном и том же значении $(z_1 - z_0)$ для разных фаз зацепления, то здесь следует отметить, что A и p падают по мере перехода от начальных фаз зацепления к конечным. Наконец, надо отметить, что на левых ветвях контактных линий развиваются, вообще говоря, меньшие давления, чем на правых. Это объясняется тем обстоятельством, что для левых ветвей составляющие V_{1y} и V'_{2y} суммарной скорости V_y вычитаются, в то время как для правых ветвей они складываются.

Общая перспективная картина распределения давлений в масляном слое представлена на рис. 9 для левой ветви контактной линии и на рис. 10 для правой ветви.

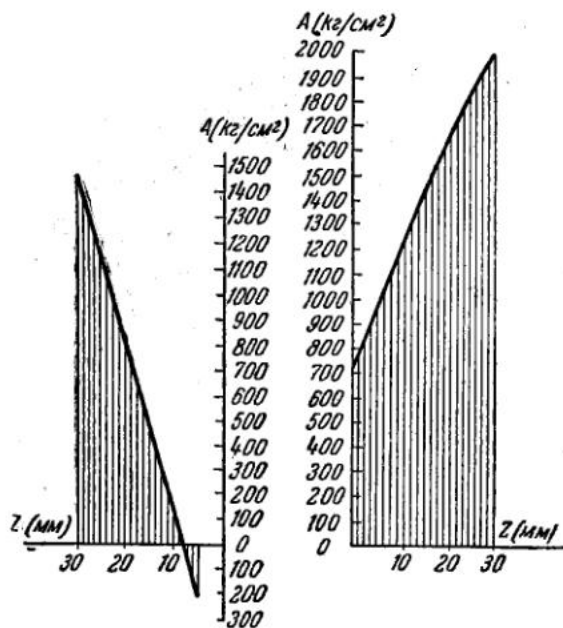


Рис. 8. Диаграммы масштабных коэффициентов давления в масляном слое

3. Грузоподъемность масляного слоя

Найденное нами выше давление p является нормальным давлением, т. е. давлением, действующим по нормали к поверхностям витков червяка и зубьев червячного колеса. Для составляющей вдоль оси червяка справедливо приближенное равенство

$$p_x \cong \cos \alpha \cdot \cos \lambda \cdot p. \quad (29)$$

Считая, что окружное усилие P на червячном колесе равно осевому усилию на червяке, найдем, что

$$P = \int_{z_1 = z_{1 \min}}^{z_1 = z_{1 \max}} \int_{y_1 = -\infty}^{y_1 = 0.475 \sqrt{\frac{h_{\min}}{K}}} p_x dy_1 dz_1. \quad (30)$$

Используя полученное ранее выражение для p [см. уравнения (22) — (24)], получим:
при $K = a_0$

$$P = 1.2235 \cos \alpha \cos \lambda \frac{\mu \omega_1}{h_{\min} a_0} \{ (z_{1 \max} - z_0) [a_1 + 0.5(1 + b_1)(z_{1 \max} + z_0)] + \\ + (z_{1 \min} - z_0) [a_1 + 0.5(1 + b_1)(z_0 + z_{1 \min})] \}; \quad (31)$$

при $K = a_0 + b_0 z_1$

$$P = 1.2235 \cos \alpha \cos \lambda \frac{\mu \omega_1 (1 + b_1)}{h_{\min} b_0} [z_{1 \max} - z_{1 \min} - \\ - \left(\frac{a_0}{b_0} - \frac{a_1}{1 + b_1} \right) \ln \frac{a_0 + b_0 z_{1 \max}}{a_0 + b_0 z_{1 \min}}]. \quad (32)$$

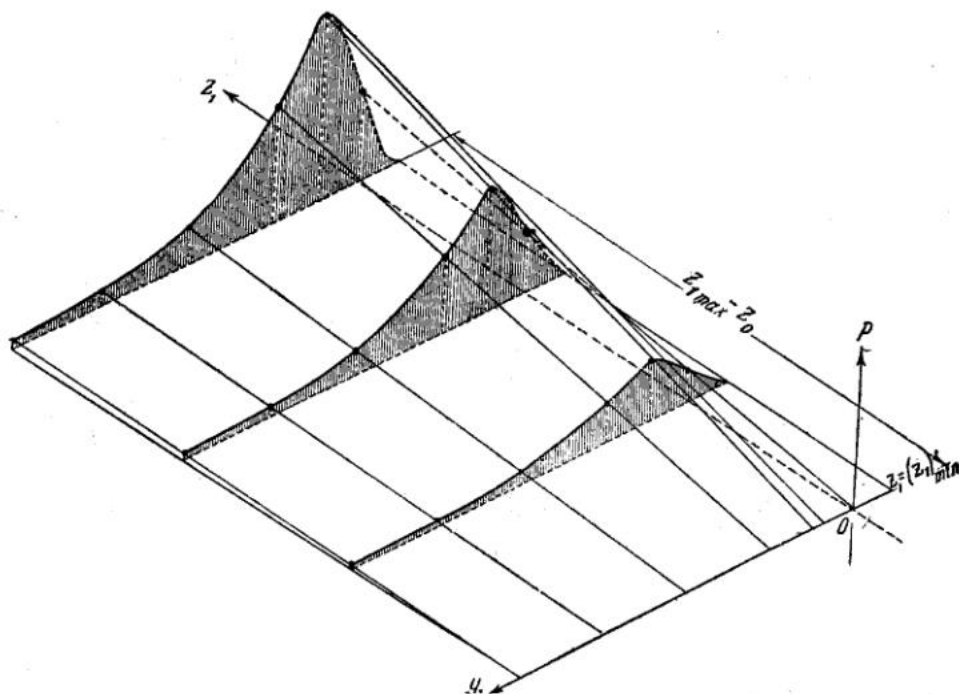


Рис. 9. Перспективная диаграмма давлений в масляном слое для левых ветвей контактных линий

4. Момент трения в масляном слое

Рассмотрим элементарный поток смазки в направлении, перпендикулярном к оси $O_1 Z_1$ (см. рис. 5), т. е. поток смазки, для которого $z_1 = \text{const}$.

Как известно из гидродинамической теории смазки [4], элементарная сила трения q в таком потоке, представляющая собой сумму элементарных сил трения поверхностей двух трущихся тел на их границе со слоем смазки, может быть представлена в следующем виде:

$$q = -\frac{6\mu V y}{h^3} (h - h_0) = -6\mu \omega_1 L \frac{h - h_0}{h^3}. \quad (33)$$

Очевидно, что вся сила трения Q для данного элементарного потока смазки найдется из выражения

$$Q = \int_{y_1 = -\infty}^{y_1 = 0.475 \sqrt{\frac{a_{\min}}{h}}} q dy_1, \quad (34)$$

а момент трения M_T для данной ветви контактной линии — из выражения

$$M_T = \int_{z_1 = z_{1\min}}^{z_1 = z_{1\max}} Q z_1 dz_1. \quad (35)$$

Используя полученное ранее выражение для h . [см. уравнение (25)] и тот факт, что $h = h_0$ при $t = -0.475$, получим:
при $K = a_0$

$$M_T = -3.255 \frac{\mu \omega_1}{h_{\min} a_0} \left\{ 0.5 a_1 [z_{1\max}^2 - z_{1\min}^2] + \frac{1 + b_1}{3} [z_{1\max}^3 - z_{1\min}^3] \right\}; \quad (36)$$

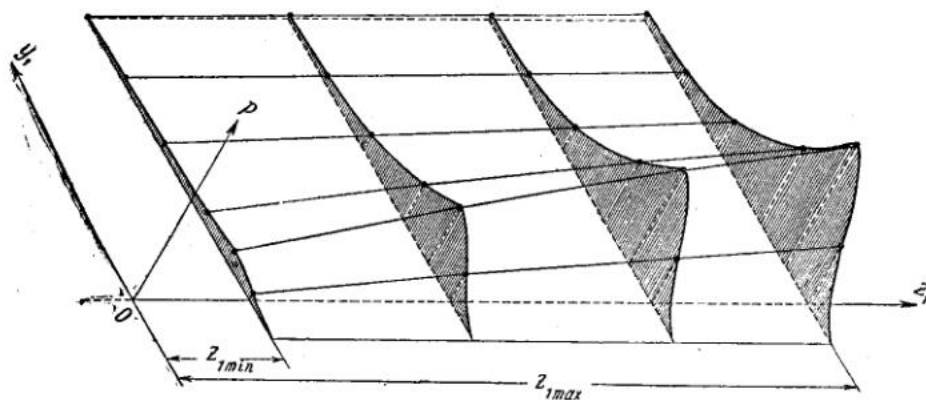


Рис. 10. Перспективная диаграмма давлений в масляном слое для правых ветвей контактных линий

при $K = a_0 + b_0 z_1$

$$M_T = -6.51 \frac{\mu \omega_1}{\sqrt{h_{\min} a_0}} \left[\frac{1 + b_1}{b_0} (V_{\max}^I - V_{\min}^I) + a_1 (V_{\max}^{II} - V_{\min}^{II}) \right], \quad (37)$$

где

$$\left. \begin{aligned} V_{\max}^I &= x_{\max} \left[x_{\max}^2 \left(\frac{x_{\max}^2}{5} - \frac{2}{3} a_0 \right) + a_0^2 \right] \\ V_{\min}^I &= x_{\min} \left[x_{\min}^2 \left(\frac{x_{\min}^2}{5} - \frac{2}{3} a_0 \right) + a_0^2 \right] \\ V_{\max}^{II} &= x_{\max} \left(\frac{x_{\max}^2}{3} - a_0 \right) \\ V_{\min}^{II} &= x_{\min} \left(\frac{x_{\min}^2}{3} - a_0 \right) \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

$$\left. \begin{aligned} x_{\max} &= \sqrt{a_0 + b_0 z_{1 \max}} \\ x_{\min} &= \sqrt{a_0 + b_0 z_{1 \min}} \end{aligned} \right\} \quad (39)$$

В. АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ КОНСТРУКТИВНЫХ ФАКТОРОВ И ОКОНЧАТЕЛЬНЫЕ ВЫВОДЫ

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы.

1. Середина ширины зубьев червячного колеса является с гидродинамической точки зрения весьма неблагоприятной зоной контакта, так как здесь возникают нулевые или весьма малые давления, вследствие чего смазка может здесь выжиматься, и жидкостное трение может не иметь места. В ряде случаев это обстоятельство может служить причиной заедания червячной передачи.

Основной причиной этого явления служит малый наклон проекций контактных линий к горизонтальной плоскости, благодаря чему зона малых значений координаты z_1 (см. рис. 5) и, следовательно, малых значений нормальных составляющих линейной скорости вращения червяка V_1 совпадает с зоной контакта на середине ширины зубьев червячного колеса.

Из теории червячного зацепления известно, что наклон проекций контактных линий к горизонтальной плоскости может быть увеличен за счет увеличения профильного угла α червяка и угла подъема винтовой линии λ на начальном цилиндре червяка.

Последнее мероприятие может быть осуществлено за счет: 1) уменьшения коэффициента q (числа модулей в делительном цилиндре червяка); 2) увеличения числа заходов z_1 червяка; 3) корригирования червячного зацепления с отрицательным смещением исходного червяка.

2. Опасность выжимания смазки возникает также в самых начальных фазах зацепления, так как этим фазам соответствует очень узкая зона зацепления (см. рис. 1) и, следовательно, весьма короткие, не способные нести сколько-нибудь значительную нагрузку контактные линии. Опасность эта усугубляется тем обстоятельством, что вследствие ошибок шага в начале зацепления, в течение определенного промежутка времени, будут работать только короткие контактные линии данной фазы зацепления. Для плохо прирабатывающихся червячных пар, например для червячных пар, где червячное колесо сделано из чугуна, данное явление приводит к заеданию. Менее опасно данное явление для червячных колес из оловянистой бронзы, так как оловянистая бронза хорошо прирабатывается.

Существуют три средства избежать данное явление: 1) уменьшение максимального наружного диаметра червячного колеса; 2) уменьшение длины нарезанной части червяка; 3) фланкирование зубьев червячного колеса.

Все эти средства направлены к тому, чтобы укоротить узкую часть поля зацепления.

3. Значительная опасность выжимания смазки, также усугубляемая возможными ошибками шага, имеет место во всех конечных фазах зацепления. Здесь также уместны указанные выше (см. п. 2) соображения о прирабатываемости червячной пары.

Существуют два средства избежать данное явление: 1) несимметричное расположение нарезанной части червяка, т. е. смещение этой

части в сторону контактных линий начальных фаз зацепления; очевидно, что это средство пригодно лишь для неревверсивных передач; 2) устранение контакта ножек зубьев червячного колеса путем подрезания зубьев. Заметим, что это мероприятие легко совместимо с упомянутым выше отрицательным корригированием (с целью увеличения наклона контактных линий).

4. Так как та сторона зубьев червячного колеса, которая соответствует входу червяка в зацепление, способна, вообще говоря, нести меньшую нагрузку, чем сторона зубьев колеса, соответствующая выходу червяка из зацепления, и так как середина зубьев очень неблагоприятна в смысле выжимания смазки и несения нагрузки, то следует экспериментально проверить эффект перекоса оси червяка с целью сосредоточения контакта на соответствующей стороне зубьев колеса. Заметим, что это мероприятие вполне применимо и для реверсивных передач.

В случае, если эксперимент подтвердит целесообразность упомянутого выше перекоса оси червяка, эффект этого мероприятия может быть осуществлен технологически за счет соответствующего наклона оси зуборезного инструмента (червячной фрезы или летучки) в процессе нарезания червячного колеса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Грубин А. Н. Червячное зацепление. Изд. Оргметалла, М., 1936.
2. Эртель А. М. Разработка конструкции и методики расчета тяжело нагруженных подшипников. Труды ЦНИИТМАШ, 1945.
3. Грубин А. Н. Теоретические основы смазки червячных передач. Труды ЦНИИТМАШ, 1945.
4. Под ред. акад. Л. С. Лейбензона. Гидродинамическая теория смазки. Сборник из серии "Классики естествознания", ГТТИ, 1934.
5. Эртель А. М. Гидродинамическая теория смазки в новых предположениях. Изв. АН СССР, ОТН, 1939.

М. Г. ХАНОВИЧ

ВЛИЯНИЕ НАПРАВЛЕНИЯ НАГРУЗКИ И КОНФИГУРАЦИИ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ПОДШИПНИКА НА ЕГО НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ И ВИБРАЦИОННУЮ УСТОЙЧИВОСТЬ

В статье „К вопросу о расчете опорных подшипников скользящего трения“, помещенной, кроме бюллетеня „Кировский завод“, 1936 г., № 4, в журнале „Вестник металлопромышленности“, 1937 г., № 4, нами была рассмотрена методика построения диаграммы нагрузок на опорные подшипники зубчатых передач и паровых турбин с несимметричным парциальным подводом пара.

Изучая различные конфигурации рабочей поверхности подшипника и способы подвода смазки, можно прийти к выбору наиболее выгодной конструкции вкладыша, отвечающей заданным условиям его работы.

Постановка задачи о влиянии направления нагрузки и конфигурации рабочей поверхности подшипника на его несущую способность связана с ответом на некоторые дискуссионные вопросы гидродинамической теории смазки, а именно:

1) о выборе тех или иных граничных условий при интегрировании дифференциального уравнения, определяющего функцию распределения давления по окружности вкладыша;

2) об областях, где теоретически получаются отрицательные значения давления;

3) о возможности получения положительных значений давления в области расширения зазора или вопрос о „рабочей“ и „нерабочей“ половине вкладыша.

ГРАНИЧНЫЕ УСЛОВИЯ

Граничные условия Фогельполя [1] — Трубицына [2] (давление масла одинаково в сечениях максимальной и минимальной толщины слоя вне зависимости от места подвода) исключают возможность рассмотрения вопроса о работе подшипника при переменном режиме даже при постоянном направлении нагрузки или приводят к „блуждающим“ точкам подвода при разных режимах. При фиксированных точках подвода получаются в одной из точек подвода отрицательные значения давления, соизмеримые с максимальным положительным давлением.

Граничные условия Гюмбеля [3] — Яновского [4] (давление одинаково в месте подвода и в сечении минимальной толщины слоя) устраняют недостаток предыдущих условий только частично и приводят к „блуждающей“ второй точке подвода или отрицательным давлениям в ней, соизмеримым с максимумом давления. Эти условия безусловно справедливы для симметричной установки вала относительно

линии подвода ($\beta = \pm 90^\circ; \beta = 0^\circ; \beta = 180^\circ$), но в этих случаях направление равнодействующей давления в слое не совпадает с классическим, принятым по этой методике.

Граничные условия Шибеля [5] — Тенбоша [6] (давление одинаково в месте подвода и в сечении, отстоящем от сечения минимальной толщины слоя в сторону вращения на угол, равный углу между сечениями максимального давления и минимальной толщины) заманчивы тем, что не дают отрицательных значений давления вовсе, но содержат противоречия, приводящие при фиксированных точках подвода к положительным значениям давления в одной или обеих этих точках, соизмеримым с максимумом давления. Во многих случаях они приводят к противоречащим опыту и здравому смыслу выводам.

Так, для двух точек подвода с углом между ними 180° и при совпадении одной из них с сечением минимальной толщины ($\beta = 0^\circ$) давление в сечении минимальной толщины должно быть равно $p_1 + \frac{p_{\max}}{2}$ и переменным в зависимости от эксцентриситета, чего в натуре не наблюдается.

Для одной точки подвода в сечении минимальной толщины ($\varphi_1 = \beta = 180^\circ$) в месте единственного подвода сверхдавление должно быть равно половине максимального и также переменным в зависимости от эксцентриситета, что тоже не соответствует действительности.

Граничные условия Кингсбюри [7] и автора (давление одинаково в местах фактического подвода или отвода смазки) недостатками перечисленных выше условий не обладают, отвечают наилучшим образом физической картине работы подшипника при переменных режимах и не препятствуют обнаружению случаев, когда результаты расчета по последней методике совпадают с результатами одной из предыдущих.

Второй и третий дискуссионные вопросы освещены экспериментально Фогельполем [1] в опытах со стеклянной моделью вкладыша. Работают обе половины вкладыша, а в теоретических областях отрицательных давлений происходит нарушение сплошности потока при выделении или засасывании воздуха и пенообразовании. Эти области должны быть исключены при определении равнодействующей давления масляного слоя.

ПОЛЯРНЫЕ ДИАГРАММЫ

Характеристики выбранной конфигурации рабочей поверхности вкладыша для общего случая переменных по направлению нагрузок могут быть заданы в виде полярных диаграмм расчетных коэффициентов для различных отношений d/L и различных относительных эксцентриситетов χ .

Наложением диаграммы „безразмерных нагрузок“ $\Phi = \frac{P\psi^2}{LU_0^{14}}$ на полярную диаграмму несущей способности (равнодействующей давлений масляного слоя), взятых обе в одинаковом масштабе, можно определить искомые эксцентриситеты χ и по ним на полярных диаграммах для расчетных коэффициентов найти их величины для выбранных, расчетных режимов.

ПРИБЛИЖЕННАЯ ТЕОРИЯ ПОДШИПНИКА КОНЕЧНОЙ ДЛИНЫ

В отличие от методики Стодола-Яновского, принимающей распределение давления по длине подшипника по параболе, нами принимается не менее точно отвечающий опытным данным закон косинуса.

Общий закон распределения давления по окружности и длине подшипника тогда выражается формулой (1)

$$\Delta p = \alpha f(\varphi) \cos\left(\frac{\pi z}{L}\right), \quad (1)$$

где Δp — перепад давления между входом (или выходом) масла и рассматриваемой точкой подшипника под углом φ к входу;
 $f(\varphi)$ — значение функции распределения давления по окружности подшипника бесконечной длины для рассматриваемой точки под углом φ к входу;

$\cos\left(\frac{\pi z}{L}\right)$ — значение множителя функции распределения давления по длине подшипника в расстоянии z от срединной плоскости подшипника.

Коэффициент α определяется из баланса расхода масла

$$q_i - q_o = 2q_s, \quad (2)$$

где q_i — расход масла на входе;

q_o — расход масла на выходе (в сечении, где перепад давления падает до нуля);

$2q_s$ — утечка с торцов в рабочей зоне от $\varphi = \varphi_1 = 0$ до $\varphi = \varphi_0$ по окружности.

Из теории подшипника бесконечной длины

$$\Delta p_\infty = f(\varphi) = \frac{6\mu r U_0}{\delta^2} \left(\int_0^\varphi \frac{d\varphi}{\eta^2} - \eta^* \int_0^\varphi \frac{d\varphi}{\eta^3} \right), \quad (3)$$

где μ — средняя абсолютная вязкость по слою (принимается постоянной);

r — радиус цапфы;

U_0 — скорость на окружности цапфы;

δ — диаметральный зазор;

η — относительная толщина масляного слоя, т. е. $\eta = \frac{h}{\delta}$ (h — переменная толщина слоя);

η^* — относительная толщина слоя в сечении максимального давления.

Расход смазки в любом сечении для подшипника бесконечной длины

$$q_\infty = L \left(\frac{U_0 h}{2} - \frac{h^3}{12\mu r} \frac{\partial p}{\partial \varphi} \right), \quad (4)$$

а для конечной длины

$$q = 2 \int_0^{\frac{L}{2}} \left(\frac{U_0 h}{2} - \frac{h^3}{12\mu r} \frac{\partial p}{\partial \varphi} \right) dz. \quad (5)$$

Градиент давления $\frac{\partial p}{\partial \varphi}$ для подшипника конечной длины

$$\frac{\partial p}{\partial \varphi} = \alpha \frac{6\mu r U_0}{\delta^2} \frac{\eta - \eta^*}{\eta^3} \cos\left(\frac{\pi z}{L}\right). \quad (6)$$

Принимая во внимание, что $\int_0^{\frac{L}{2}} \sin\left(\frac{\pi z}{L}\right) dz = \frac{L}{\pi} \int_0^{\frac{L}{2}} \sin\left(\frac{\pi z}{L}\right) dz = \frac{L}{\pi}$, найдем для входного сечения $\varphi = \varphi_i = 0$

$$q_i = 2 \int_0^{\frac{L}{2}} \left[\frac{U_0 h_i}{2} - \frac{h_i^3}{12\mu r} \left(\frac{\partial p}{\partial \varphi} \right)_{\varphi = \varphi_i} \right] dz = \frac{LU_0 \delta}{2} \left[\eta_i - \frac{2\alpha}{\pi} (\eta_i - \eta^*) \right], \quad (7)$$

и аналогично для сечения нулевого перепада давления (на выходе)

$$q_0 = \frac{LU_0 \delta}{2} \left[\eta_0 - \frac{2\alpha}{\pi} (\eta_0 - \eta^*) \right]. \quad (8)$$

Их разность

$$q_i - q_0 = \frac{LU_0 \delta}{2} (\eta_i - \eta_0) \left(1 - \frac{2\alpha}{\pi} \right). \quad (9)$$

Для утечек с торцов $2q_s$ формула (5) с учетом отсутствия скольжения в направлении оси приобретает вид

$$2q_s = -2 \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} \frac{h^3}{12\mu} \left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)_{z = \frac{L}{2}} r d\varphi. \quad (10)$$

Обозначая

$$\int_0^{\varphi} \frac{d\varphi}{\eta^2} - \eta^* \int_0^{\varphi} \frac{d\varphi}{\eta^3} = \Delta\varphi \Phi(\varphi), \quad (11)$$

где $\Delta\varphi$ — равные отрезки дуги при интегрировании по методу Симпсона, найдем

$$-\left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)_{z = \frac{L}{2}} = -\alpha \Delta\varphi \Phi(\varphi) \frac{6\mu r U_0}{\delta^2} \frac{\pi}{L}, \quad (12)$$

и отсюда, вводя обозначение

$$\int_{\varphi_i}^{\varphi_0} h^3 \Phi(\varphi) d\varphi = \Delta\varphi \delta^3 \Phi_1(\varphi), \quad (13)$$

при $\psi = \frac{\delta}{2r}$

$$2q_s = \frac{\pi}{L} \frac{\omega r^2 U_0}{\delta^2} \Delta\varphi \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} h^3 \Phi(\varphi) d\varphi = \frac{\pi}{L} \frac{\alpha U_0}{4\psi^2} (\Delta\varphi)^2 \delta^3 \Phi_1(\varphi). \quad (14)$$

Приравнявая последнее выражение выведенному ранее (9), находим

$$\alpha = \frac{1}{\frac{2}{\pi} + \frac{\pi (\Delta\varphi)^2}{2} \left(\frac{d}{L} \right)^2 \frac{\Phi_1(\varphi)}{\eta_i - \eta_0}}. \quad (15)$$

Для подшипника бесконечной длины $L = \infty$, $\frac{d}{L} = 0$ и $\alpha = \frac{\pi}{2}$

$$q_i = q_0 = \frac{LU_0 \delta}{2} \eta^*.$$

Вертикальная (перпендикулярная к линии подвода) составляющая P_v равнодействующей давления масляного слоя для подшипника конечной длины

$$P_v = \alpha \frac{6\mu r^2 U_0}{\delta^2} \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} 2 \int_0^{\frac{L}{2}} \Delta\varphi \Phi(\varphi) \cos\left(\frac{\pi z}{L}\right) \sin \varphi d\varphi dz = \frac{3}{2} \frac{\alpha \mu U_0}{\psi^2} (\Delta\varphi)^2 \frac{2L}{\pi} \Phi_2(\varphi), \quad (16)$$

где

$$\Phi_2(\varphi) = \frac{1}{\Delta\varphi} \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} \Phi(\varphi) \sin \varphi d\varphi, \quad (17)$$

и в безразмерном выражении

$$\frac{P_v \psi^2}{LU_0 \mu} = \Phi_v = \alpha \frac{3}{2} (\Delta\varphi)^2 \frac{2}{\pi} \Phi_2(\alpha). \quad (18)$$

Аналогично для горизонтальной (параллельной линии подвода) составляющей P_h равнодействующей давления масляного слоя

$$\frac{P_h \psi^2}{LU_0 \mu} = \Phi_h = \alpha \frac{3}{2} (\Delta\varphi)^2 \frac{2}{\pi} \Phi_3(\varphi), \quad (19)$$

где

$$\Phi_3(\varphi) = \frac{1}{\Delta\varphi} \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} \Phi(\varphi) \cos \varphi d\varphi. \quad (20)$$

Безразмерные коэффициенты расхода масла G_i и G_0 из уравнений (7) и (8) определяются следующим образом:

$$G_i = \frac{2q_i}{LU_0 \delta} = \left[\eta_i - \frac{2\alpha}{\pi} (\eta_i - \eta^*) \right], \quad (21)$$

$$G_0 = \frac{2q_0}{LU_0 \delta} = \left[\eta_0 - \frac{2\alpha}{\pi} (\eta_0 - \eta^*) \right]. \quad (22)$$

Сила трения S для подшипника конечной длины на окружности цапфы может быть подсчитана по ее напряжению τ_0

$$S = -2 \int_0^{\frac{L}{2}} \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} \tau_0 r d\varphi dz, \quad (23)$$

где

$$\tau_0 = \mu \left(\frac{\partial U}{\partial y} \right)_{y=0}. \quad (24)$$

Скорость жидкости U в слое в направлении вращения выражается формулой

$$U = \frac{1}{2\mu r} \frac{\partial p}{\partial \varphi} (y^2 - yh) - \frac{U_0}{h} (y - h), \quad (25)$$

где y — переменная координата по толщине слоя.

$$\left(\frac{\partial U}{\partial y} \right)_{y=0} = - \left(\frac{h}{2\mu r} \frac{\partial p}{\partial \varphi} + \frac{U_0}{h} \right). \quad (26)$$

Подставляя выражение (26) в формулы (24) и (23) с учетом (6), получим

$$S = 2\mu U_0 r \int_0^{\frac{L}{2}} \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} \left[\frac{1}{h} + 3\alpha \frac{h-h^*}{h^2} \cos \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right] d\varphi dz =$$

$$= \frac{2\mu U_0 r L}{\delta} \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} \left(\frac{1}{2\eta} + \frac{3\alpha}{\pi} \frac{\eta - \eta^*}{\eta^2} \right) d\varphi, \quad (27)$$

или в безразмерном выражении

$$\frac{S\psi}{\mu U_0 L} = \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} \left(\frac{1}{2\eta} + \frac{3\alpha}{\pi} \frac{\eta - \eta^*}{\eta^2} \right) d\varphi = \Phi_s. \quad (28)$$

При $\alpha = \frac{\pi}{2}$ для подшипника бесконечной длины формулы (18), (19) и (28) приобретают вид

$$\frac{P_v \psi^2}{L U_0 \mu} = \Phi_{v\infty} = \frac{3}{2} \Delta \varphi^2 \Phi_2(\varphi), \quad (18a)$$

$$\frac{P_h \psi^2}{L U_0 \mu} = \Phi_{h\infty} = \frac{3}{2} \Delta \varphi^2 \Phi_3(\varphi), \quad (19a)$$

$$\frac{2\psi S_\infty}{L U_0 \mu} = Z(\eta) = \int_{\varphi_i}^{\varphi_0} \frac{4\eta - 3\eta^*}{\eta^2} d\varphi, \quad (28a)$$

где под $\frac{P_v}{L}$, $\frac{P_h}{L}$ и $\frac{S_\infty}{L}$ нужно понимать соответствующие величины на единицу длины.

Формулы приближенной теории подшипника конечной длины чрезвычайно упрощают переход от характеристик подшипника бесконечной длины к таковым конечной длины, и в этом их несомненное преимущество.

Переходный коэффициент α является функцией относительного эксцентриситета χ и угла установки β через $\Phi_1(\varphi)/\eta_i - \eta_0$ и отношения d/L .

Для кругло-цилиндрического вкладыша при выводе формулы для относительной толщины слоя η достаточно ограничиваться даже при $\theta > \pi$ углом охвата $\theta = \pi$ вследствие симметрии относительно диаметра экстремальных толщин.

Общая формула для η при любом угле охвата $\theta \leq \pi$ с учетом предыдущего замечания имеет вид

$$\eta = \frac{1}{2} \left\{ 1 - \chi \cos [\theta - (\beta + \varphi)] \right\}. \quad (29)$$

Здесь θ — угол охвата, т. е. угол между двумя соседними точками подвода масла;

φ — переменный угол, отсчитываемый от первой по вращению точки подвода;

β — угол установки вала во вкладыше, отсчитываемый от второй точки подвода или точки, противостоящей первой точке подвода (для $\theta = \pi$) против вращения.

Для двух точек подвода, расположенных по одному диаметру $\theta = \pi$, формула (29) приобретает более простой вид

$$\eta = \frac{1}{2} [1 + \chi \cos(\beta + \varphi)]. \quad (29a)$$

Относительная толщина слоя η^* в сечении максимального давления определяется по граничным условиям Кингсбюри и автора из равенства нулю перепада давления между соседними точками подвода, т. е. по уравнению (3)

$$\eta^* = \frac{\int_0^{\theta} \frac{d\varphi}{\eta^3}}{\int_0^{\theta} \frac{d\varphi}{\eta^3}}. \quad (30)$$

В частности, для одной точки подвода это условие сводится к тому, что давление входа по окружности вкладыша заведомо не повторяется, т. е.

$$(\Delta p)_{\varphi = 2\pi} = 0$$

и

$$\eta^* = \frac{\int_0^{2\pi} \frac{d\varphi}{\eta^2}}{\int_0^{2\pi} \frac{d\varphi}{\eta^3}} \quad (31)$$

получается постоянной вне зависимости от угла установки вала β .

Для вкладыша с холодильниками и развалом (типа MV) рабочая поверхность вкладыша разбивается на участки с законом изменения η по формуле (29a) и прочие участки, имеющие другой закон изменения η , в зависимости от принятого способа образования холодильника и развалов.

ПРИМЕНЕНИЕ ПОЛЯРНЫХ ДИАГРАММ ПОДШИПНИКА БЕСКОНЕЧНОЙ ДЛИНЫ ДЛЯ РАСЧЕТА ПОДШИПНИКА КОНЕЧНОЙ ДЛИНЫ

Нами исследованы кругло-цилиндрический вкладыш с одной и двумя точками подвода масла и вкладыш с холодильниками и развалом (типа MV) со следующим способом образования его рабочей поверхности: холодильники, образованные радиусом, меньшим радиуса цилиндрической поверхности вкладыша, располагаются в каждую сторону от разъема на углы по 25° ; оставшаяся нетронутой симметрично положению вала в покое дуга 60° цилиндрической поверхности вкладыша плавно переходит в холодильники, образуя в месте перехода в холодильники радиальный зазор, равный половине вертикального δ при покоящемся вале.

Рис. 1—4 представляют полярные диаграммы подшипника бесконечной длины соответственно для $\chi = 0.2; 0.5; 0.7$ и 0.9 и достаточно наглядно иллюстрируют влияние направления нагрузки, конфигурации рабочей поверхности и способа подвода смазки (в одной или двух точках) на несущую способность вкладыша. На диаграммах принято

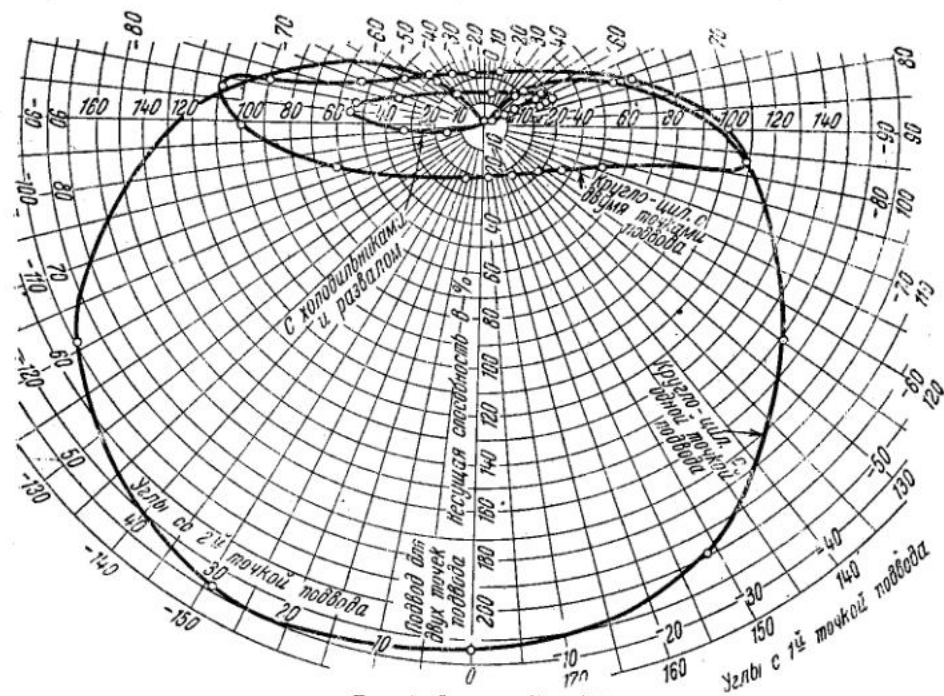


Рис. 1. $L = \infty$; $\chi = 0.2$

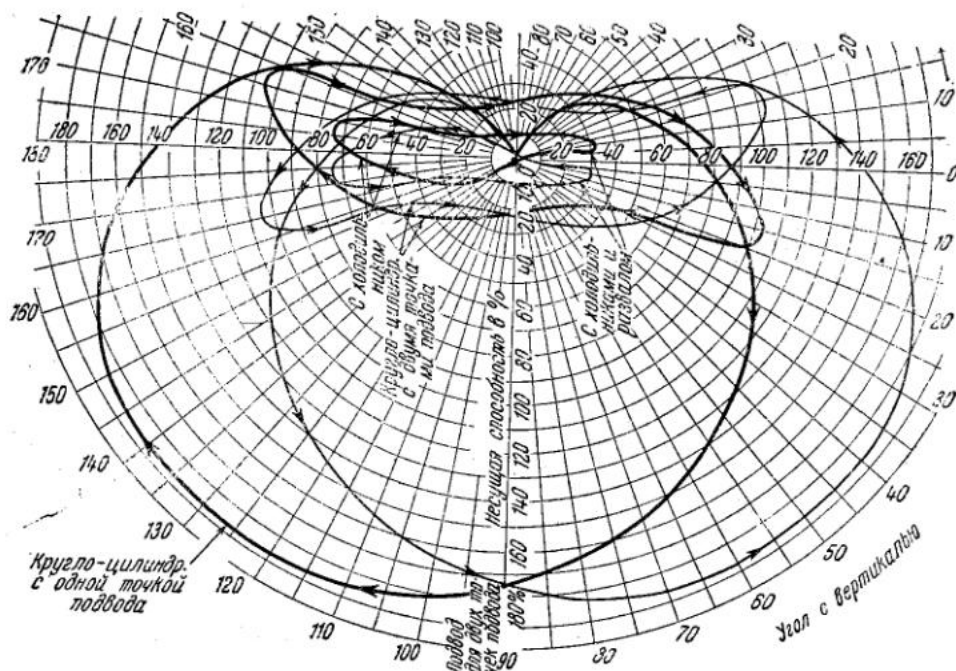
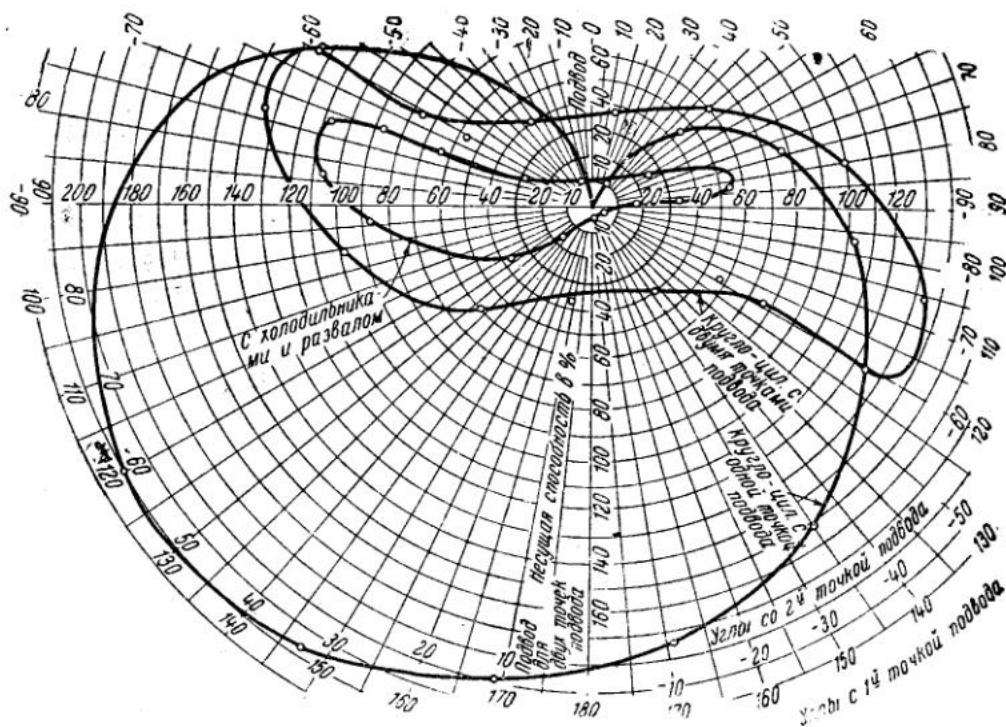
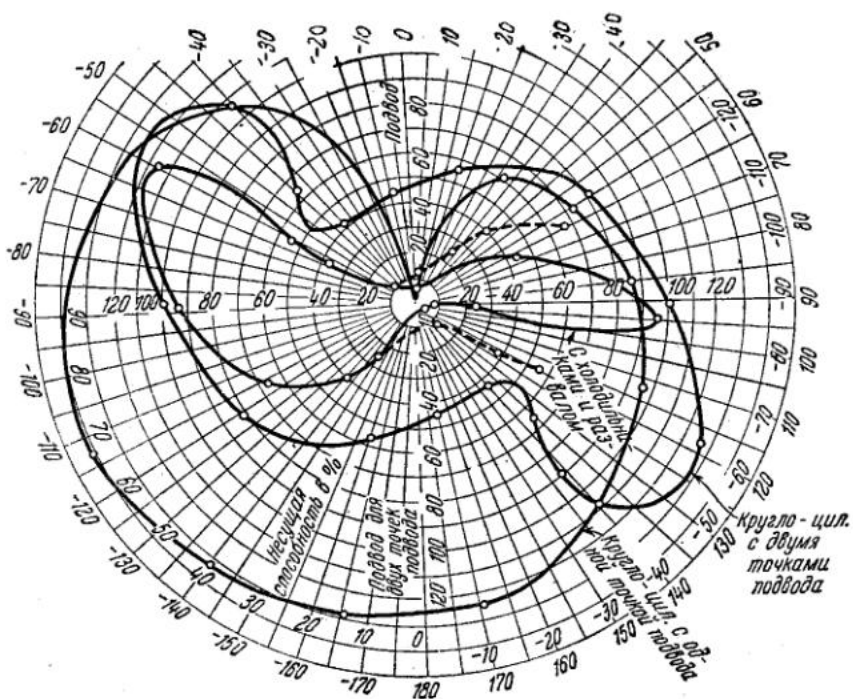


Рис. 2. $L = \infty$; $\chi = 0.5$

за 100% для каждого относительного эксцентриситета значение несущей способности вкладыша кругло-цилиндрической формы с двумя точками подвода при направлении нагрузки, близком к классическому.

Рис. 3. $L = \infty$; $\chi = 0.7$ Рис. 4. $L = \infty$; $\chi = 0.9$

Величины несущей способности при других направлениях нагрузки другой конфигурации рабочей поверхности или другом способе подвода смазки отнесены к ней.

Это позволило использовать полярные диаграммы подшипника бесконечной длины для внесения коррективов в наиболее разработанную для заводских расчетов методику проф. Яновского [4], учитывая влияние вышеуказанных факторов (впредь до составления таблиц для переходного коэффициента α).

Безразмерный коэффициент нагрузки берется нами в виде

$$\Phi = \frac{kP\psi^2}{LU_0\mu}, \quad (32)$$

а поправочный коэффициент k берется как отношение несущей способности кругло-цилиндрического вкладыша с двумя точками подвода при направлении нагрузки, перпендикулярном клинине подвода, к несущей способности при заданных направлении нагрузки, конфигурации рабочей поверхности и способе подвода смазки.

В самом деле, если направление нагрузки (или конфигурация поверхности) отличается от перпендикулярного, вкладыш в состоянии развить другую несущую способность, и дело обстоит так, как если бы вкладыш был нагружен силой, измененной в отношении несущих способностей при перпендикулярном и действительном направлении (или конфигурации и способе подвода).

Полученному таким образом относительному эксцентриситету χ приближенно соответствует характеристика работы подшипника в отношении количества масла и коэффициента трения при этом χ .

При расчете с поправочным коэффициентом k приходится задаваться исходным относительным эксцентриситетом $\chi_{исх}$, по полярной диаграмме для которого устанавливаются величины несущей способности. При значительном несовпадении расчетного χ с исходным приходится повторить расчет при исходном ближайшем χ и методом биссектрисы в координатах одинакового масштаба $\chi_{исх}$, $\chi_{расч}$ найти искомое χ .

Следует еще упомянуть, что обычно при расчете температурного перепада не учитывают характер удаления масла из вкладыша (бесскребковый вкладыш или со скребком).

Анализ этого фактора привел к следующим выражениям поправочного коэффициента α_1 множителем к температурному перепаду, отнесенному к среднему количеству масла $q_m = \frac{q_i + q_o}{2}$:

для бесскребкового вкладыша

$$\alpha_1 = \frac{1}{2 \left(\frac{G_i}{G_m} - 1 \right)}, \quad (33)$$

для вкладыша со скребком

$$\alpha_1 = \frac{G_m}{G_i} < 1. \quad (34)$$

Здесь G_i и G_m — безразмерные коэффициенты расхода масла на входе и среднего между входом и выходом.

Автору удалось проверить изложенную методику расчета на опытах, проведенных на редукторной установке турбинного цеха Кировского завода с измерением толщины масляного слоя электромаг-

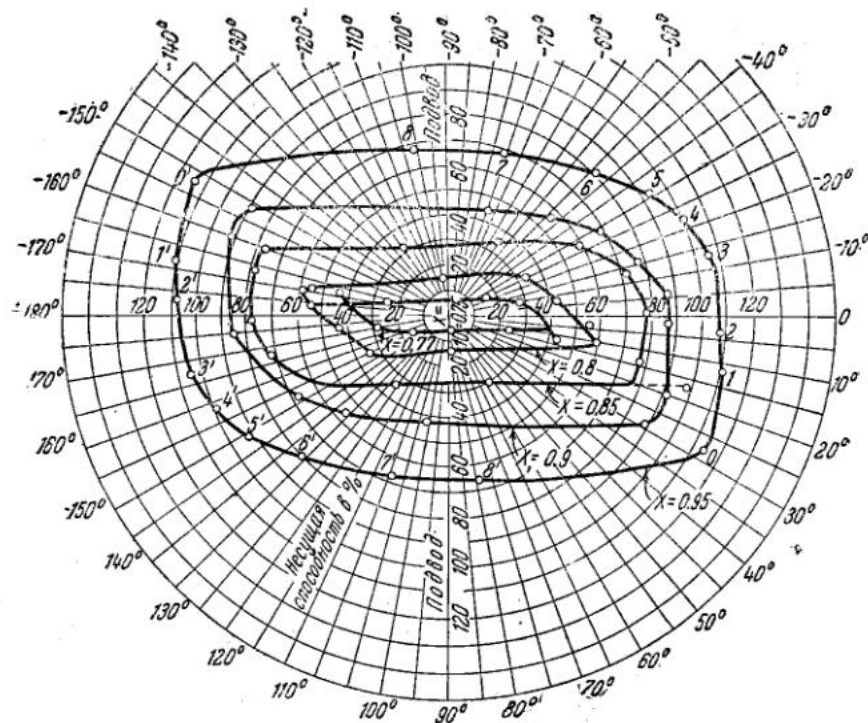


Рис. 5. Полярная диаграмма несущей способности безвибрационного подшипника типа АЕГ бесконечной длины для $\chi = 0.77; 0.8; 0.85; 0.9; 0.95$

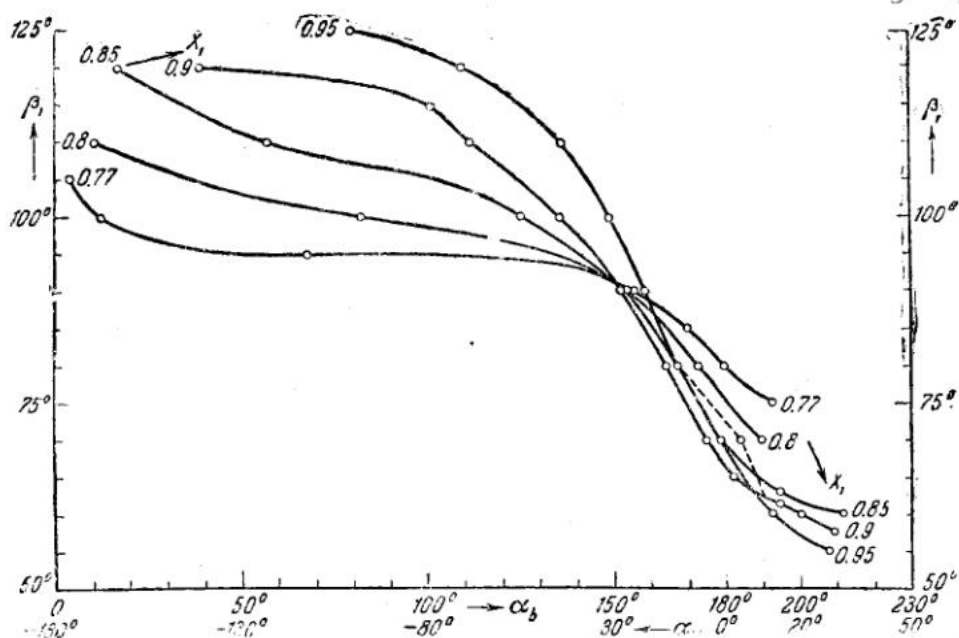


Рис. 6. Углы установки вала в безвибрационном подшипнике типа АЕГ бесконечной длины в функции относительного эксцентриситета χ и угла α нагрузки с вертикалью

нитным прибором. Удовлетворительное совпадение с данными теории получилось только по положению вала.

БЕЗВИБРАЦИОННЫЙ ВКЛАДЫШ АЕГ

Нами исследован также безвибрационный вкладыш АЕГ [9] и дана расчетная методика для него. Особенности исследования и расчета этого вкладыша коренятся в способе его изготовления с разностью диаметров расточки вкладыша и вала в $4-6\%$, причем подкладка по разьему, равная по толщине примерно 75% диаметрального зазора, после расточки вкладыша удаляется, что уменьшает вертикальный зазор при покоящемся вале до 25% диаметрального зазора. Такой вкладыш без нагрузки работает с относительным эксцентриситетом $\chi \approx 0.75$, причем обе его половины работают всегда с положительным эксцентриситетом. Когда вал прижимается к одной из половин, $\chi_1 = 1.0$, эксцентриситет по отношению к другой составляет $\chi_2 = 0.5$.

Сопряженные: относительный эксцентриситет χ_2 и угол установки β_2 „нерабочей“ половины вкладыша (противоположной той, к которой вал ближе), могут быть найдены в зависимости от эксцентриситета χ_1 и угла установки β_1 „рабочей“ половины по формулам

$$\chi_2 = \sqrt{\chi_1^2 + 1.5^2 - 3\chi_1 \sin \beta_1}, \quad (35)$$

$$\operatorname{ctg} \beta_2 = \frac{\chi_1 \cos \beta_1}{\chi_1 \sin \beta_1 - 1.5}. \quad (36)$$

Далее используются величины несущей способности кругло-цилиндрического вкладыша с углом охвата $\theta = 180^\circ$ и суммируются геометрически для обеих половин.

Отнесением этих величин суммарной несущей способности обеих половин к несущей способности кругло-цилиндрического вкладыша с двумя точками подвода при классическом направлении нагрузки дается способ определения поправки k в формуле (32). Поправочный коэффициент k берется из полярной диаграммы (рис. 5) как обратная величина правильной и редко неправильной дроби, соответствующей несущей способности этого вкладыша, в процентах при выбранном исходном эксцентриситете.

По найденному расчетному эксцентриситету χ_1 „рабочей“ половины и углу установки вала β_1 (приведенному на диаграмме рис. 6 в функции угла α , нагрузки с вертикалью) по формуле (35) определяется сопряженный эксцентриситет χ_2 „нерабочей“ половины и далее определяются раздельно для каждой половины расчетные безразмерные коэффициенты:

$$\left. \begin{array}{l} \Phi = f_1(\chi_1; d/L) \quad \text{и} \quad \Phi' = f_1(\chi_2; d/L) \\ \Phi_s = f_2(\chi_1; d/L) \quad \text{и} \quad \Phi'_s = f_2(\chi_2; d/L) \\ G_i - G_0 = f_3(\chi_1; d/L) \quad \text{и} \quad (G_i - G_0)' = f_3(\chi_2; d/L) \\ \text{или} \quad G_i = f_4(\chi_1; d/L) \quad \text{и} \quad G'_i = f_4(\chi_2; d/L) \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{для „нерабочей“} \\ \text{половины.} \end{array}$$

Коэффициент трения вкладыша в целом может быть найден по формуле (37)

$$f = \psi k \left(\frac{\Phi_s}{\Phi} + \frac{\Phi'}{\Phi} \right) \frac{\Phi'_s}{\Phi'} \quad (37)$$

количество масла q — по формуле (38)

$$q = \Sigma (G_i + G_0) LU_0 \frac{\delta}{2} 6 \cdot 10^4 \text{ л / мин.} \quad (38)$$

или при применении скребков

$$q = (G_i + G'_i) LU_0 \frac{\delta}{2} 6 \cdot 10^4 \text{ л / мин.} \quad (39)$$

ТЕОРИЯ ВИБРАЦИИ МАСЛЯНОГО СЛОЯ

Расчетные величины составляющих несущей способности P_v и P_h для вкладыша бесконечной длины кругло-цилиндрической формы с одной и двумя точками подвода и безвибрационного вкладыша типа АЕГ позволили построить диаграммы геометрических мест равных значений составляющих и на основе этих диаграмм уточнить теорию вибрации масляного слоя.

На рис. 8, 9 и 10 приведены эти диаграммы для вышеуказанных трех типов вкладышей.

Вблизи рассматриваемой точки равновесия А геометрические места точек с одинаковыми величинами горизонтальных и вертикальных составляющих несущей способности принимаются прямолинейными (рис. 7).

Углы линий P_v (вертикальных составляющих) и P_h (горизонтальных составляющих) с радиусом-вектором ρ точки А относительно полюса О (центра вкладыша) составляют соответственно величины φ и ψ , расстояние между одноименными (вертикальных или горизонтальных составляющих) линиями в частях радиального зазора $\delta = R - r$ соответственно для горизонтальной составляющей $P_h - c\delta$, для вертикальной составляющей $P_v - d\delta$. При перемещении из положения равновесия А (О, О) в новое положение А' (x, y) дополнительные силы X и Y, действующие на вал, могут быть выражены формулами (40) и (41); знак «—» перед ΔP_h учитывает несовпадение положительного направления X с положительным направлением оси x; ΔP_h и ΔP_v — разность отметок одноименных линий;

$$X = -\frac{\Delta P_h}{c\delta} [y \cos(\beta - \psi) - x \sin(\beta - \psi)], \quad (40)$$

$$Y = \frac{\Delta P_v}{d\delta} [x \sin(\beta + \varphi) - y \cos(\beta + \varphi)]. \quad (41)$$

Уравнения движения ротора (в предположении идентичности обеих его опор) будут

$$X = Mx''; \quad Y = My'', \quad (42)$$

или

$$x'' = \frac{1}{M} \frac{\Delta P_h}{c\delta} [x \sin(\beta - \psi) - y \cos(\beta - \psi)], \quad (43)$$

дела малых [уравнения (40) и (41) и последующие до (51) выведены в предположении постоянных значений параметров ΔP_h ; ΔP_v ; c ; d ; β ; φ и ψ , т. е. для малых перемещений x и y].

Отрицательные, вещественные корни λ свидетельствуют о затухании и могут быть исключены из рассмотрения как неопасные.

Мнимые корни λ свидетельствуют о наличии гармонических колебаний (по синусоидальному закону).

Комплексные корни λ будут содержать положительную, вещественную часть, определяющую значения перемещений, выходящие за пределы малых, и мнимую часть, определяющую гармонические колебания.

Частоты колебаний вала, вызываемые неотрицательными значениями λ , опасны, если они совпадают с частотами внешних, периодических сил, кратными числам оборотов вала, и являются критическими частотами собственных колебаний вала.

В выражении (48) $\frac{\Delta P_h}{c}$ и $\frac{\Delta P_v}{d}$ можно рассматривать как величины существенно положительные. Исследованные три основные формы рабочей поверхности вкладышей бесконечной длины показали, что по крайней мере в области относительных эксцентриситетов $\chi > 0.7$ $\sin(\beta - \psi)$ и $\sin(\varphi + \psi)$ имеют сплошь положительные значения, а $\cos(\beta + \varphi)$ — сплошь отрицательные, т. е. $C > 0$ и $D > 0$; таким образом, при $\frac{C^2}{4} > D$ имеем две основные критические скорости вала и кратные им.

В случае $\frac{C^2}{4} < D$, относящемся к области малых относительных эксцентриситетов, с одной стороны, имеются четыре основные критические скорости вала и кратные им, а с другой стороны, в области малых относительных эксцентриситетов $\chi < 0.7$ (см. фиг. 8 и 9) относительно малым изменениям составляющих несущей способности отвечают относительно большие перемещения, и поэтому эта область должна считаться сплошь неустойчивой, что подтверждается опытами Гуммеля [10].

Для перехода от диаграмм бесконечной длины на рис. 8 и 9 к конечной длине необходимо отметки линий равных составляющих увеличить по формулам (18) и (19) в $\alpha \frac{2}{\pi}$ раз, т. е. критические угловые скорости $\omega_{кр} = \lambda$, отыскиваемые по формуле (51) с учетом (18) и (19), определяются формулой

$$\omega_{кр} = \sqrt{\frac{2}{\pi} \frac{\sigma}{\delta M}} \sqrt{\frac{C}{2} \pm \sqrt{\frac{C^2}{4} - D}}. \quad (52)$$

Нам удалось обработать наиболее полные данные первых опытов Гуммеля (стр. 36 его работы [10]). Совпадение расчетных величин, основанных на приведенной выше теории вибрации масляного слоя и приближенной теории конечной длины, получалось более чем удовлетворительное.

Автор, однако, не обольщается этим результатом и считает, что только тщательно и широко поставленный эксперимент поможет осветить обилие темных мест в расчетном подходе к работе опорных подшипников скольжения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Vogelproh1. Beiträge zur Kenntnis der Gleitlagerreibung. VDI-Forschungsheft, 386, 1937.
2. Трубицын И. А. Применение метода Жуковского—Чаплыгина — Мерцалова — Гутьяр к теории подшипника бесконечной длины. Всес. конф. по трению и износу в машинах при Институте машиноведения АН СССР, т. I, 562, 1939.
3. G ü m b e l L., Everling E. Reibung und Schmierung im Maschinenbau. Berlin, Verlag M. Krayn, 1925.
4. Яновский М. И. Судовые паровые турбины (конструирование и расчет судовых паровых турбин). ОНТИ, 1937.
5. Schiebel. Die Gleitlagern (Längst- und Querlager). Berechnung und Konstruktion (Nach dem Tode des Verfassers bearbeitet von Dr.-Ing. K. Körner). Berlin, Springer, 1933.
6. Ten-Bosch. Vorlesungen über Maschinenelemente. J. Springer, 1940.
7. Kingsbury A. Optimum Conditions in Journal Bearings. Trans. ASME. RP. 54.— 7. p. 123, 1932.
8. Stodola A. Dampf- und Gasturbinen. J. Springer, 6. Auflage.
9. Kraft A. Die Dampfturbine im Betrieb. J. Springer, 1935.
10. Hummel. Ch. Kritische Drehzahlen als Folge der Nachgiebigkeit des Schmiermittels im Lager. Forschungsarb. a. d. G. d. I., VDI-Verlag, H. 287, 1926.

А. К. ЧЕРТАВСКИХ

К ВОПРОСУ ВЛИЯНИЯ ОКИСЛЕНИЯ НА ВНЕШНЕЕ ТРЕНИЕ
МЕТАЛЛОВ

Ряд исследователей — Т. Якоб [1], С. И. Губкин [2] и др. — указывает, что пленка окисла на металлах увеличивает сухое внешнее трение. По данным Гарди [3], Шоу и Ливи [4], Гольма и Кириштейна [5], наличие окисных пленок на металлах резко снижает сухое внешнее трение. Другие — Н. Ф. Кунин [6], И. М. Павлов и Гет [7] — считают, что с увеличением температуры нагревания металлов сухое внешнее трение вначале повышается, а затем, достигнув максимального повышения, уменьшается. Таким образом, существуют как бы различные взгляды на влияние окисления на силу внешнего трения металлов.

Первые из этих исследователей, указывающих на увеличение внешнего трения металлов при их окислении, экспериментировали с образцами, нагреваемыми при высоких температурах, имея, таким образом, дело с окислами большой толщины. Исследователи, указывающие на уменьшение внешнего трения металлов при их окислении, проводили опыты при низких температурах, при которых на металлах образуются лишь тонкие оксидные пленки.

Донандт [8], определяя сухое внешнее трение в подшипниках при давлениях 625 кг/см^2 , нашел, что величина сухого внешнего трения зависит от состава газовой среды, в которой происходит трение металлов.

А. К. Чертавских и К. Н. Кан [9] провели работу по определению коэффициента внешнего трения для чистых и специально окисленных поверхностей металлов. Металлы отжигались в различных газовых средах и пленки окислов наносились химическим способом при комнатной температуре. Коэффициент внешнего трения определялся методом С. И. Губкина путем осаживания (пластического сжатия) образцов с коническими выточками специальными бойками.

Для сухого внешнего трения стали ЭХ-12 по меди $\mu = 0.36$, по цинку 0.39, а по алюминию выяснено, что величина его превышает значение 0.97, так как при соответствующем этому значению угле конусности бойков получалась бочкообразная форма образца, т. е.

$$\mu > \text{tg } \alpha.$$

Коэффициент внешнего трения по железу равен 0.71, а по латуни 0.44. Затем А. К. Чертавских и К. Н. Каном была проведена серия опытов по определению μ меди, отожженной в различных средах. В качестве сред отжига брались: азот технический из баллонов, очищенный от кислорода пропусканием через щелочной раствор пиро-

галлола, водород, получавшийся электролизом, вакуум, окись углерода, образующаяся при отжиге засыпанных углем образцов в муфельной печи, и воздух при отжиге в муфеле.

На рис. 1 видно, что максимальное значение коэффициента внешнего трения меди соответствует отжигу на воздухе $\mu=0.53$, меньшее значение равно 0.51 в закиси углерода, затем в порядке убывания следуют: вакуум 0.36, водород 0.34 и азот 0.32.

Из этих опытов следует, что сильное окисление поверхности, достигаемое отжигом на воздухе и приводящее, таким образом, к трению не по металлу, а по его окислам, повышает внешнее трение. Несколько меньшая степень окисления — отжиг в окиси углерода, при котором пленка окислов состоит преимущественно из закиси меди, дает меньший коэффициент внешнего трения при деформации.

С целью большего уточнения влияния природы окисла на коэффициент трения деформации меди ими были проведены опыты по определению коэффициента внешнего трения при деформации меди, искусственно покрытой закисью, немедленно образующейся на меди при окислительном нагреве болванок и отжиге труб, прутков, проволоки и других изделий.

Идентичность окислов на покрытиях с окислами как химических индивидуумов была ими установлена при рассмотрении в поляризованном свете и, кроме того, для закиси меди путем структурного анализа.

В подтверждение предварительных опытов А. К. Чертавских и К. Н. Кан показали, что окисление поверхности до окиси и закиси меди значительно повышает коэффициент внешнего трения деформации меди при обычной температуре сравнительно с неокисленной поверхностью.

Чтобы убедиться в большом влиянии окисления поверхности на коэффициент внешнего трения, ими были проделаны следующие опыты. Из взятой серии образцов с одинаковыми углами конусности торцевых углублений $\mu=100^\circ$ и $\mu=106^\circ$ с окисленной поверхностью с части образцов окислы удалялись травлением, после чего все образцы осаживались на прессе при обжатии в 32%. Виды образцов с углом конусности $\mu=100^\circ$, покрытых окислами и без окислов, после осаживания представлены на рис. 2, на котором один образец, покрытый окисью меди толщиной около 2 микрон, дал бочку, т. е. $\mu > \text{tg } \alpha$; второй, покрытый окисью меди толщиной около 0.75 микрона, дал небольшую вогнутость, т. е. $\mu < \text{tg } \alpha$, третий образец с удаленным травлением окислом дал большую вогнутость, т. е. $\mu \ll \text{tg } \alpha$, четвертый, покрытый закисью меди толщиной около 7 микрон, дал незначительную бочку, пятый, покрытый закисью толщиной около 12 микрон, дал большую бочкообразность формы, т. е. $\mu \gg \text{tg } \alpha$. На рис. 3 то же самое было повторено с углом конусности $\mu=105^\circ$.

Аналогичную картину смены бочкообразной формы образцов на вогнутую и цилиндрическую они наблюдали при осаживании про-

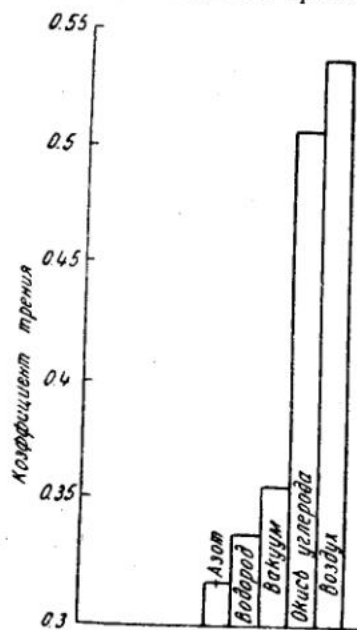


Рис. 1

травленных и протравленных, отожженных на воздухе и в угле образцов с углами около 140° . Удаление окислов травлением и в этом случае уменьшало коэффициент внешнего трения меди и приводило к значению, близкому для меди, отожженной в вакууме.

Для опытной проверки установленных коэффициентов внешнего трения проведено волочение медной проволоки, отожженной в вакууме, окиси углерода и в воздухе.

Предварительно волоченая медная проволока отжигалась в упомянутых средах, после отжига обезжиривалась осторожной промыв-

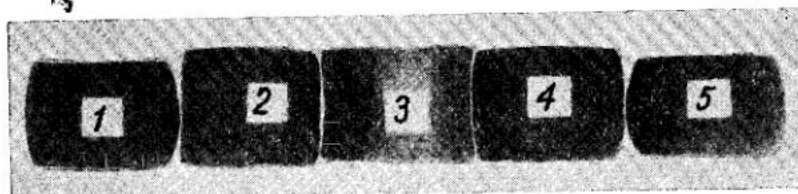


Рис. 2

кой бензолом и подвергалась волочению через фильеру из стали ЭХ-12 на машине „Авери“.

Как видно из рис. 4, максимальное усилие дает сильно окисленная отжигом на воздухе проволока и искусственно покрытая химическим способом закисью меди.

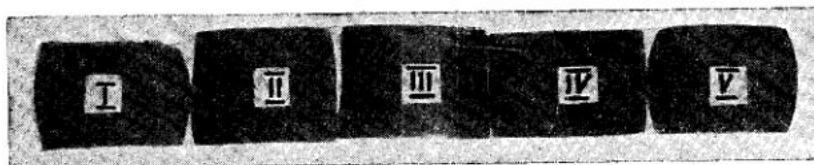


Рис. 3

Затем был проделан следующий опыт: прутки медной проволоки с завальцованными для волочения концами были отожжены в муфеле при 700° в течение 45 мин., а потом тщательно протравлены и промыты. После этого прутки вновь были подвергнуты отжигу при 200° при различном времени выдержки.

На рис. 5 видно, что с увеличением времени выдержки при вторичном отжиге медной проволоки при 200° усилие волочения увеличивается, достигая максимального значения при выдержке 25—50 мин., оставаясь затем постоянным. Вторичный отжиг образцов производился в муфельной печи в атмосфере воздуха. После отжига проволока подвергалась волочению без смазки в победитовую матрицу с минимальным обжатием.

Протравленные и тщательно промытые после первого отжига образцы, не подвергавшиеся вторичному отжигу, при протяжке, в данных условиях, показали усилие волочения, равное 30 кг. Внешний вид образцов перед протяжкой имел розовую окраску поверхности, что отвечает наличию на ней оксидных тонких пленок. С нагреванием образцов в печи толщина пленки окисла увеличивается, вследствие чего наблюдается изменение окраски цветов побежалости.

Констебль [10], изучая оксидные пленки спектроскопически, измерил толщины пленок на меди, никеле и железе. Полученные им значения оказались несколько выше полученных Гелем [11] весовым путем, но Милей, определяя толщины пленок электротермическим путем, получил на железе значения, равные числам, полученным Констеблем.

Определяя по Констеблю толщины пленок в зависимости от цветов побежалости, мы получим, что при температуре вторичного отжига, равной 200° , за время выдержки в печи от 1 до 600 мин. толщина пленки увеличилась с 40 до 140 μ , при этом усилие волочения повысилось с 35 до 75 кг.

Характеристика поверхности вторично отожженных образцов по цветам побежалости показывает, что толщинам пленок от 70 до 90 μ , полученным соответственно при 200° за время нагревания от

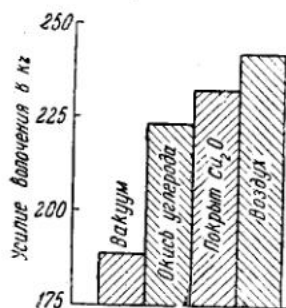


Рис. 4. Влияние среды отжига на усилие волочения медной проволоки при протяжке всухую с диаметра 4.7 на диаметр 4.2 мм

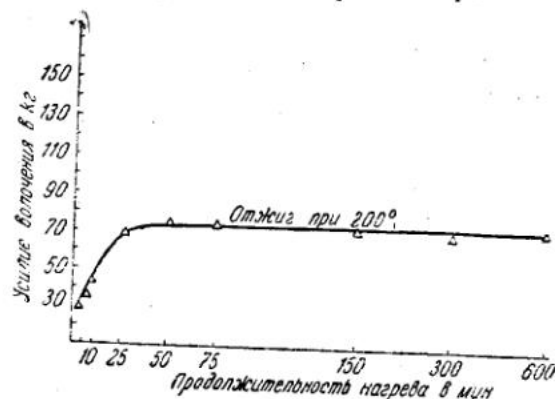


Рис. 5

1 до 10 мин., отвечает зеленая окраска, а для толщины от 100 до 140 — желтая. При данной температуре вторичного отжига (200°) и времени выдержки от 1 до 600 мин. не удалось получить пленки окислов большей, чем 150 μ , толщины. Тогда мы подвергли травленные и промытые медные образцы вторичному отжигу при температуре 300° .

Отжиг медных образцов при 300° и при различном времени выдержки показал, что получаемые при этом толщины окислов достигают 1 μ , при этом изменяется их окраска от фиолетового через коричневый до землистого и соответственно повышается тянущее усилие от 30 до 150 кг. Окисел, образуемый нагревом образцов при 300° и времени выдержки свыше 150 мин., получается хрупкий и при остывании медного образца до комнатной температуры легко отстает от меди. В результате этого усилие волочения заметно снижается.

Выражая зависимость усилия при волочении металлов от толщины пленок окислов на деформируемом образце, мы получим следующее. При предельно чистых поверхностях трущихся металлов, как это следует из работы А. С. Ахматова [12] и др., коэффициент трения будет иметь значения больше единицы. С момента образования оксидных пленок сила внешнего трения резко падает, оставаясь

практически неизменной при толщинах оксидных пленок, образующихся на чистой меди при комнатной температуре при отсутствии специальных окислителей в атмосфере. С увеличением толщин пленок окисла путем нагревания образцов в атмосфере воздуха или образованием окислов химическим способом при комнатной температуре величина внешнего трения резко увеличивается (рис. 6). По нашим опытным данным, наибольший прирост усилия (в 2—3 раза) отмечается при

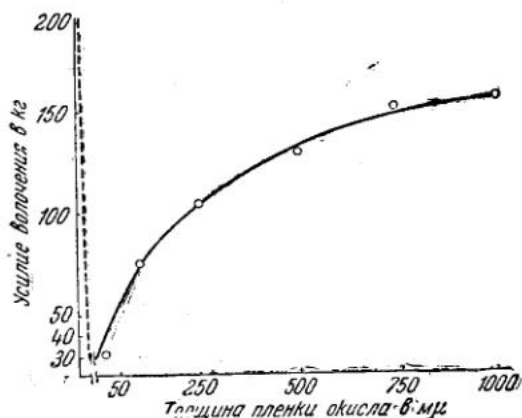


Рис. 6

повышении толщины пленок до 100 м μ . При дальнейшем увеличении продолжительности отжига образцов до 600 мин. при нагреве до 200° рост толщины пленки окисла весьма незначителен (на 10—50 м μ), что практически и не изменило тянущего усилия волочения.

Толщины оксидных пленок повышаются при увеличении температуры нагрева образцов до 300°, в результате чего усилие волочения продолжает соответственно расти, достигая максимального значения при толщине пленок 1 микрон.

В целях проверки влияния окисления на внешнее трение металлов и на качество получаемых после прессования труб А. К. Чертавских и Б. В. Парфановичем [13] на изготовленном газогенераторе была проведена специальная работа.

Сплавы из мельхиора и ЛТ-96 перед прессованием нагревались в электрической печи в атмосфере генераторного газа, полученного при сжигании древесной чурки.

Таблица 1

Сравнительные данные при прессовке мельхиоровых болванок, нагретых в окислительной и безокислительной атмосферах

| Нагрев в атмосфере генераторного газа | Нагрев в атмосфере воздуха |
|---|---|
| 1. Среднее усилие прессования 145 ат | 1. Среднее усилие прессования 185 ат |
| 2. Средняя износостойкость волочильных оправок для диаметров 14—18 мм = 73 кг | 2. Средняя износостойкость волочильных оправок для диаметров 14—18 мм = 25 кг |

Как видно из табл. 1, среднее усилие прессования болванок, нагретых в атмосфере генераторного газа, было на 25—30% меньше усилия прессования болванок, нагретых в атмосфере воздуха.

Небольшое увеличение усилия прессования окисленных на воздухе болванок по сравнению с нагретыми в генераторном газе объясняется тем, что прессование труб из болванок происходило со смазкой, состоящей из смеси графита и минерального масла.

Отожженные в печи на воздухе мельхноровые (70/30) трубы при холодном их волочении без смазки показали также почти в два раза большее усилие волочения по сравнению с трубами, отожженными в атмосфере генераторного газа.

Полученные нами данные не согласуются с выводами Кэмпбела [14], по которым коэффициент внешнего трения стали по стали, окисленной нагреванием в атмосфере воздуха, уменьшается.

За проявленный интерес и советы приношу благодарность проф.-докт. И. В. Крагельскому.

Лаборатория трения и смазок
Центр. НИИ по обработке цветных
металлов

ЛИТЕРАТУРА

1. Jacob. *Ann. d. Phys.*, **38**, 1912.
2. Губкин С. И. и др. Экспериментальные вопросы пластической деформации металлов, в. 1, 1934; вып. 2, 1936.
3. Hardy W. a. Hardy I. *Phil. Mag.*, **38**, 1919.
4. Shaw P. a. Leavey E. *Phil. Mag.*, **10**, 1930.
5. Holm u. Kirschstein. *Wissenschaftliche Veröff.*, **15**, 1, 1936.
6. Кунин Н. Ф. *Журн. техн. физ.*, **3**, вып. 7, 1933.
7. Павлов И. М. Теория прокатки и основы пластической деформации, 1938.
8. Dopandt. *VDI*, **80**, No. 27, 1936.
9. Чертавских А. К. и Кан К. Н. *ЖТФ*, **14**, 9, 1944.
10. Constable F. H. *Proc. Roy. Soc.*, **A**, **117**, 1927.
11. Gale R. *Soc. Chem. Ind.*, **43**, 349 T, 1924.
12. Ахматов А. С. Труды Моск. станко-инструментального ин-та, вып. 9, 1940.
13. Чертавских А. К. и Парфанович Б. В. Установление режима безокислительного нагрева болванок при прессовании труб. Техн. отчет Гипроцветметобработки, 1944.
14. Campbell W. E. *Trans. of ASME*, 1939.

Член-корр. АН СССР Б. В. ДЕРЯГИН

О ВЛИЯНИИ МИКРОГЕОМЕТРИИ ПОВЕРХНОСТИ ТВЕРДОГО ТЕЛА НА СМАЧИВАНИЕ

Обычно, основываясь на II законе капиллярности Лапласа, считают, что краевой угол смачивания зависит только от природы жидкости и смачиваемой поверхности, но не от формы последней. Однако в случае смачивания шероховатой поверхности или, вообще, реальной, не идеально гладкой поверхности возникает осложнение, связанное с тем, что в этом случае необходимо различать два краевых угла: микрокраевой и макрокраевой углы смачивания.

Микрокраевой угол θ_0 — это истинный краевой угол, для наблюдения которого необходим точный учет микрорельефа как самой смачиваемой поверхности, так и поверхности жидкости вблизи периметра смачивания. II закон Лапласа точно приложим к этому микрокраевому углу θ_0 , если только размеры неровностей твердого тела заметно превышают радиус действия „сил смачивания“, определяющих этот угол. Именно в силу II закона Лапласа,

$$\theta_0 = \text{const}, \quad (1)$$

поверхность жидкости не может сохранить свою обычную „гладкость“ вплоть до самой смачиваемой поверхности, где должна иметься зона, в которой поверхность жидкости как бы гофрирована, что и обеспечивает выполнение соотношения (1).

Если средний размер неровностей λ достаточно мал, то от обычных грубых методов наблюдения ускользает микрорельеф как смачиваемой поверхности, так и прилегающей к ней зоны поверхности жидкости, и измеряемый при этом краевой угол θ и является макрокраевым углом.

Для того чтобы можно было говорить о θ как об определенной величине, не зависящей от грубой геометрической формы смачиваемой поверхности, необходимо, впрочем, чтобы было выполнено условие малости λ по сравнению с радиусами кривизны поверхностей как твердого тела, так и жидкости вблизи периметра смачивания и чтобы смачиваемая поверхность была однородна по шероховатости, т. е. чтобы характер последней был всюду одинаков. Введем теперь соотношение между θ и θ_0 . Для этого рассмотрим равновесие пластинки, вертикально¹ погруженной в жидкость (рис. 1). Предположим, что толщина пластинки настолько мала, что ее весом и действующей на нее выталкивательной силой можно пренебречь. Кроме того, для

¹ Это ограничение несущественно для проведения доказательства. Более строгий и общий вывод был опубликован ранее [1].

простоты допустим, что ширина пластинки l и ее расстояние до стенок сосуда, в который налита жидкость, настолько велики, что отступлениями периметра смачивания от прямой линии (в частности, у краев пластинки) можно пренебречь. Для уравнивания сил поверхностного натяжения, действующих со стороны поверхности жидкости на пластинку, необходимо приложить к ней некоторую силу F , направленную вертикально. Эта сила F , очевидно, должна равняться

$$F = 2l\sigma \cos \theta, \quad (1')$$

где l — ширина пластинки, σ — поверхностное натяжение жидкости, θ — макрокраевой угол смачивания.

Будем теперь вытаскивать пластинку из жидкости, двигая ее вверх. Движение это пусть будет происходить настолько медленно, чтобы соответствующий процесс мог рассматриваться термодинамически обратимым и равновесным. Из равновесности процесса вытекает, что на каждом его этапе при бесконечно малом перемещении на расстояние dx работа внешней силы будет равна разности работы образования „сухой“ поверхности и работы образования поверхности раздела твердое тело — жидкость. Таким образом,

$$2l\sigma \cos \theta dx = \sigma_0 dS - \sigma_1 dS, \quad (2)$$

где dS обозначает прирост несмоленной поверхности пластинки.

Интегрируя (2), получим для конечного перемещения Δx

$$\cos \theta \Delta S_0 = \frac{(\sigma_0 - \sigma_1)}{\sigma} \Delta S, \quad (3)$$

где $\Delta S_0 = 2l\Delta x$.

Для пластинки с идеально гладкой поверхностью $\Delta S = \Delta S_0$, и, следовательно, из выражения (3) вытекает II закон Лапласа в его классическом виде

$$\cos \theta_0 = \frac{\sigma_0 - \sigma_1}{\sigma}. \quad (4)$$

Для шероховатой поверхности ΔS — истинная поверхность всегда больше кажущейся ΔS_0 ; называя их отношение

$$\frac{\Delta S}{\Delta S_0} = k \quad (5)$$

коэффициентом шероховатости, из выражений (3) и (4) получим

$$\cos \theta = k \cos \theta_0, \quad (6)$$

что и решает поставленную задачу¹.

¹ Эта формула, однако, по существу без вывода, была предложена ранее Венцелем [2].

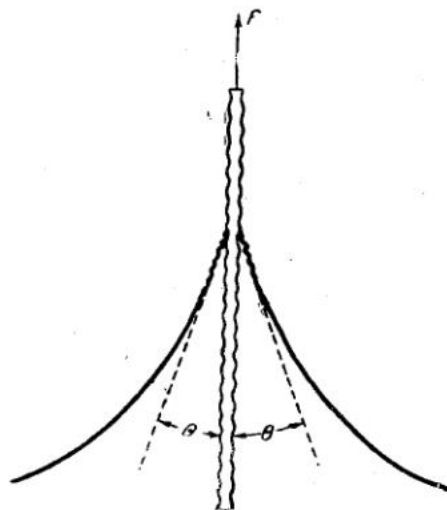


Рис. 1

Перечислим условия, в предположении выполнения которых сохраняет свою строгую приложимость изложенный вывод соотношения (6).

1. Размеры, характеризующие масштаб шероховатости λ , должны настолько превышать радиус действия молекулярно-поверхностных сил, чтобы работа смачивания поверхности была точно пропорциональна истинной площади поверхности ΔS .

2. Размеры шероховатости λ должны быть малы по сравнению с размерами, характеризующими „грубую“ геометрическую форму поверхностей как смачиваемого тела, так и смачивающей жидкости.

3. Рельеф шероховатости должен быть таков, что при перемещении периметра смачивания вдоль поверхности пластинки при ее вытаскивании поверхность жидкости последовательно занимает равновесные, бесконечно близкие положения. Это требование, как легко понять, безусловно выполняется при достаточно пологом рельефе поверхности, но при чересчур крутом (большие значения k) может и не выполняться. В этом случае перемещение периметра смачивания может происходить термодинамически необратимо, вследствие чего появится гистерезис макрокраевого угла смачивания, т. е. зависимость его величины от направления движения периметра смачивания. Полученное соотношение (6) показывает, что шероховатость всегда уменьшает краевой угол и может довести его до нуля. Следует заметить, что если из уравнения (6) для $\cos \theta$ получится величина, большая единицы, то это будет означать в случаях, когда $\cos \theta_0$, найденное из (4), больше единицы, что не только краевой угол равен нулю, но что, кроме того, жидкость растекается по данной шероховатой поверхности, очевидно, используя при этом в основном углубления и микроканавки в ней.

Эти результаты позволяют объяснить наблюдения Трилля [3], согласно которым олеиновая кислота не растекается по полированной поверхности, но растекается по шероховатой стальной поверхности.

Известно также из практики, что в то время как полированные хромированные поверхности плохо смачиваются маслами, что, в частности, приводит к неудобствам при смазке поршневых колец, после анодной обработки поверхность хрома, сделавшись неровной, начинает хорошо смачиваться теми же маслами. Это обстоятельство позволяет понять одну из возможных причин, по которой чрезмерно чистая обработка поверхностей трения может приводить к большему износу по сравнению с обработкой низшего класса.

Заметим, что согласно формуле (6) различие коэффициентов шероховатости в различных точках поверхности твердого тела должно вызывать соответствующие вариации угла θ . Таким образом, погружая данное тело в жидкость, можно по отклонению периметра смачивания от прямой (в случае плоской поверхности тела) судить об однородности или неоднородности тела в отношении микрорельефа.

Лаборатория поверхностных сил
Ин-та физической химии АН СССР

ЛИТЕРАТУРА

1. Дерягин Б. В. ДАН СССР, 51, № 5, 1946.
2. Wenzel R. Ind. Eng. Chem., 28, 988, 1936.
3. Trillat J. et Fritz R. Journ. chim. phys., 35, 45, 1938.

В. П. ЛАЗАРЕВ и член-корр. АН СССР Б. В. ДЕРЯГИН¹

ПРОВОЛОЧНЫЙ ПРИБОР ДЛЯ ОЦЕНКИ СМАЗОЧНОЙ СПОСОБНОСТИ (МАСЛЯНИСТОСТИ) МАСЕЛ В УСЛОВИЯХ ГРАНИЧНОЙ СМАЗКИ

§ 1. Цель всякого лабораторного исследования технических вопросов заключается в последующем извлечении из данных лабораторных экспериментов тех или иных выводов в отношении самого технического объекта или процесса. Наиболее совершенным образом эта цель достигается в методе моделей. Однако наличие строго количественного соответствия между моделью и натурой, необходимого для использования метода моделирования, предполагает достаточно хорошее овладение закономерностями тех явлений, которые служат предметом изучения. В тех же случаях, когда этого условия налицо нет и пользоваться методом моделей не представляется возможным, стремление в лабораторных условиях возможно ближе „копировать“ изучаемый объект представляет сомнительную ценность, поскольку самый критерий подобия отсутствует. Более плодотворным является здесь такое направление лабораторных изысканий или испытаний, которое диктуется стремлением расчленить на отдельные элементы сложный комплекс явлений, имеющих место в натуре, и, отделив от второстепенных основные факторы исследуемого процесса, изучить их в отдельности, по возможности в наиболее чистом виде. Только такой путь может вскрыть закономерности изучаемого процесса и привести в дальнейшем к более строгому учету совокупного действия выделенных факторов. Конечно, здесь следует отдавать отчет в той опасности, которую содержит в себе неправильный выбор условий лабораторного эксперимента, могущий исказить принципиальные стороны изучаемого явления. Однако общие рецепты здесь вряд ли принесут пользу, так как рациональный выбор условий опыта в значительной степени является делом искусства исследователя.

Расчленение сложных явлений и обособленное изучение отдельных участвующих факторов могут представлять не только исследовательский, но и прямой технический интерес для контроля и характеристики условий процесса или свойств применяемых материалов. Примеры этого особенно многочисленны в области испытаний материалов. Так, отсутствие общей теории механических свойств твердых тел не только не мешает, но, скорее, стимулирует применение технических испытаний на твердость или ударную хрупкость, при которых стандартность условий испытания заранее исключает воспроизве-

¹ При участии Н. Н. Захаваевой.

дение тех условий, в которых находится материал в той или иной конструкции.

С подобным же положением мы встречаемся в сложнейшей проблеме смазки механизмов и испытания смазочных материалов.

Закономерности смазочного действия могут считаться выясненными только для жидкостного трения, при котором только и применим метод моделей, если не касаться трудностей его практической реализации. В тех же случаях, когда толщина смазочного слоя между скользящими деталями не везде превышает необходимую толщину, смазочный эффект становится зависящим от особого поведения граничного смазочного слоя, учет которого крайне затруднен малой изученностью соответствующей области явлений. При этом явления жидкостной смазки крайне осложняются, и количественная трактовка их делается по существу невозможной. Между тем практика предъявляет требования оценки смазочных средств не только в отношении объемно-механических свойств, определяющих действие смазки при жидкостном трении, но и в отношении свойств, определяющих положительное действие смазки в условиях граничного трения. Это совпадает с требованием оценивать маслянистость смазки, понимая под ней вышеуказанный комплекс свойств.

Нам представляется в свете развитых общих соображений, что при оценке маслянистости необходим отход от метода моделирования как неосуществимого, и следует идти по линии рассмотрения в первую очередь тех условий, которые обеспечивают воспроизводство режима граничной смазки, т. е. смазки достаточно тонкой пленкой, в чистом виде. Это, конечно, не означает, что выбор таких величин, характеризующих режим смазки, как скорость и удельная нагрузка, является несущественным. Выбор этих величин важно производить с учетом условий работы того узла трения, смазка которого нас интересует. Однако основным и общим при испытании маслянистости остается требование малой толщины смазочной пленки. Это требование нуждается в пояснении. Не является необходимым, чтобы смазочная прослойка между скользящими поверхностями всюду имела малую толщину, соответствующую граничной смазке. Важно, однако, чтобы слагаемое, вносимое в результирующую силу (или, лучше, работу в единицу времени) трения „толстыми“ частями смазочной пленки, было мало по сравнению с этой результирующей, чтобы, таким образом, выделение тепла трения было в основном сконцентрировано в тонких граничных масляных слоях, прилегающих к трущимся поверхностям, что, конечно, связано и с соответствующим распределением нагрузки.

Обычно связывают режим граничного трения с условиями малости скорости и значительности нагрузки, что, однако, не дает определенного и однозначного критерия граничного режима трения, так как толщина смазочной прослойки, вообще говоря, есть сложная функция не только скорости и нагрузки, но и формы трущихся поверхностей.

Наиболее трудной и одновременно основной частью проблемы оценки маслянистости является выбор и замер индикаторов положительного действия смазки в условиях граничного трения. С этим выбором по существу связано и придание того или иного конкретного содержания понятию маслянистости. Наиболее старое определение маслянистости, например, в формулировке Гершеля, выбирает в качестве индикатора положительного действия смазки коэффициент трения. Поскольку всякое лишнее внутренних противоречий определение нового понятия законно, спор может идти только о практической целесообразности, т. е. в данном случае решающим является

вопрос о том, какое действие смазки наиболее практически ценно. Совершенно очевидно, что этот вопрос может иметь разный ответ в зависимости от назначения смазки и условий ее применения. Все же можно утверждать, что в большинстве случаев применения смазки в деталях машин наиболее важной является способность смазки исключать или уменьшать износ, а не понижать трение. Помимо этого имеет значение и то, что коэффициенты трения для различных смазок (при больших нагрузках) колеблются в значительно более узких пределах, чем величины износа, более чувствительно, таким образом, характеризующие достоинство смазки.

Вопрос о том, рационально ли связывать со способностью смазки уменьшать износ термин маслянистость или здесь желательно привлечение иного термина, мы рассматривать не будем, как не связанный с существом дела.

Таким образом, мы приходим к выводу о необходимости характеризовать маслянистость в первую очередь способностью масла уменьшать или предотвращать износ при тонкослойной или граничной смазке. Остается выбрать геометрические, кинематические и динамические условия испытания. Следует отметить, что обычные испытания на износ преследуют цель сравнения износоустойчивости различных материалов, чаще всего в условиях сухого трения. Соответственно совершенно различным задачам и требования к лабораторным испытаниям обоюдо рода могут и даже должны резко различаться. В особенности это справедливо в отношении предлагаемого нового метода, имеющего целью на приборе максимально простой конструкции с затратой минимального количества масла и времени устанавливать различия маслянистости по некоторой шкале, не претендуя на высокую точность.

Одновременно, разработанный прибор позволяет измерять коэффициент трения в широком интервале скоростей.

§ 2. В предлагаемом приборе ДЛ-2 (рис. 1) трущаяся пара состоит из вращающегося вокруг своей оси цилиндрического валика и проволоки, охватывающей его по дуге окружности какого-нибудь поперечного сечения валика. Натяжение T_1 одного конца проволоки задается грузом P , действующим на свободно свисающий конец проволоки. Если не предполагается регистрировать силу трения, то другой конец проволоки с натяжением $T_2 > T_1$ укрепляется неподвижно. Мерой износа валика служит ширина колеи, образуемой проволокой на поверхности цилиндра¹ в результате трения между ними. Ширина колеи измеряется под микроскопом с увеличением около 100 раз.

Ширина борозды, получаемой в присутствии различных масел, может служить мерой их относительной смазочной способности (маслянистости).

Усовершенствованный прибор ДЛ-3 схематически² представлен на рис. 2а и 2б.

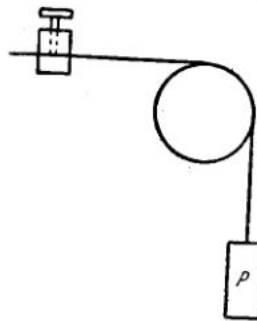


Рис. 1. Схема прибора ДЛ-2.

¹ Возможно также брать в качестве индикатора быстроту износа проволоки, характеризуя ее тем или иным методом.

² Расчеты, изложенные в статье одного из нас в этом же сборнике (стр. 87), показывают, что на подобном приборе легко обеспечивать граничное трение в чистом виде, что, согласно § 1, является основным требованием к подобному рода приборам. Измерения на этом приборе, только что построенном, производились в ЦИАМ.

Рабочий цилиндрический валик *A* нерабочей частью вставляется и завинчивается в гнездо на одном конце вала прибора. Вал, расположенный горизонтально, укреплен на шарикоподшипниках *m* в цилиндре *M*, который может двигаться (по нарезке) во втулке *N* станины. Зажимным винтом *a* подвижной цилиндр *M* наглухо закрепляется во втулке. На другой конец вала помещается ступенчатый шкив *S*, ременной передачей соединенный с приводом. На этом конце вала имеется другое гнездо для цилиндра *A*, куда он вставляется для полировки.

Проволока *d* с грузом *P* на свободном конце идет на рабочий цилиндр *A*, охватывает его на четверти окружности и закрепляется наглухо в зажиме *C*, укрепленном на станине. Зажим представляет собой барабан с мелкой винтовой выточкой, по которой намотана

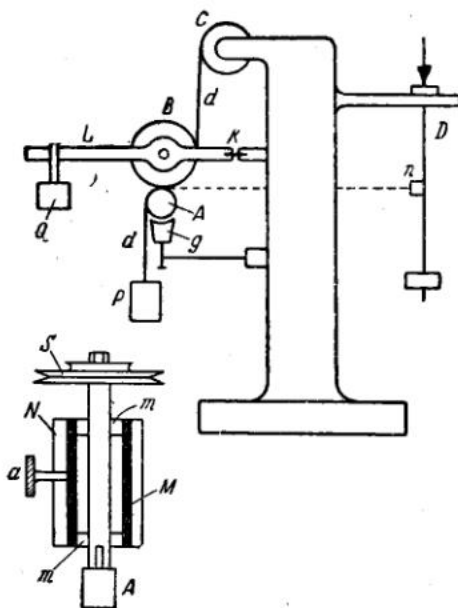


Рис. 2а. Схема прибора ДЛ-3

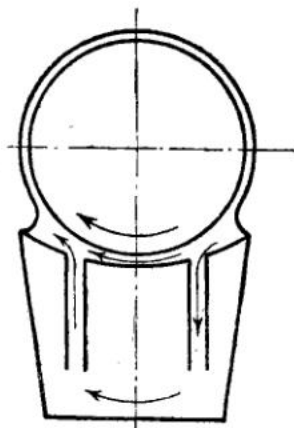


Рис. 2б. Схема смазочного устройства к прибору ДЛ-3

проволока. Барабан зажимным винтом закрепляется неподвижно. Ослабляя зажимной винт и вращая барабан, можно «травить» проволоку и подавать на рабочий цилиндр свежую ее часть. На проволоку, лежащую на рабочем цилиндре, опирается направляющий ролик *B*. Направляющий ролик укреплен на подшипниках в стержне *L*, который может немного вращаться в шарнире. Шарниром служит тонкая стальная фольга *K*, зажата между накладками.

Такая конструкция шарнира исключает боковое перемещение стержня и силу трения. Другой конец стержня нагружается грузом *Q*, чтобы прижать ролик *B* к проволоке. Цель нажимного ролика — служить направляющей для проволоки и дать ей строго определенное направление, а также давать при желании дополнительную сосредоточенную нагрузку на верхний участок проволоки. Смазка рабочего цилиндра производится или непосредственно или масляной *g*. Масленка (рис. 2б) расположена под рабочим цилиндром, и поверхность ее, обращенная к цилиндру, имеет цилиндрическую форму несколько

большого радиуса, чем рабочий цилиндр. На цилиндрической поверхности масленки имеются два продольных прореза с капиллярными каналами, через которые смазка может поступать на рабочий цилиндр при его вращении. Масленка винтами может передвигаться по трем взаимноперпендикулярным направлениям и устанавливается так, чтобы поверхности цилиндров были параллельны при малом их расстоянии одна от другой. При вращении рабочего цилиндра масло будет засасываться в зазор через прорез, расположенный около сбегающей части вращающегося цилиндра *A*, смазывать его и поступать обратно в масленку через другой прорез.

Такое смазочное устройство обеспечивает, как показывает расчет, аналогичный лежащему в основе гидродинамической теории смазки Рейнольдса, автоматическое соблюдение следующих двух условий:

1) постоянство независимой от вязкости η и линейной скорости вала *U* толщины смазочного слоя вокруг вала;

2) постоянство, независимо от η и *U*, отношения объемных скоростей циркуляции смазки через зазор и через капиллярные каналы масленки. Таким образом, испытания износа и трения разных масел с разными η и при разных *U* проходили при тождественных условиях в отношении циркуляции смазки.

После сборки прибора вал прибора приводится во вращение от мотора. Число оборотов вала может меняться в зависимости от расположения ремней на ступенчатом шкиве мотора.

Перед испытанием рабочий цилиндр тщательно полируется, промывается чистым бензином или бензолом, протирается для обезжиривания активированным углем и обезжиренной ватой с бензолом. Затем прибор собирается, как описано, и производится испытание. Для следующего испытания ослабляется зажимной винт *a*, подвижной цилиндр *M* передвигается на 2—3 мм и производится следующее испытание.

После серии испытаний цилиндр вывинчивается, промывается бензином и измеряется под микроскопом при помощи окулярной шкалы ширина борозды. Ширину полученных борозд сравнивают с шириной борозд, полученных при тех же условиях при смазке эталонными маслами. Нами были выбраны как эталонные масла олеиновая кислота (эффективная смазка) и вазелиновое масло (смазка с низкой смазывающей способностью).

Для определения коэффициента трения был использован маятник.

В этом случае проволока, охватывающая цилиндр *A*, закрепляется в зажиме *n* маятника *D*. Стержень *L* приподнимается немного вверх и неподвижно укрепляется в специальном зажиме (не изображенном на рис. 2) так, что нажимной ролик *B* не касается проволоки. Тяжелый маятник, расположенный на некотором расстоянии от оси цилиндра (около 150—200 мм), может колебаться в плоскости, перпендикулярной к оси цилиндра. При вращении цилиндра проволока увлекается силой трения и выводит маятник из положения равновесия. Для определения величины отклонения маятника пользуются зеркальным отсчетом, при котором величина отклонения регистрируется „зайчиком“ на шкале.

Для определения значения коэффициента трения служит формула Эйлера

$$T = T_0 e^{\mu \varphi},$$

где *T* и *T*₀ — натяжение концов проволоки, ведущих к маятнику и к грузу, *e* — основание неперовых логарифмов, φ — угол обхвата проволокой цилиндра (в радианах), μ — коэффициент трения.

Вращая цилиндр в прямом и противоположном направлениях, можно написать:

$$T_1 = T_0 e^{\mu\varphi},$$

$$T_0 = T_2 e^{\mu\varphi}.$$

Исключая T_0 и решая полученное уравнение относительно μ , имеем:

$$\mu = \frac{1/M}{2\varphi} (\lg T_1 - \lg T_2),$$

где $1/M$ — модуль для перехода от десятичных к натуральным логарифмам, равный 2.30, и $\varphi = \frac{\pi}{2}$.

Если существует прямая пропорциональность между натяжением проволоки и смещением „зайчика“ на шкале, то $\frac{T_1}{T_2} = \frac{n_1}{n_2}$, где n_1 и n_2 — отсчеты по шкале при натяжениях T_1 и T_2 .

§ 3. Серия испытаний¹ была произведена для нахождения наиболее выгодных условий, при которых получают лучшую воспроизводимость результатов опыта и наиболее резкие различия в ширине борозд для случая масел, не одинаковых по их смазывающим достоинствам.

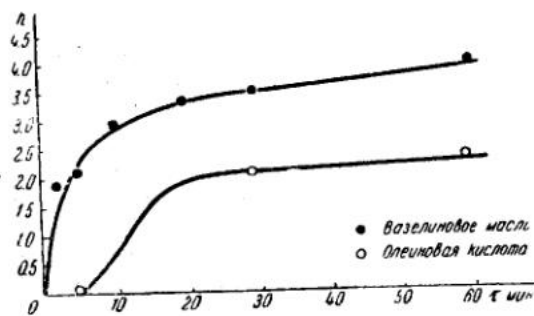


Рис. 3. Износ стального цилиндра в функции времени.

$T_0 = 2$ кг, $D = 20$ мм, $d = 0.3$ мм, $n = 50$ об/мин.

При всех испытаниях на износ диаметр цилиндра $D = 20$ мм и диаметр проволоки $d = 0.3$ мм.

Как показывает микроскопическое исследование рабочих цилиндров из разных материалов (сталь, бронза, баббит), после испытаний в одинаковых условиях ширина и вид борозды получаются различными. Для более мягких материалов борозды получаются более широкие, чем для твердых. На твердых рабочих цилиндрах при активной смазке, при небольших T_0 и малых τ (10 мин.) борозда имеет вид тонкой полоски (1.0—1.5 деления окулярной шкалы), в большинстве случаев даже не сплошной, а состоящей из отдельных „островков“. При увеличении τ h несколько увеличивается, и борозда резко выделяется на фоне поверхности цилиндра. При больших T_0 и τ борозда принимает вид желобка с зазубринами, как бы с рваными краями.

При смазке с низкой маслянистостью изношенная поверхность имеет более широкие и резко очерченные борозды, чем при смазке с высокой маслянистостью; ясно заметный след получается спустя более короткое время, и борозды с „рваными краями“ появляются

¹ Все испытания проводились на приборе ДЛ-2 без направляющего ролика.

при меньших нагрузках. При сильном износе ширина зубрин может превосходить ширину желобка.

Износ на стальных цилиндрах при смазке олеиновой кислотой и вазелиновым маслом для $T_0 = 2$ кг представлен на рис. 3 в функции времени τ . По оси ординат откладывалась ширина борозды h в делениях окулярной шкалы (цена деления 0.016 мм).

На стальном цилиндре при смазке вазелиновым маслом износ начинается спустя короткое время и быстро возрастает. Спустя 10—20 мин. h мало меняется со временем. При смазке олеиновой кислотой износ в интервале до 10—20 мин. не заметен при малых нагрузках (0.5—1.0 кг). При больших T_0 износ обнаруживается спустя около 5 мин., спустя 10—15 мин. h достигает величины, в дальнейшем мало меняющейся со временем.

Таким образом, при определении смазочной способности масел на стальных цилиндрах рационально брать время для опыта в 10—20 мин., а $T_0 = 2$ кг.

На баббитовом цилиндре, как видно из рис. 4, износ при смазке вазелиновым маслом достигает значительной величины спустя короткое время.

На рис. 5 представлена зависимость $h(\tau)$ для цилиндра из свинцовистой бронзы при смазке олеиновой кислотой и вазелиновым маслом для $T_0 = 0.5$ и 1.0 кг. Из рисунка видно, что износ протекает неодинаково для олеиновой кислоты и вазелинового масла в зависимости от T_0 .

При $T_0 = 0.1$ кг и $\tau = 30$ мин. для олеиновой кислоты износ получается меньше, чем износ при смазке вазелиновым маслом. Однако при $T_0 = 0.2$ кг и больше при одинаковых τ для олеиновой кислоты h получается большей, чем для вазелинового масла. Таким образом, наблюдается „инверсия“ смазочного действия,

в результате чего олеиновая кислота — активная смазка — дает больше h , чем неполярное вазелиновое масло.

Очевидно, здесь имеет место переход от нормального смазочного действия к эффекту облегчения диспергирования, исследованному акад. П. А. Ребиндером. Следует отметить, что давление, при котором происходит такая инверсия смазочного действия, имеет более низкое значение для свинцовистой бронзы, занимающей по твердости промежуточное по сравнению с баббитом и сталью.

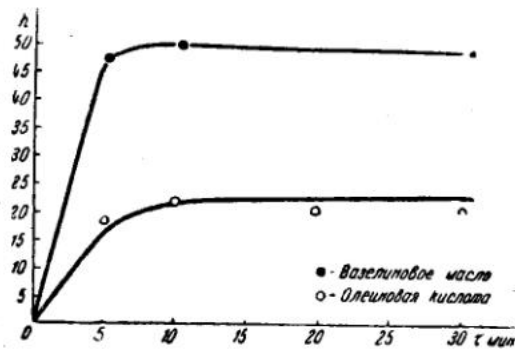


Рис. 4. Износ цилиндра из баббита в функции времени.

$T_0 = 2$ кг, $D = 20$ мм, $d = 0.3$ мм, $n = 50$ об/мин.

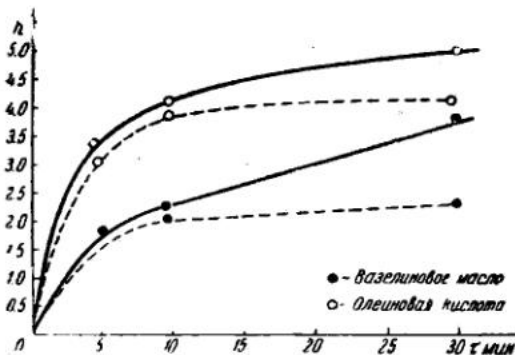


Рис. 5. Износ цилиндра из свинцовистой бронзы в функции времени.

Пунктирная кривая: $T_0 = 0.5$ кг, $D = 20$ мм, $d = 0.3$ мм, $n = 50$ об/мин; сплошная кривая: $T_0 = 1.0$ кг, $D = 20$ мм, $d = 0.3$ мм, $n = 50$ об/мин.

Представляет интерес вопрос о том, как зависит смазочная способность от молекулярного веса в гомологическом ряду жирных кислот, известных своими высокими смазочными свойствами. С этой целью Н. Н. Захаваевой были произведены измерения смазочной

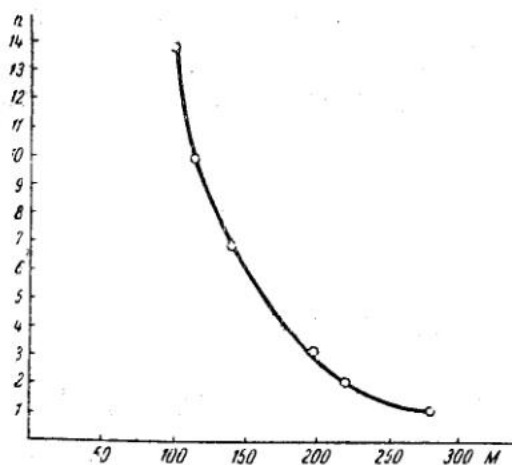


Рис. 6. Зависимость h от M .

Стальной цилиндр: $T_0 = 2$ кг, $D = 20$ мм, $d = 0.2$ мм, $n = 1500$ об/мин., $\tau = 10$ мин.

способности ряда жирных кислот. Результаты испытаний приведены на рис. 6, на котором по оси абсцисс отложен молекулярный вес M . Из рис. 6 виден закономерный рост смазочной способности жирных кислот с молекулярным весом.

Была произведена серия опытов с целью выяснения действия на смазочную способность масел с низкой смазочной способностью присадок. Присадками служили винипол (опытная партия) М. Ф. Шестаковского (ИОХ АН СССР), флоридин и олеиновая кислота. Рис. 7 представляет зависимость h от процентного содержания S винипола, флоридина и олеи-

новой кислоты в масле „МК“. Приведенные данные иллюстрируют применимость прибора к оценке присадок, улучшающих смазочную способность.

§ 4. Определение коэффициента трения μ производилось на том же приборе ДЛ-2 при такой же подготовке поверхностей перед измерениями.

Сначала определялся коэффициент статического трения при крайне медленном вращении цилиндра; далее производился ряд измерений кинетического трения; при этом число оборотов при помощи передач могло меняться от 2 до 2000 об/мин. Обращалось внимание на поведение отклоненного маятника — остается ли он, спустя короткое время, спокойным или колеблется около среднего положения.

Смазкой служили: олеиновая кислота, вазелиновое масло и некоторые промышленные масла.

Для олеиновой кислоты (при $T_0 = 500$ г, $D = 20$ мм, $d = 0.3$ мм), как видно из рис. 8, где по оси абсцисс отложены числа оборотов n , с увеличением n вначале происходит резкое уменьшение μ , начиная от значения, соответствующего статическому. При дальнейшем возрастании n μ постоянно и равно примерно 0.1; при дальнейшем увеличении n μ падает до значения 0.095—0.097.

В этом промежутке колебаний маятника не происходит. При даль-

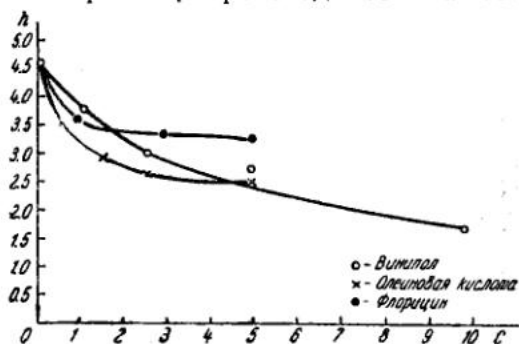


Рис. 7. Зависимость от процента содержания присадок.

Стальной цилиндр: $T_0 = 2$ кг, $D = 20$ мм, $d = 0.3$ мм, $n = 1500$ об/мин., $\tau = 10$ мин.

нейшем увеличении n μ несколько увеличивается (до 0.1), но в этом интервале (400—1360 об/мин.) маятник совершает небольшие колебания около среднего положения.

При $T_0=100$ г, $D=3$ мм и $d=0.1$ мм полученные значения μ имеют при малом n чрезвычайно малую величину (0.05) и с увеличением n возрастают до значения 0.08.

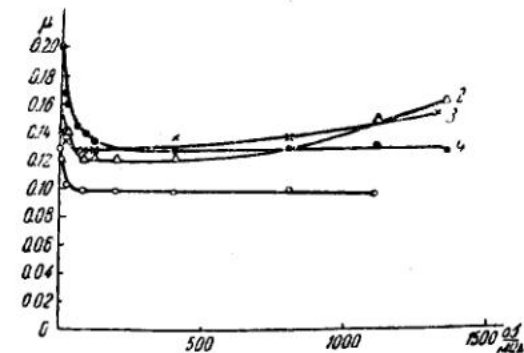
Для цилиндров с диаметром $D=6$ и 20 мм наблюдается падение μ при малых числах оборотов по сравнению со статическим и затем сравнительно быстрое его возрастание до величины, близкой к 0.1. Дальше μ почти не меняется.

Для вазелинового масла (рис. 9) во всех испытаниях наблюдалось сравнительно быстрое падение μ с увеличением n . От 120 до 800 об/мин. μ остается почти постоянным, и при дальнейшем увеличении скорости (свыше 800 об/мин.) коэффициент трения начинает возрастать.

Значение коэффициента трения для случая $T_0=100$ г, $D=3$ мм, $d=0.1$ мм значительно ниже, чем для других случаев. Для случаев $T_0=100$ г, $D=6$ мм и 20 мм, $d=0.1$ мм значения μ можно считать совпадающими.

Надо отметить, что во всех случаях для вазелинового масла при малых числах оборотов (2—55 об/мин.) маятник во время испытания колеблется. При дальнейшем увеличении числа оборотов колебаний маятника не наблюдается.

Необходимо отметить, что значение μ для масел одного наименования может значительно меняться в зависимости от его чистоты и способа очистки. Так для разных проб вазелинового масла коэффициент статического трения колеблется от 0.20 до 0.38.



9. Зависимость μ от n для вазелинового масла.

Кривая 1 $D=3$ мм } $T_0=100$ г, $d=0.1$ мм,
 2 » = 6 » }
 3 » = 20 » }
 4 » = 20 мм, $T_0=500$ г, $d=0.3$ мм

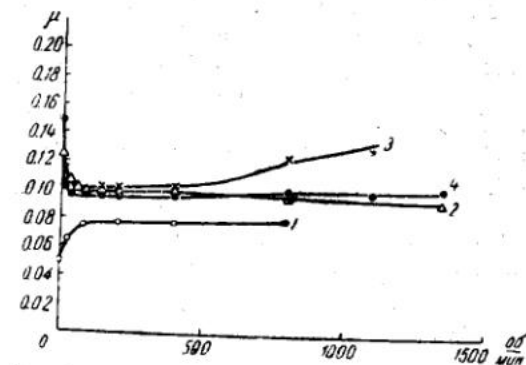


Рис. 8. Зависимость μ от n для олеиновой кислоты.

Кривая 1 $D=3$ мм } $T_0=100$ г, $d=0.1$ мм,
 2 » = 6 » }
 3 » = 20 » }
 4 » = 20 мм, $T_0=500$ г, $d=0.3$ мм

Для кинетического трения колебания в значении μ не так значительны.

ВЫВОДЫ

1. Разработанный новый простой „проволочный“ прибор для оценки смазочной способности масел в условиях граничного трения позволяет оценивать ее по двум показателям: влиянию масел на ширину образующейся при трении колеи износа и коэффициенту трения при различных скоростях.

2. Прибор позволяет, в частности, оценивать действие на смазочную способность присадок к маслам, способных повышать маслянистость.

3. Обнаружена зависимость износа от молекулярного веса жирной кислоты, применяемой в качестве смазки.

4. При не слишком больших нагрузках износ уменьшается при замене вазелинового масла олеиновой кислотой.

Для свинцовистой бронзы уже при нагрузке на проволоку, меньшей 0,2 кг, наблюдается увеличение износа при замене вазелинового масла олеиновой кислотой, т. е. смазочное действие переходит в диспергирующее.

5. Коэффициент трения в присутствии различных масел при малых скоростях с ростом скоростей в большинстве случаев резко падает, при дальнейшем росте скорости изменяясь уже медленно.

Лаборатория поверхностных сил
Ин-та физической химии АН СССР

Член-корр. АН СССР Б. В. ДЕРЯГИН

ТЕОРИЯ ПРОВОЛОЧНОГО ПРИБОРА ДЛЯ ОЦЕНКИ СМАЗОЧНОЙ СПОСОБНОСТИ МАСЕЛ

§ 1. В предыдущей статье [1] описан простой прибор для оценки смазочной способности масел, в котором трущаяся пара представляет собой проволоку, нагруженную грузом и частично охватывающую вращающийся вокруг горизонтальной оси цилиндр. Как было указано в § 1 той же статьи, для того, чтобы прибор мог действительно отвечать своему назначению — давать оценку граничного смазочного действия, необходимо, чтобы толщина смазочной прослойки между проволокой и цилиндром была достаточно мала. Так как при больших скоростях и вязкостях и малых нагрузках толщина смазочного слоя настолько велика, что его поведение полностью определяется уравнениями гидродинамической теории смазки, то первоочередная задача заключается в их приложении к рассматриваемому случаю трения между проволокой и цилиндром с целью определения условий, при которых должен наблюдаться переход от жидкостного трения к граничному. Конечно, в области граничной смазки по самому ее определению толщина слоя смазки, строго говоря, уже не может вычисляться по формулам гидродинамической теории смазки, так как становится необходимым учет молекулярных взаимодействий в масляной пленке, однако некоторую оценку влияния вязкости на толщину ее можно все же на основании этих формул получить. Одним из преимуществ проволочного прибора является сравнительная простота подсбных расчетов. Поэтому в § 2 и развивается такая теория для случаев проволоки и ленты.

При работе с проволочным прибором с целью изучения влияния масел на износ металла существенно важно устранить причины, могущие вызывать боковые смещения проволоки, размывающие «колею» износа. Количественный анализ подобных источников ошибок и возможностей их устранения составляет содержание § 3.

§ 2. Упростим с самого начала задачу, пренебрегая в уравнениях гидродинамики кривизной цилиндра, малой по сравнению с кривизной поперечного сечения проволоки, учитывая кривизну цилиндра и осевой линии проволоки только в уравнениях равновесия самой проволоки. Таким образом, гидродинамические уравнения нашей задачи совпадают с уравнениями для случая скольжения ползуна по плоскости.

Для получения дальнейшего упрощения допустим, что почти на всем протяжении проволоки, радиус которой обозначим через r , толщина зазора h_0 между ней и плоскостью скольжения удовлетворяет условию

$$h_0 \ll r. \quad (1)$$

Тогда, выбирая зону смазочной прослойки в форме узкой плоскости под проволокой так, чтобы на краях этой плоскости толщина слоя h_{\max} удовлетворяла двойному условию

$$h_0 \ll h_{\max} \ll r, \quad (2)$$

мы можем пренебрегать гидродинамическими эффектами трения и давления, имеющими место и действующими на проволоку за пределами этой зоны по сравнению с таковыми же внутри этой зоны. Иначе говоря, можно полагать, что при $h \gg h_{\max}$ давление делается равным нулю и что вся сила трения локализована в рассматриваемой осевой зоне смазочного слоя. В то же время из второй части условия (2) следует, что внутри этой зоны толщина смазочного слоя изменяется от точки к точке медленно, т. е. имеют место условия

$$\frac{\partial h}{\partial x} \ll 1, \quad \frac{\partial h}{\partial y} \ll 1. \quad (3)$$

Возьмем за ось OX проекцию оси проволоки на поверхность цилиндра и перпендикуляр к ней, лежащий в той же поверхности цилиндра, — за ось OY .

Для этого случая, если пренебречь силой тяжести и инерционными членами, давление p удовлетворяет дифференциальному уравнению [2]

$$U \frac{\partial h}{\partial x} + V \frac{\partial h}{\partial y} + \frac{\partial \left(\frac{h^3}{6\eta} \frac{\partial p}{\partial x} \right)}{\partial x} + \frac{\partial \left(\frac{h^3}{6\eta} \frac{\partial p}{\partial y} \right)}{\partial y} = 0, \quad (4)$$

где U и V — компоненты скорости скольжения проволоки относительно цилиндра, η — вязкость жидкости.

Когда направление скольжения совпадает с направлением проволоки, $V=0$ и, следовательно,

$$U \frac{\partial h}{\partial x} + \frac{\partial \left(\frac{h^3}{6\eta} \frac{\partial p}{\partial x} \right)}{\partial x} + \frac{\partial \left(\frac{h^3}{6\eta} \frac{\partial p}{\partial y} \right)}{\partial y} = 0. \quad (4')$$

Если глубина зазора h_0 между проволокой и плоскостью скольжения медленно меняется в функции x , то естественно допустить, что второй член в левой части уравнения (4') мал по сравнению с третьим членом, что, впрочем, легко будет проверить *à posteriori*. В этом случае, если, кроме того, учесть (3), уравнение (4') принимает вид

$$U \frac{\partial h}{\partial x} = \frac{\partial \left(\frac{h^3}{6\eta} \frac{\partial p}{\partial y} \right)}{\partial y} = \frac{\partial \left[\frac{\left(h_0 + \frac{y^2}{2r} \right)^3}{6\eta} \frac{\partial p}{\partial y} \right]}{\partial y}, \quad (5)$$

где вместо h подставлено его приближенное выражение. Отсюда, полагая, что при $h \gg h_0$, $p \sim 0$, интегрируя, получим

$$p = +3 \eta U \frac{r \frac{\partial h_0}{\partial x}}{\left(h_0 + \frac{1}{2r} y^2 \right)^2}. \quad (6)$$

Результирующая на единицу длины проволоки нормальная реакция масляного слоя N равна

$$N = \int_{-\infty}^{+\infty} p dy = \frac{3\pi}{\sqrt{2}} \eta U r^{\frac{3}{2}} h_0^{-\frac{3}{2}} \frac{\partial h_0}{\partial x}. \quad (7)$$

Пренебрегая жесткостью проволоки и уподобляя ее, следовательно, упругой нити, можно написать уравнения равновесия ее в виде

$$N = \frac{T}{R}, \quad (8)$$

где T — натяжение проволоки, R — радиус цилиндра.

Пренебрегая изменениями T вдоль проволоки за счет сил трения, т. е. полагая $T = T_{\text{ср}}$, мы легко получим из уравнений (7) и (8)

$$\frac{1}{\sqrt{F_0}} = \frac{T_x}{3\sqrt{2}\pi R r^{\frac{3}{2}} \eta U} + \frac{1}{\sqrt{h_0}}, \quad (9)$$

где h_0 соответствует значению $x=0$, которое мы припишем точке A (рис. 1), где начинается свободно свисающий конец проволоки. Считая отношение второго члена правой части уравнения (9) к первому малым, из уравнения (9) найдем

$$h_0 = \frac{18\pi^2 R^2 r^3 \eta^2 U^2}{T^2 x^2}, \quad (10)$$

что во всяком случае дает верхний предел для h_0 .

Для случая, изображенного на рис. 1 и применявшегося в наших опытах, $x = \frac{\pi}{2} R$. Если при этом положить в соответствии с условиями, имевшими место в ряде экспериментов, $R=1$ см, $r=0.01$ см, $U=2\pi \cdot 25 \cdot 1$ см/сек., $\eta \sim 1$, $T=2 \cdot 10^6$ дин, то для h_0 получим

$$h_0 \approx 0.5 \cdot 10^{-12},$$

что заведомо меньше толщины граничной смазки¹.

В результате неизбежной контактной деформации, а также износа проволоки или цилиндра, это положение может, однако, измениться. Примем сначала для простоты расчетов, что толщина зазора при $(y) \leq y_0$ постоянна (зависит только от x) и что при $y = \pm y_0$, $p = 0$. Тогда вместо (6) получим

$$p = 3\eta U \frac{(y_0 - y^2)}{h^2} \frac{\partial h}{\partial x}. \quad (11)$$

¹ Нереально малое значение h_0 иллюстрирует, впрочем, необходимость учета молекулярных эффектов при граничной смазке.

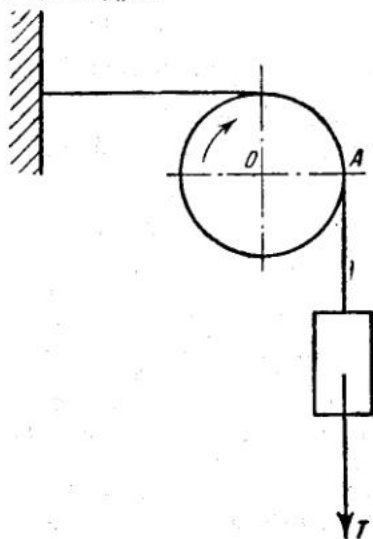


Рис. 1. Схема проволочного прибора

Вместо формулы (7) будем теперь иметь

$$N = \int_{-y_0}^{+y_0} p dy = + \frac{4\eta U}{h^3} \frac{\partial h}{\partial x} y_0^3,$$

а вместо формулы (9)

$$\frac{1}{h^3} = \frac{T_x}{2Ry_0\eta U} + \frac{1}{h^{12}}. \quad (12)$$

Пренебрегая $\frac{1}{h^{12}}$, получим

$$h = \sqrt[3]{\frac{2Ry_0\eta U}{T_x}}. \quad (13)$$

При тех же прочих условиях значения h могут значительно превышать значения h_0 из формулы (10). Например, при $\frac{x}{R} = \frac{\pi}{2}$, $T = 2 \cdot 10^6$, $\eta U = 50\pi$, $y_0 = 10^{-3}$ см (что является заведомо преувеличением наблюдавшихся значений y_0)

$$h \approx 10^{-5} \text{ см.}$$

Увеличение U в сто раз обеспечивает условия граничной смазки, делая $h = 10^{-6}$ см.

В предыдущих расчетах, в частности, при выводе формул (6) и (10), не учитывалась деформация проволоки и цилиндра в местах контакта. Легко, однако, показать, что ее влияние на результаты определения износа незначительно.

Для приложения к интересующему нас случаю теории упругого контакта Герца можно пренебречь кривизной цилиндра по сравнению со значительно большей кривизной проволоки, что сводится к задаче о контакте между плоскостью и цилиндром вдоль образующей последнего. Для этого случая теория Герца дает

$$b = k(\theta_1 + \theta_2)^2 (Nr)^{\frac{1}{2}}, \quad (14)$$

$$P = P_{\max} \sqrt{1 - \left(\frac{y}{b}\right)^2}, \quad (14')$$

$$P_{\max} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{1}{\pi k} (\theta_1 + \theta_2)^{-\frac{1}{2}} \left(\frac{N}{r}\right)^{\frac{1}{2}}, \quad (14'')$$

где $N = \frac{T}{R}$ — нормальная «нагрузка» на единицу длины проволоки,

$2b$ — ширина зоны контакта, P — удельное давление на расстоянии y

от осевой линии полоски контакта, $\theta_1 = \frac{\lambda_1 + 2\mu_1}{4\pi\mu_1(\lambda_1 + \mu_1)}$ и $\theta_2 = \frac{\lambda_2 + 2\mu_2}{4\pi\mu_2(\lambda_2 + \mu_2)}$ —

— упругие константы соответствующего цилиндра и проволоки, связанные вышенаписанным образом с известными константами упругости Ламе. Постоянная k равна

$$k = \int_0^{\infty} \frac{d\xi}{(1+\xi)^{\frac{3}{2}} \xi^{\frac{1}{2}}} = 2 + \frac{1}{\sqrt{2}} \lg_e \frac{\sqrt{2}+1}{\sqrt{2}-1} = 3.25.$$

Из выражений (14) и (14') для случая, когда $R=1$ см, $r=10^{-2}$ см, $N=2 \cdot 10^6$ дин, $\theta_1=\theta_2=10^{-23}$ (для стали), получаем

$$2b \cong 4 \cdot 10^{-4} \text{ см, } P_{\text{max}}=0.4 \cdot 10^{10} \text{ дин/см}^2.$$

Получающаяся ширина зоны контакта значительно меньше, чем ширина колеи износа, наблюдавшаяся в наших опытах. Таким образом, упругая деформация в зоне контакта влияла на процесс износа в его начальной стадии, но не могла непосредственно отражаться на результатах замера окончательной ширины колеи износа. В то же время, будучи независимой от рода масла, упругая контактная деформация не мешает получению сравнительных данных, отражающих неодинаковую способность различных масел уменьшать износ при одинаковых условиях испытания.

Следует отметить, что наличие между проволокой и цилиндром смазочного слоя неравномерной толщины требует введения в формулы теории контакта Герца некоторой поправки. Что в зоне герцовской полоски контакта толщина смазки не может быть одинаковой для разных u , следует из того, что выражение для давления P (14') не совпадает с выражением (11) для распределения давления в слое жидкости равномерной толщины. Это обстоятельство, однако, не меняет ни выше сформулированных выводов, ни порядка ширины зоны упругого контакта.

§ 3. Рассмотрим теперь возможные источники погрешности с целью теоретического обоснования требований к соответствующему прибору для испытания масел. Очевидно, что для получения правильных результатов необходимо, чтобы дуга соприкосновения цилиндра с проволокой лежала в точности в плоскости поперечного сечения вращающегося цилиндра. Это требование может не реализоваться по одной из следующих причин:

- 1) случайные толчки и сотрясения, выводящие проволоку с грузом из положения равновесия;
- 2) нецилиндричность рабочего валика (его конусность);
- 3) негоризонтальность его оси;
- 4) «битье» вследствие того, что ось цилиндра не совпадает с осью вращения.

Рассмотрим эти причины по порядку. Не анализируя причин толчков¹ и способов их исключения или обезвреживания (погружение груза, натягивающего проволоку, в масляный демпфер, и др.), остановимся на подсчете сил сопротивления боковому смещению проволоки; очевидно, что этими силами являются компоненты действующих на проволоку сил трения в направлениях, перпендикулярных к скоростям U соответствующих участков поверхности вращающегося цилиндра.

Другой компонентой вектора относительной скорости скольжения проволоки по цилиндру является V — скорость бокового смещения проволоки. Отсюда для искомой компоненты силы трения имеем

$$F_y = -\frac{F_x}{U} V, \quad (15)$$

¹ Отметим только, что одной из причин возникновения боковых смещений проволоки может являться недостаточная смазка, слишком тонким слоем. Увеличением количества масла, окружающего места трения между проволокой и цилиндром, можно, однако, всегда добиться уничтожения вызванной недостатком смазки неустойчивости проволоки, за исключением случаев больших значений U_n , когда проволока легко смещается из положения равновесия действием сил, проистекающих из вязкости смазки.

где F_x при малости отношения $\frac{V}{U}$ близко к результирующей силе трения.

Мы видим, что боковые смещения проволоки демпфируются силой F_y , пропорциональной скорости этих смещений с коэффициентом пропорциональности, обратно пропорциональным скорости вращения рабочего валика. Таким образом, устойчивость проволоки должна возрастать с уменьшением скорости вращения (линейной!). С другой стороны, отсутствие в выражении для F_y члена, не зависящего от скорости V_y , является благоприятным, обеспечивая возможность для проволоки после нескольких поворотов валика занять положение устойчивого равновесия. При полном отсутствии сил трения проволока располагалась бы на поверхности валика по геодезической линии.

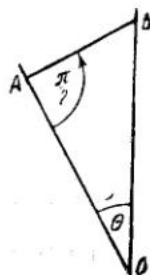


Рис. 2.

Рассмотрим теперь влияние на образование колеи износа конусности рабочего валика при горизонтальной оси вращения. Если пренебречь влиянием силы трения, то кривая контакта проволоки с поверхностью конуса будет являться геодезической линией последней и после развертки конуса на плоскость изобразится прямой. Вертикальный участок проволоки касается поверхности конуса в точке горизонтального осевого сечения и, следовательно, перпендикулярен к горизонтально расположенной образующей, проходящей через точку контакта, являющуюся конечной точкой линии контакта. Вторая концевая точка этой же линии контакта, граничащая с горизонтальным концом проволоки, лежит, очевидно, в плоскости вертикального осевого сечения. Следовательно, после развертки (рис. 2) угол $AOB = \theta$ обеих этих образующих будет равен $\frac{\pi}{2} \sin \omega$, где ω — угол между образующими и осью конуса. Угол OAB в то же время будет прямым. Легко видеть, что разность расстояний \overline{OA} и \overline{OB} , определяющая уширение колеи за счет конусности рабочего валика, равна при малости угла θ

$$\delta = \overline{OB} - \overline{OA} \cong \overline{AB} \frac{\theta}{2} \cong \frac{\pi}{2} \overline{AB} \omega,$$

где \overline{AB} — длина дуги обхвата проволокой валика.

Для наших опытов обычно $\overline{AB} = \frac{\pi}{2} R$ и $R = 1$ см, т. е. $\overline{AB} = \frac{\pi}{2}$. При этом достаточно, чтобы ω было меньше 10^{-3} (что не трудно было достичь), чтобы соблюдалось условие

$$\delta < 2.5 \cdot 10^{-3} \text{ см.}$$

Это дает размытость, значительно меньшую, чем ширина самой колеи, в подавляющем большинстве случаев. Как легко показать, анализируя условия равновесия проволоки на вращающемся конусе с учетом трения, это последнее может только уменьшить размытость колеи. Заметим, что по мере углубления колеи возникает прогрессивно растущее препятствие ее размыванию, так что для всех случаев достаточно «разработанных» колеи влияние конусности перестает иметь значение. Она, подобно герцевской контактной деформации, эффективна только в начальных стадиях износа валика под проволокой.

Рассмотрим теперь условия равновесия натянутой проволоки на вращающемся цилиндре с учетом сил трения. Допустим, что речь идет о вращении цилиндра с негоризонтальной осью, вращающегося вокруг своей оси симметрии. Проектируя силы, действующие на любой участок проволоки, на ось вращения, мы в качестве одного условия равновесия находим

$$T_2 \cos \alpha_2 = T_1 \cos \alpha_1 = \text{const}, \quad (16)$$

так как силы трения и нормальной реакции N перпендикулярны к оси вращения, где T_2 и T_1 — натяжения на обоих концах рассматриваемого участка проволоки, а α_2 и α_1 — углы, составляемые касательной к ней в соответствующих точках с осью вращения. Спроектируем теперь какой-нибудь элемент длины проволоки вместе с действующими силами на плоскость нормального сечения цилиндра (рис. 3). По известной теореме о равновесии нитей проекция проволоки должна находиться в равновесии под действием проекций сил, что дает право написать два условия равновесия:

$$dN = T \sin \alpha d\theta, \quad (17)$$

$$d(T \sin \alpha) = \mu dN, \quad (18)$$

где dN и μdN — соответственно нормальная реакция и сила трения между поверхностью и проволокой, проектирующейся в натуральную величину, μ — коэффициент кулоновского трения, θ можно принять равным (см. рис. 3) азимуту осевого сечения цилиндра, проходящего через данную точку проволоки или, короче, „азимуту“ точки проволоки. Из формул (17) и (18) следует

$$\frac{d(T \sin \alpha)}{T \sin \alpha} = \mu d\theta, \quad (19)$$

или

$$T \sin \alpha = \text{const.} \cdot e^{\mu\theta}, \quad (20)$$

что является обобщением известной формулы Эйлера.

Из формул (16) и (20) вытекает уравнение

$$\text{tg } \alpha = \text{const.} \cdot e^{\mu\theta}, \quad (21)$$

определяющее форму линии контакта.

Если развернуть цилиндр на плоскость и ввести координаты x, z с осями, параллельными и перпендикулярными образующим цилиндра, то вместо формулы (21) можно написать

$$\frac{dz}{dx} = \text{const.} \cdot e^{\frac{\mu x}{R}}. \quad (22)$$

Или, интегрируя,

$$z = \text{const.} \frac{R}{\mu} e^{\frac{\mu x}{R}} + \text{const}, \quad (23)$$

т. е. уравнение контактной линии является экспоненциальным.

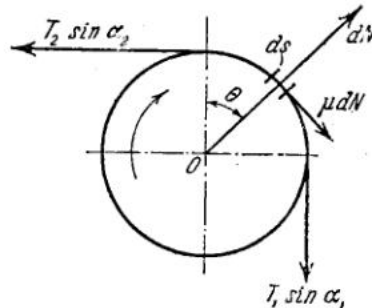


Рис. 3. К расчету равновесия гибкой нити при трении о вращающийся вал

Воспользуемся теперь полученными результатами, чтобы определить максимально возможную размытость колеи за счет негоризонтальности оси цилиндра, наклоненной к горизонту под углом ω . Вертикальный конец проволоки будет, очевидно, составлять с образующей угол $\omega = \pm \frac{\pi}{2}$ и, следовательно, для примыкающей точки контактной линии будем иметь

$$\left(\frac{dz}{dx}\right)_2 = \operatorname{tg} \omega, \quad (24)$$

и, согласно формулам (21) и (22), для другого конца контактной линии

$$\left(\frac{dz}{dx}\right)_1 = e^{\theta\mu} \operatorname{tg} \omega, \quad (25)$$

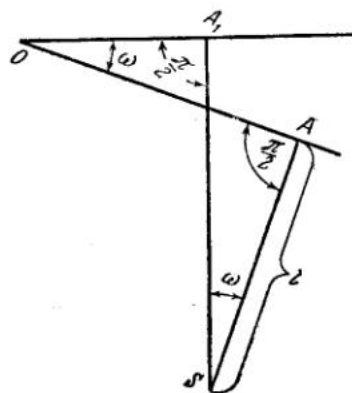


Рис. 4.

где θ — угол обхвата, обычно равнявшийся $\frac{\pi}{2}$; размытость, измеряемая разностью $z_2 - z_1$, будет, согласно формулам (22), (23) и (24), равна

$$z_2 - z_1 = R\theta \operatorname{tg} \omega \frac{(1 - e^{-\theta\mu})}{\theta\mu},$$

но, как легко показать, $(1 - e^{-\theta\mu}) < \theta\mu$, следовательно

$$z_2 - z_1 < R\theta \operatorname{tg} \omega.$$

Итак, при $R=1$ см и $\theta = \frac{\pi}{2}$, для того чтобы $z_2 - z_1$ оставалось меньше чем 10^{-3} см, достаточно, чтобы ω было меньше чем $0.6 \cdot 10^{-3}$ или, приблизительно, $\omega < 2'$.

Такая точность установки вполне легко осуществима при помощи уровня. Здесь также имеет место замечание об уменьшении эффективности факторов, размывающих колею, с ее ростом.

Рассмотрим теперь ошибку из-за „битья“. Допустим для этого, что ось цилиндрического валика при его вращении описывает конус вокруг горизонтальной оси, составляющей с осью валика угол ω . Допустим для упрощения, что точка крепления горизонтального участка проволоки лежит выше оси вращения на высоту, равную радиусу валика R .

При этом условии строго горизонтальное положение закрепленного участка проволоки будет наблюдаться при каждом обороте валика при двух диаметральных его положениях, соответствующих горизонтальным направлениям его образующих. Одновременно в этих положениях проволока будет составлять с образующими валика прямые углы (см. вид сверху на рис. 4). Отсюда следует при малости угла ω , что разность δ расстояний \overline{OA} и $\overline{OA_1}$, измеряющая перемещение точки контакта проволоки с цилиндром от одного крайнего положения до другого, т. е. ширина размытости колеи вследствие „ерзания“ проволоки, равна

$$\delta = l\omega,$$

где l — длина горизонтального участка проволоки до точки закрепления S . Уменьшая l до 1—2 мм и добиваясь правильной центрировкой цилиндра малости ω (порядка 10^{-3} — $2 \cdot 10^{-3}$), можно было сделать δ меньшим 2—4 микрон.

Резюмируя, мы видим, что всегда возможно обеспечить такие условия, при которых размытость колеи вследствие ерзания проволоки не будет по своей малости сказываться на результатах испытаний.

Лаборатория поверхностных сил
Ин-та физической химии АН СССР

ЛИТЕРАТУРА

- 1 См. этот сборник, стр. 77.
- 2 См., например, Ми ч е л ь А. Гидродинамическая теория смазки. Сборник из серии „Классики естествознания“ под ред. акад. Л. С. Лейбензона стр. 481, ГТТИ, 1934.

Член-корр. АН СССР Б. В. ДЕРЯГИН и Н. Н. ЗАХАВАЕВА

О ВЛИЯНИИ КИСЛОРОДА ВОЗДУХА НА ИЗНОС СМАЗОЧНОЙ ПЛЕНКИ ПРИ КИНЕТИЧЕСКОМ ТРЕНИИ

§ 1. Под износом смазочной пленки при трении смазанных поверхностей мы подразумеваем процесс потери смазочной способности масляной пленки вследствие воздействия на нее различных физических и химических факторов. При износе пленки наряду с механическим процессом ее протирания (или продавливания) и сопровождающими его физико-химическими явлениями возможно окисление смазки вследствие наличия кислорода в окружающем воздухе (и внутри смазки) при участии высоких температур и каталитического действия металла. Кроме того, может происходить разложение смазки под действием высокой температуры, развивающейся при трении, и образование новых веществ вследствие взаимодействия молекул смазки и металла поверхностей, веществ, также влияющих на трение [1, 2, 3, 4, 5]. Нельзя представить процесс „истирания“ пленки как простой механический износ пленки, не учитывая все прочие явления, его сопровождающие и ему способствующие. С целью выяснения, в первую очередь, роли окисления пленки были проделаны опыты ее „износа“ при трении в атмосфере азота при отсутствии кислорода.

Окисление масляной пленки в процессе трения, могущее играть весьма существенную роль, исследовано недостаточно. Стойкость масел против окисления является одним из основных параметров, характеризующих качества масла, тесно связанным с его химическим составом. Устойчивость масел по отношению к окислительному воздействию кислорода воздуха и характер получающихся продуктов окисления зависят от состава масел, т. е. относительного количества различных групп углеводородов, и от их строения. Под влиянием кислорода воздуха углеводороды, составляющие смазочные масла, окисляются, в результате чего в маслах накапливаются различные продукты окисления. Очень большое влияние на скорость окисления имеют температура, примесь в масле воды и т. д. В процессе окисления образуется ряд веществ, ускоряющих окисление смазки. К таким веществам относятся жирные кислоты. Если масло взболтано с воздухом или водой, то наблюдается очень быстрое окисление масла. Продувание через масло инертного газа — азота — уменьшает окисляемость масел, так как азот вытесняет растворенный в масле воздух (кислород).

Высокая температура вызывает разложение молекул смазки и при наличии кислорода ускоряет окисление масла. Окисление и разложение масел вследствие высокой температуры обычно сопровождается его потемнением, выпадением осадка. Окисление и разложение масел в процессе трения, как показали опыты, играет большую роль. Легко

окисляющиеся нестойкие масла дают при трении нагарообразование, повышающее трение. Легкая окисляемость масел неблагоприятно отражается на устойчивости масляной пленки, особенно пленки „граничной толщины“. Изменение поверхности соприкосновения масла с воздухом (кислородом) значительно влияет на окисление масла. С увеличением поверхности скорость окисления возрастает. Даже для масел, обладающих большой устойчивостью в условиях жидкостного трения, при свободном доступе воздуха и малой толщине пленки процесс окисления может протекать очень быстро. Поэтому при трении поверхностей с пленкой граничной толщины, нанесенной на одну из поверхностей, и свободном доступе воздуха в зазор между поверхностями особенно легко можно выявить роль окисления пленки в процессе ее износа. С этой целью были проведены опыты при кинетическом трении в атмосфере азота, т. е. в условиях, дающих возможность исключить окисление пленки граничной толщины вследствие незначительного содержания кислорода (0.001%) в азоте.

§ 2. Опыты по выяснению влияния кислорода на процесс износа масляной пленки производились на приборе ДЛ (Дерягин—Лазарев) несколько измененной конструкции. Основной частью прибора являлся вращающийся цилиндр *C* (рис. 1) диаметром 2 см. Цилиндр надевался на ось мотора, помещенную вертикально. Скорость вращения мотора могла изменяться посредством реостата, помещенного в цепи питания мотора. Через цилиндр перекидывалась стальная проволока диаметром $d=0.1$ мм. Проволока поддерживалась в горизонтальном положении при помощи блока *L*, через который она была перекинута. На конец проволоки, перекинутый через блок и висящий вертикально, помещался груз *N* весом от 10 до 100 г. Другой конец проволоки прикреплялся к маятнику *M*, отклонения которого измерялись методом зеркального отсчета и позволяли регистрировать изменения силы трения со временем. С целью уменьшения ошибок, могущих произойти от „ерзанья“ проволоки по цилиндру в процессе трения, проволока помещалась под углом к оси цилиндра, несколько отличным от прямого, в результате чего проволока оставляла более широкий след на цилиндре и

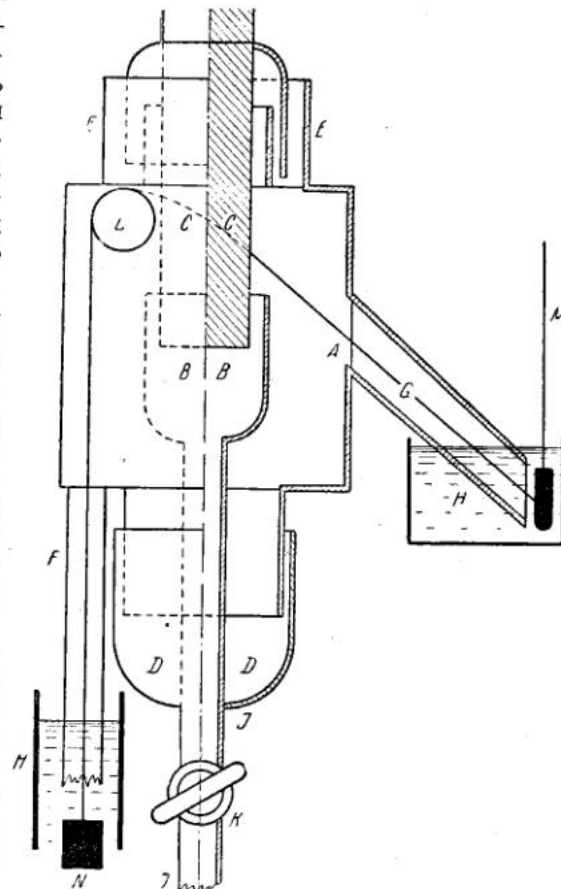


Рис. 1. Схема прибора.

A — камера; *B* — ванна; *C* — цилиндр; *D*, *E* — масляные камеры; *F*, *G* — трубки, погруженные в масло; *H* — ванна с маслом; *I* — сифон; *K* — кран; *L* — блок; *M* — маятник; *N* — груз

незначительное ее смещение имело относительно небольшое влияние на результаты опыта. Так как опыты должны были производиться в атмосфере азота, то необходимо было заключить трущиеся поверхности в герметически закрытую камеру. Камера *A* имела цилиндрическую форму (рис. 1). Герметичность камеры достигалась применением масляных затворов *D* и *E*. Масляных затворов было два: верхний и нижний. Верхний затвор *E* был сделан таким образом, что цилиндр мог свободно вращаться, не нарушая герметичности камеры. С этой целью цилиндр был изготовлен в виде „грибка“, как показано на рис. 1. Края „шляпки грибка“ помещались между стенками ванны, а стальной цилиндр проходил в камеру через отверстие внутреннего полого цилиндра. Нижний затвор *D* устраивался по этому же принципу.

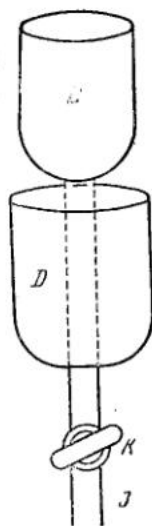


Рис. 2. Ванна для нанесения пленки.

B — ванна; *D* — масляный затвор; *K* — кран; *J* — сифон

Разница была только в том, что внутренний из двух коаксиальных цилиндров представлял ванну, из которой путем слива наносился слой масла на поверхность стального цилиндра (рис. 2, где *B* — ванна для нанесения пленки, *D* — масляный затвор, *K* — кран, *J* — сифон).

С целью вывода проволоки из камеры без нарушения ее герметичности проволока пропусклась через трубки *G* и *F*, погруженные в масляные ванны *H*.

Поверхность цилиндра перед опытом шлифовалась различными номерами пасты ГОИ, протиралась бензолом и очищалась активированным углем. После очистки поверхности цилиндр помещался в камеру и через камеру прогонялся очищенный азот со скоростью 100 см³/мин. Азот очищался по схеме, изображенной на рис. 3, где *A* — азотный баллон;

B — буферный баллон;

C — камера;

П — печь, наполненная сеткой красной меди для поглощения кислорода;

D — щелочной раствор гидросульфата натрия также для поглощения кислорода;

E — щелочной плюмбит для поглощения сернистых соединений, образуемых после прохождения *D*;

F — труба с хлористым кальцием для осушки азота;

H — ловушка с жидким воздухом.

Подобная очистка азота дает возможность довести содержание кислорода до 0.001%. Промывка камеры производилась в течение 1 часа, после чего наносилась масляная пленка (методом слива). Так как ванна являлась составной частью нижнего затвора, то в течение всего опыта она находилась внутри камеры и раствор нагнетался в ванну азотом из сосуда, в который был впаян конец сифона. Ванна с раствором подводилась снизу под цилиндр, который погружался на нужную глубину. Кран сифона, верхний конец которого был впаян в ванну, открывался, и производился слив раствора масла с определенной скоростью.

Расчет толщины наносимого слоя производился по формуле Б. В. Дерягина [6, 7]:

$$h = \frac{Kv(\eta U)^{1/2}}{V(\rho g)^{1/2} \sigma^{1/4}},$$

где *h* — толщина слоя смазки;

v — объем смазки;

V — объем раствора;

K — 0.94...

U — скорость опускания уровня раствора при сливе;
 η — коэффициент внутреннего трения;
 ρ — плотность раствора;
 g — ускорение силы тяжести;
 σ — поверхностное натяжение.

После слива летучий растворитель (перегнанный и осушенный бензол) испарялся, и тонкий слой смазки оставался на цилиндре. Проволока приводилась в соприкосновение с цилиндром и включался мотор. После каждого опыта проволока перемещалась таким образом, что только неистертый участок ее поверхности мог касаться поверхности цилиндра.

На основании опытных данных можно было построить трибограммы-графики зависимости силы трения от времени, и судить о смазочных свойствах по кинетике подъема коэффициента трения до достижения сухого трения по ранее описанному методу [8, 9].

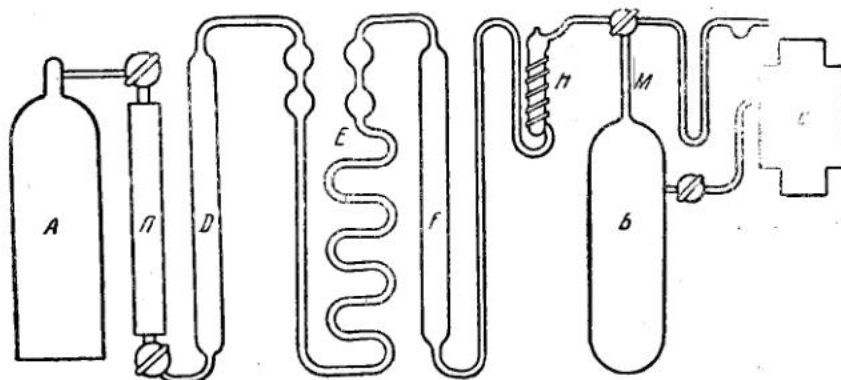


Рис. 3. Схема для очистки азота.

А — баллон с азотом; Б — буферный баллон; ПДЕFH — система для очистки азота; М — манометр; С — камера

§ 3. Опыты проводились в атмосфере азота и воздуха (для сравнения) с различными маслами: вазелиновым маслом, маслом любрикетинг, касторкой, турбинным маслом. Результаты зависели от индивидуальных особенностей каждого масла, от его состава. Общий вывод, который можно сделать на основании опытов, показывает, что, как и можно было предположить, присутствие кислорода в атмосфере оказывает влияние на живучесть пленки масла.

Опыты, проведенные на воздухе и в атмосфере азота, дали различные результаты. Уменьшение концентрации кислорода в опытной камере благоприятно влияет на устойчивость масляной пленки при трении. Для всех масел без исключения, согласно «трибограммам», износ смазочной пленки в атмосфере азота наступает через более длительный промежуток времени, чем в воздухе (кислороде).

В опытах, проведенных нами в воздушной атмосфере, отмечалось, что при трении смазанных поверхностей в ряде случаев наблюдалось появление на поверхности трения коричневого налета, являющегося, вероятно, продуктом окисления и разложения масел, а также, возможно, окисления поверхности. В том случае, когда в качестве смазки применялось вазелиновое масло, этот налет почти не наблюдался. При проведении опытов в атмосфере азота налет на поверхности трения, даже для масел, легко окисляющихся, был очень слабый, возможно, потому, что продукты окисления масла и поверхности металла

в этом случае отсутствовали и налицо были только продукты разложения масла вследствие высокой температуры. Сравнивая результаты опытов, полученных с различными маслами, можно отметить, что некоторые масла, будучи на воздухе почти одинаковыми по своим смазочным свойствам, в атмосфере азота различаются значительно. Так, например, вазелиновое масло и турбинное в воздухе различаются между собой по „живучести“ или износостойчивости смазочной пленки примерно в 1,2 раза, в то время как в атмосфере азота смазочные свойства этих масел различаются раза в два.

Присутствие в масле влаги и воздуха, растворенных в объеме, значительно сказывается на смазочных свойствах масел. Опыты по трению смазанных поверхностей в атмосфере азота с маслами, продуктами предварительно азотом и осушенными, показали большую устойчивость масляной пленки по сравнению с устойчивостью пленки масла, не продутого азотом и не осушенного. Например, для касторового масла при толщине пленки $h=0.03\mu$, нагрузке на проволоку $P=50$ г, скорости вращения цилиндра $V=50$ см/сек. соответствующие данные приведены в табл. 1. Не только присутствие кислорода в камере (в окружающей атмосфере), но и присутствие кислорода, растворенного в объеме масла, влияет на устойчивость масляной пленки. Так как продуктом разложения масел мог являться кислород, то необходимо было быстрое его удаление; с этой целью опыты проводились в непрерывном потоке азота при перепаде давления, равном 5 см ртутного столба.

Таблица 1

| Касторовое масло | |
|---|---------------------------|
| У с л о в и я | Время жизни пленки (мин.) |
| В атмосфере воздуха | 15 |
| В атмосфере азота (масло не продут азотом и не осушено) | 32 |
| В атмосфере азота (масло продут азотом и осушено) | 45 |

Различное содержание кислорода в камере, как и следовало ожидать, оказывает влияние на устойчивость масляной пленки при трении (табл. 2). Если уменьшить содержание кислорода в камере до 1%, то в среднем устойчивость масляной пленки при трении возрастает для всех испытуемых масел (за исключением вазелинового) примерно в два раза по сравнению с контрольными опытами, проведенными в воздухе. Уменьшение содержания кислорода в камере до 0.001% повышает устойчивость масляной пленки по сравнению с контрольными опытами, проведенными на воздухе.

Уменьшение содержания кислорода в камере до 0.001% повышает устойчивость масляной пленки по сравнению с контрольными опытами, проводимыми на воздухе, примерно в три раза, для вазелинового масла несколько меньше — примерно в 2—2.5 раза. В табл. 2 приведены сравнительные данные для ряда масел.

Как видно из таблицы, несмотря на почти полное удаление кислорода из камеры, износ уменьшался не более чем в 2—3 раза. Следовательно, в процессе ее „износа“ играет роль не только окисление пленки, но и другие процессы, сопровождающие трение.

Таблица 2

| Название масла | Время жизни смазочной пленки | | | | |
|-----------------------------|------------------------------|--|------------------------|---|-------------------------|
| | в воздухе τ' | 1%, содержа- ния кислорода τ'' | $\frac{\tau''}{\tau'}$ | 0,001% содержа- ния кислорода τ''' | $\frac{\tau'''}{\tau'}$ |
| Вазелиновое масло | 9 мин | 12 мин. | 1.3 | 23 мин. | 2.5 |
| Турбинное масло | 12 „ | 23 „ | 2.0 | 37 „ | 3.1 |
| Любрикетинг | 20 „ | 31 „ | 1.7 | 55 „ | 2.7 |
| Касторовое масло | 15 „ | 33 „ | 2.2 | 45 „ | 3.0 |

Наиболее интересным и основным является вопрос о механизме износа масляной пленки в отсутствие кислорода. Здесь могут быть предложены механизмы трех родов: 1) какущийся износ пленки может обуславливаться гидромеханическим процессом ее утоньшения под действием скользящего ползунка, представляющего собой проволоку, направление которой не совпадает, в условиях описанных опытов, с направлением скольжения; 2) Разложение масла под действием высоких локальных температур, могущих развиваться в местах контакта при кинетическом трении согласно Боудену; 3) разложение молекул масла под непосредственным влиянием силы трения, что представляет собой своеобразный трибохимический процесс.

Для выяснения того, какой из этих механизмов превалирует, были поставлены опыты с изучением зависимости τ — времени жизни пленки в атмосфере азота — от скорости скольжения V и нагрузки P на проволоку. Соответствующие данные представлены на рис. 4. Как видно, зависимость τ от V может быть точно выражена уравнением обычной равносторонней гиперболы. Это обстоятельство заставляет ствердить 2-й из вышеперечисленных механизмов.

Действительно, можно показать теоретически, что повышение температуры в местах трения при больших скоростях пропорционально $V^{1/2}$, а при малых — пропорционально V , так что по мере уменьшения скорости подъем температуры падал бы, стремясь к нулю, и, следовательно, распад пленки масла, будь он обусловлен подъемом температуры, прекращался бы при достижении некоторой критической величины скорости, не равной нулю, соответствующей температуре, при которой скорость распада была бы практически равна нулю. Это несовместимо с наблюдаемым изменением скорости распада, прямо пропорциональным V . Точно так же с термическим механизмом распада плохо согласуется зависимость его скорости от P , несущая при малых P характер, близкий к прямой пропорциональности, по-

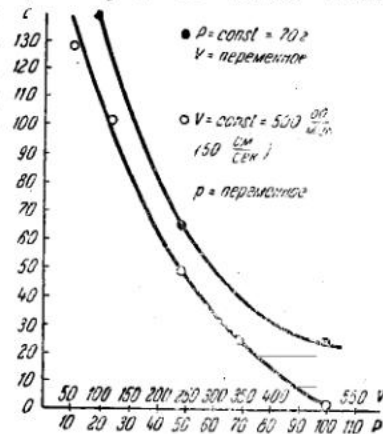


Рис. 4. Зависимость времени жизни пленки от скорости и нагрузки

сколькx τ при малых P приблизительно обратно пропорционально P . Остается 3-й механизм — непосредственного перехода работы силы трения в работу химического разложения молекул смазочного слоя. Конечно, полное обоснование такой точки зрения и исследование этого явления требуют дальнейших экспериментов, которые должны явиться продолжением работы.

ВЫВОДЫ

1. Результаты опытов по изучению явления трения, проведенных в атмосфере азота, показали зависимость „износа“ масляной пленки от наличия и процентного содержания в атмосфере кислорода. С увеличением содержания кислорода износ ускоряется.

2. Некоторое влияние на „износ“ пленки имеет также содержание воздуха (кислорода) в самом масле. Осушка масла и продувание его азотом увеличивают устойчивость пленки этого масла.

3. Даже при крайне малом содержании кислорода в камере износ происходит, хотя и с меньшей скоростью. Следовательно, окисление не играет решающей роли при „износе“ смазочной пленки. Наблюденная зависимость скорости износа пленки от скорости скольжения проволоки по валу говорит против как гидромеханического, так и термического механизма износа пленки. Вероятно, износ пленки масла в основном происходит вследствие своеобразных трибохимических явлений, сопровождающих трение.

Лаборатория поверхностных сил
Ин-та физической химии АН СССР

ЛИТЕРАТУРА

1. Черножуков Н. И. и Крейн С. Э. Окисляемость минеральных масел, ОНТИ 1936.
2. Черножуков Н. И. Тр. 1-й Всес. конф. по трению и износу в машинах при Ин-те машиноведения АН СССР, I, 364, 1939.
3. Bowden F., Leben L. a. Tabor D., Trans. Farad. Soc. **35**, 900, 1939.
4. Bowden F. a. Leben L. Phil. Trans. A. **239**, I, 1940.
5. Bowden F., Gregory J. a. Tabor D., Nature **153**, 97, 1945.
6. Дерягин Б. В. ДАН СССР **33**, 11, 1943.
7. Дерягин Б. В. и Титневская А. С. ДАН СССР (печатается), 1947.
8. Дерягин Б. В., Захаева Н. Н., Кусаков М. М., Лазарев В. П., Самыгин М. М. Тр. 1-й Всес. конф. по трению и износу в машинах, I, 519, 1939.
9. Захаева Н. Н. Диссертация. КЭИН АН СССР, 1945.

Член-корр. АН СССР Б. В. ДЕРЯГИН и Е. Ф. ПИЧУГИН

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОФИЛЯ СКОРОСТЕЙ И ВЯЗКОСТИ ГРАНИЧНЫХ СЛОЕВ МАСЕЛ МЕТОДОМ СДУВАНИЯ

§ 1. Под граничным трением понимают трение при такой малой толщине смазочного слоя, при которой его поведение уже не определяется объемной вязкостью и трение становится зависящим, в частности, от рода трущихся поверхностей и их взаимодействия со смазочным слоем. Одно из простейших предположений о причинах отличия граничной смазки от полной или жидкостной заключается в том, что граничные слои масла, взаимодействуя молекулярно с твердой поверхностью, приобретают структуру и вязкость, отличные от имеющихся в объеме. Для проверки этого предположения был проведен ряд экспериментальных работ, имевших целью измерение вязкости масел в узких щелях и зазорах. Однако результаты различных работ находятся между собой в очень плохом согласии.

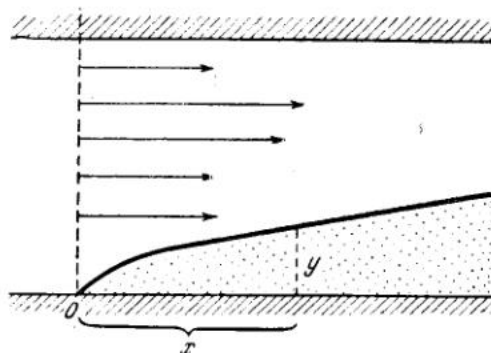


Рис. 1. Схема измерения профиля скоростей и вязкости граничных слоев масел методом сдувания

Рассмотрение примененных методов показывает, однако, что те из них, которые привели к выводу об увеличении вязкости в тонких зазорах, либо мало надежны, либо даже содержат явные источники экспериментальных ошибок; те же методы, которые не обнаружили особенностей в вязкости тонких слоев [1], были применены к слоям недостаточно тонким, и потому оставили открытым вопрос о вязкости граничных пленок толщиной 10^{-5} — 10^{-6} см.

К этим последним работам примыкают измерения граничной вязкости методом сдувания, выполняемые с участием одного из нас [2]. В отличие от других методов этот метод может быть с полной надежностью применен и для еще более тонких слоев при условии усовершенствования оптического метода измерения малых толщин пленок.

В настоящей работе описываются этот усовершенствованный метод и результаты, при этом полученные.

§ 2. В основе метода сдувания лежит следующая идея.

Пусть поток воздуха протекает через плоско-параллельную щель, одна из стенок которой (см. рис. 1, изображающий разрез щели)

частично покрыта тонким слоем масла. Границей смачивания пусть будет прямая линия O , перпендикулярная к направлению сдувания. Под влиянием тангенциального усилия, создаваемого потоком воздуха, в пленке масла возникает полойное течение, в результате которого она принимает форму все более и более пологого клина с ребром, расположенным на границе смачивания. Если толщина пленки на рассматриваемом участке мала по сравнению с шириной щели и если скорость потока воздуха не слишком велика, то, как было показано ранее [2], тангенциальное усилие F будет по всей поверхности пленки распределено равномерно и как следствие скорость ее частиц v будет являться функцией только расстояния y до твердой стенки. Иными словами, каждый слой жидкости движется параллельно стенке как одно целое со скоростью $v=v(y)$, так что совокупность этих слоев сдвигается подобно сканиваемой колоде карт. Пусть начальный профиль пленки выражается уравнением

$$x = \varphi_0(y), \quad (1)$$

где y — толщина пленки на расстоянии x от границы смачивания, а конечный профиль, после сдувания в течение времени τ , — уравнением $x = \varphi(y)$. Тогда из предыдущего следует, что

$$v = \frac{\varphi(y) - \varphi_0(y)}{\tau}. \quad (2)$$

При сколько-нибудь продолжительном сдувании можно всегда пренебречь $\varphi_0(y)$ по сравнению с $\varphi(y)$, и тогда вместо формулы (2) будем иметь

$$v = \frac{\varphi(y)}{\tau}. \quad (3)$$

Таким образом, если после прекращения сдувания определить профиль пленки, т. е. функцию, обратную $\varphi(y)$,

$$y = \varphi^{-1}(x) \quad (4)$$

и тем самым — функцию (1), то из формулы (3) можно найти профиль скоростей в граничной пленке и затем вязкость η также в функции расстояния y от стенки по формуле

$$\eta(y) = \frac{F}{\frac{dv}{dy}}. \quad (5)$$

Очевидно, что постоянству вязкости соответствует прямолинейный профиль пленки, выражаемый уравнением

$$y = kx. \quad (4')$$

Для определения профиля пленки в предшествующей работе были применены определения интенсивности отраженного от пленки, при почти нормальном падении, монохроматического света. Этот метод, однако, для слоев порядка 10^{-7} — 10^{-6} см мало чувствителен, так как при этих толщинах интенсивность отражения I близка к максимальной, так что малым толщинам соответствуют изменения интенсивности I второго порядка малости. Для устранения этого недостатка мы перешли к измерениям интенсивности отражения плоскополяризо-

ванного света с электрическим вектором, перпендикулярным плоскости падения при весьма колом падении огибающих пленку лучей (угол падения 72°). При этом отражение от чистого металла происходит с таким сдвигом фазы, что зависимость I от толщины пленки h , рассчитываемая по теории интерференции, будет выражаться кривой, круто поднимающейся при малых h .

§ 3. Приводим на рис. 2 в разрезе прибор для сдувания. Этот прибор состоит из латунной прямоугольной камеры 1, размером 55×60 мм, вдоль которой выбран паз полукруглого сечения. В этом пазу помещается соответствующей ему формы полуцилиндра стальной вкладыш 2, поверхность которого утоплена относительно верхней плоскости камеры на 0.2 или 0.3 мм. Сверху камеры кладется стальная (или, сообразно надобности, стеклянная) хорошо доведенная до плоскостности и зеркальности крышка 3, плотно прижимаемая к ка-

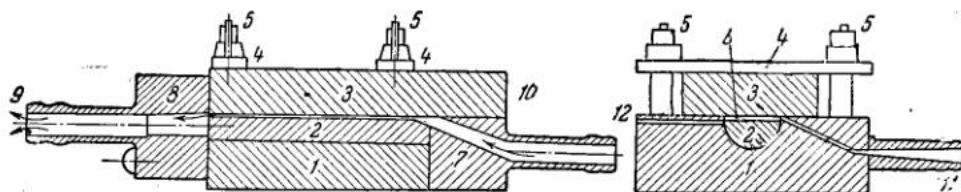


Рис. 2. Камера для сдувания в разрезе

мере прибора посредством прижимных планок 4 и винтов 5. Таким образом, между верхней плоскостью вкладыша 2 и нижней плоскостью крышки 3 образуется плоско-параллельный капилляр 6 заданной толщины. К торцам камеры примыкают две насадки 7 и 8 с долевыми сквозными отверстиями 9 и 10. Оба эти отверстия в местах их соприкосновения с камерой 3 имеют прямоугольное сечение, соответствующее по ширине размеру щели капилляра, что должно обеспечивать наиболее спокойные условия для ламинарного течения струи воздуха при входе и выходе его из камеры. Из тех же соображений начало вкладыша выполнено в виде пологого среза.

Перепад давления воздуха в камере измеряется ртутным манометром, присоединяемым к камере прибора через nipple 11. Температура воздуха в приборе определяется посредством шприцевой термометры, вводимой в капиллярную щель прибора через отверстие 12, а также на входе в прибор — по термометру, с точностью до $\pm 0.1^\circ$.

Необходимый для опыта воздух получался от отдельного компрессора. Перед поступлением в прибор воздух проходил через систему фильтров: масляный — для очистки его от механических примесей; ватный — для улавливания масляного тумана, увлекаемого струей воздуха из предыдущего фильтра; специальный биологический — для очистки воздуха от возможных мельчайших загрязнений, неулавливаемых двумя первыми фильтрами, и, наконец, стеклянный шоттовский фильтр.

Перед самым поступлением в прибор воздух термостатировался до заданной температуры, для чего он пропускаться через отдельный термостат с автоматически регулируемой температурой до $\pm 0.1^\circ$.

Установка вкладыша на параллельность относительно нижней плоскости крышки прибора осуществлялась следующим образом. Поверх уложенного в камеру вкладыша накладывалось оптически плоское стекло, а на некотором расстоянии от прибора на стене помещался лист бумаги с изображенным на нем крестом из двух

пересекающихся под прямым углом линий. Тогда в поле зрения трубы, направленной на камеру с плоским стеклом, можно видеть два зеркальных изображения этого креста: одно от верхней плоскости вкладыша, другое от нижней плоскости стекла. Легкими поворотами вкладыша добиваются полного совмещения этих двух изображений, наблюдаемых через зрительную трубу. Это совмещение и является признаком плоско-параллельности капиллярной щели прибора, если учесть ее малую ширину.

После установки вкладыша на параллельность специальным образом омасленная стальная крышка прибора укладывалась поверх камеры и притягивалась к ней посредством прижимных винтов. Затем включался компрессор и сквозь капиллярную щель, с ее одной омасленной поверхностью, в течение некоторого фиксируемого времени пропускался воздух, перепад давления которого по длине капилляра регулировался краном.

Рис. 3 изображает в плане схему установки для измерения профиля планки после сдувания. Установка состоит из постоянного источника света 1, питаемого мощными аккумуляторами, фокусирующей линзы 2,

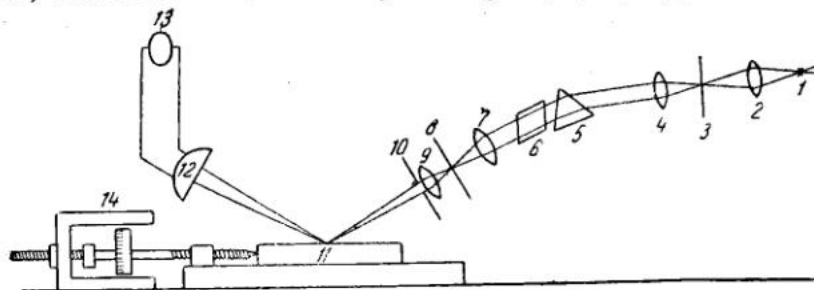


Рис. 3. Схема оптической установки для измерения профиля масляной пленки после сдувания

плоской щелевой диафрагмы 3, второй линзы 4, служащей для получения параллельного пучка света, дисперсионной призмы 5, необходимой для разложения света, поляризационной призмы Франка—Риттера 6, третьей фокусирующей линзы 7, второй узкой щелевой диафрагмы 8, при помощи которой производится выбор монохроматического луча света, четвертой положительной линзы 9 и, наконец, последней, апертурной диафрагмы 10. Полученный таким образом от источника плоскополяризованный луч монохроматического света падает на омасленную сторону 11 крышки прибора, которая помещается в описываемую установку после окончания процесса сдувания масляной пленки в камере основного прибора. После отражения от пластинки этот луч света падает на поверхность селенового фотоэлемента 12, соединенного с чувствительным гальванометром 13. Перемещая при помощи микрометрического приспособления 14 омасленную пластинку 11 относительно падающего на нее луча света, измеряют получаемый при этом фототок в функции расстояния x освещенного места от „стартовой“ линии, т. е. линейной границы смачивания металла маслом. Пользуясь этими данными, строят график, изображающий I в функции x .

§ 4. Процедура измерений заключалась в следующем. Для нанесения пленки масла на стальную пластинку мы пользовались методом слива, разработанным в лаборатории поверхностных сил Института физической химии (описание этого метода см. в статье М. Смолянского и Б. Дерягина в этом же сборнике). Обычно при этом приме-

нялся 35% раствор испытуемого масла в бензоле. Менее вязкие масла можно наносить методом слива, не прибегая к летучему растворителю. Градиент давления воздушного потока в щели обычно брался равным 10^4 дин/см². Время сдувания варьировало от 10 мин. до 6 час. Для получения лучшей интерференционной картины перепад давления не сразу устанавливался на окончательном уровне, а доводился до него постепенно.

Причина, почему несоблюдение этой процедуры портит интерференционную картину, заключается в том, что пока слой масла еще недостаточно утоньшился, сильный воздушный поток способен образовать на его поверхности капиллярную рябь, которая, хотя и в сглаженном виде, сохранится и после дальнейшего утоньшения слоя в результате сдувания. Это, повидимому, связано с тем, что затухание капиллярных волн, распространяющихся по поверхности слоя жидкости, растет с уменьшением толщины слоя, что, в частности, подробно рассмотрено в работе М. М. Кусакова [3].

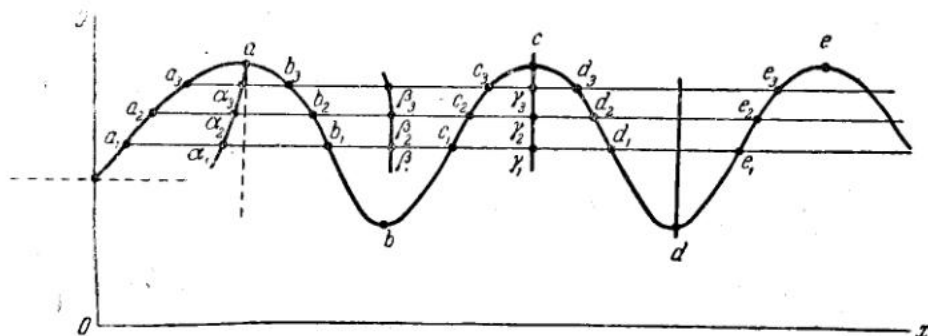


Рис. 4. Схема фотометрической кривой отражения света масляной пленки после сдувания

Процедура измерения профиля пленки обычно занимала 15—20 мин.

§ 5. Исследованию были подвергнуты как технические минеральные, достаточно хорошо депарафинизированные авиационные масла, так и масла с присадками, вводившимися для изучения влияния последних на характер и величину пристеночной вязкости исходных продуктов.

Приводим на рис. 4 примерный типовой график зависимости I от x , позволяющий на основе теории интерференции определять и функцию (4), т. е. профиль пленки.

Из точной теории интерференции света при отражении от тонкой пленки толщины y , с учетом многократных отражений от поверхностей раздела пленки с металлом и воздухом, может быть получена следующая формула для яркости отраженного поляризованного света с электрическим вектором, колеблющимся перпендикулярно плоскости падения:

$$I = I_0 \frac{\rho^2 + \rho'^2 - 2\rho\rho' \cos\left(4\pi \frac{\cos r \cdot n y}{\lambda} + \Delta\right)}{1 + \rho^2 \rho'^2 - 2\rho\rho' \cos\left(4\pi \frac{\cos r \cdot n y}{\lambda} + \Delta\right)},$$

где I_0 — яркость падающего света, λ — его длина волны, r — угол преломления лучей в масляной пленке, n и y — соответственно показатель преломления и толщина, Δ — скачок фазы при отражении от

границы раздела металл-пленка; ρ и ρ' — коэффициенты, выражающие отношение отраженной амплитуды и падающей для границ раздела соответственно воздух — пленка и пленка — металл и равные

$$\rho = \frac{n \cos r - \cos i}{n \cos r + \cos i}; \quad \rho' = \text{Mod.} \left| \frac{n \cos r - n' \cos r'}{n \cos r + n' \cos r'} \right|,$$

где i — угол падения, n' — комплексный показатель преломления металла и r' — комплексный угол преломления в нем для луча, падающего из пленки под углом r .

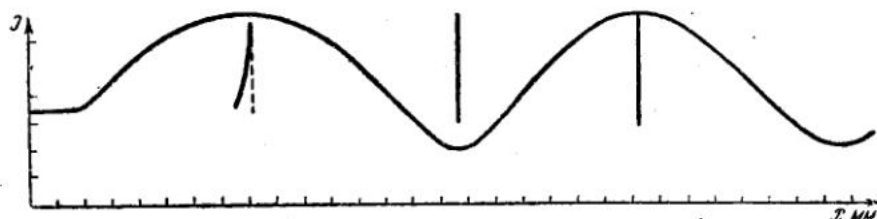


Рис. 5. Фотометрическая кривая для МК Бакинского

Таким образом, I есть функция от величины $\cos \psi$, где „разность хода“ ψ равна: $\psi = 4\pi \frac{\cos r \cdot n y}{\lambda} + \Delta$, т. е. является линейной функцией y . Для тех толщин пленки, для которых η сохраняет нормальное объемное значение и, следовательно, $\frac{\partial h}{\partial x} = \text{const}$, y , а значит, и ψ представ-

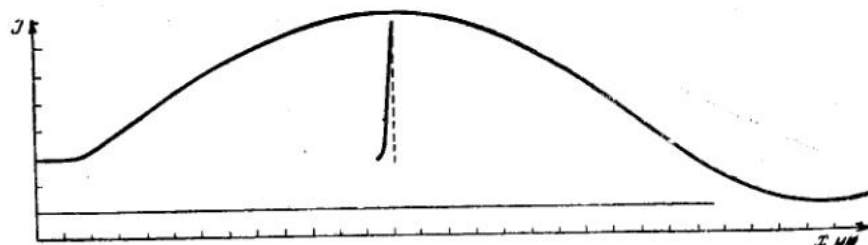


Рис. 6. Фотометрическая кривая для МЗС Сураханского

ляют собой линейные функции от x . В силу этого на участке кривой $I(x)$, между соседними максимумом и минимумом (например, на отрезке ab графика 4) можно вычислить значение ψ для любого промежуточного значения абсциссы и, следовательно, определить форму зависимости $I(\psi)$, позволяющей, зная I , находить y . Если желательнее только выявить наличие и характер „аномалии вязкости“, проявляющейся при малых y в отклонениях от пропорциональности между y и x , то достаточно применить следующий графический прием (см. рис. 4). Проводим ряд линий, параллельных оси абсцисс и пересекающих кривую $I(x)$ в точках $a_1, b_1, c_1, a_2, b_2, c_2$ и т. д. Находим середины α_1, α_2 или β_1, β_2 соответствующих отрезков. При отсутствии аномалии вязкости соответствующие точки лежали бы точно на ординатах (или их продолжениях) максимумов или минимумов I . Отклонения этих кривых (например, кривой $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \dots$) от соответствующих ординат в ту или другую сторону указывают на отклонения функции $y = y(x)$ от прямой пропорциональности, обнаруживая этим самым изменение вязкости вблизи стенки по сравнению с ее объемным значением.

§ 5. Приводим на рис. 5—9 обработанные таким образом кривые зависимости I от x соответственно для следующих масел: МК Бакнинское, МЗС Сураханское, МК + 2% нафтената марганца, американское авиационное зимнее и трибутирин. Мы видим, что вся аномалия локализована в зоне толщин, меньших толщины, соответствующей первому максимуму на кривой I , т. е. в зоне толщин, меньших 10^{-5} см.

Следует далее отметить, что для одних жидкостей, как МК, МЗС, вязкость граничных слоев меньше объемной,¹ а для других, как масло

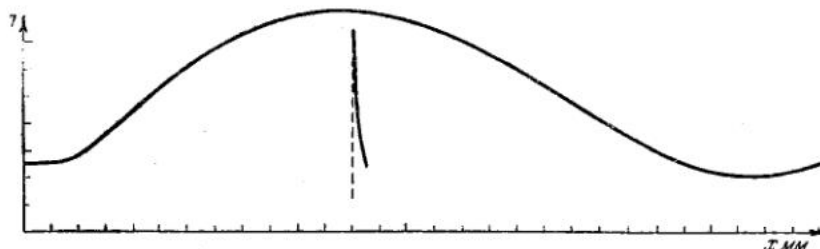


Рис. 7. Фотометрическая кривая для МК + 2% нафтената марганца

американское зимнее, трибутирин, больше; прибавление нафтената марганца меняет знак пристенной аномалии вязкости. Само по себе изменение вязкости под влиянием металлической поверхности невелико, составляя не сколько десятков процентов; при этом отсутствует резкое возрастание этого эффекта по мере уменьшения расстояния до стенки в интер-

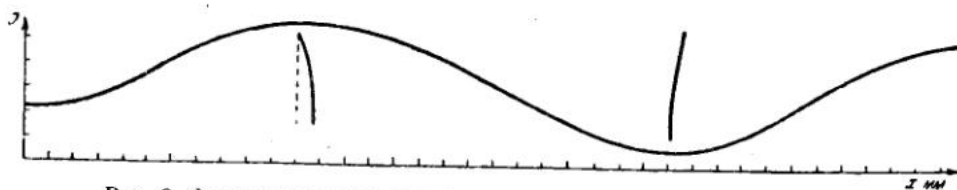


Рис. 8. Фотометрическая кривая для американского масла зимнего

вале от 10^{-6} до 10^{-7} см. Таким образом, высказывавшиеся часто мнения о многократном повышении вязкости вблизи твердой поверхности не подтвердились. Полученные результаты, однако, крайне важны постольку, поскольку могут рассматриваться как подтверждение гипотезы особой, ориентированной структуры полимолекулярных слоев углеводородов на металлах, гипотезы, прямые доказательства которой были получены посредством дифракции рентгеновских лучей и электронов [4].

В то же время найденные нами изменения вязкости вблизи твердой поверхности, если их относить за счет ориентации молекул поверхности силовым полем этой поверхности, по порядку величины согласуются с расчетами влияния ориентации молекул в потоке на вязкость жидкости [5]. Эти последние расчеты показали, что при полной ориентации молекул параллельно направлению потока вязкость ме-

¹ Изменение вязкости слоев масла МК вблизи стальной поверхности было также обнаружено В. В. Карасевым в лаборатории поверхностных сил, руководимой одним из нас, в Институте физической химии АН СССР. В. В. Карасевым был применен также метод сдувания, однако измерения толщин слоев масла производились другим — поляризационно — оптическим методом, основанным на модуляции света вращающимся поляризатором.

няется, падая пропорционально $\left(\frac{b}{a}\right)^{\frac{1}{3}}$, где $\frac{b}{a}$ — отношение малой оси вытянутой молекулы к большой. Если учесть, что в нашем случае ориентация молекул может иметь направление, перпендикулярное стенке, и что за исключением трибутирина в остальных исследованных жидкостях одновременно присутствуют молекулы различного строения, то становится в принципе понятна и возможность как уменьшения вязкости вблизи стенки, так и ее увеличения. Сравнительно

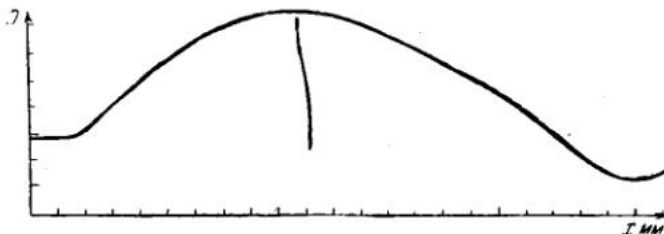


Рис. 9. Фотометрическая кривая для трибутирина

пологая зависимость граничной вязкости от расстояния от стенки в интервале от 10^{-7} до 10^{-6} указывает, повидимому, на достаточно медленное спадание ориентации молекул с удалением от стенки, исчезающее для исследованных жидкостей полностью только при толщинах порядка 10^{-5} см. Конечно, все эти выводы носят предварительный характер, и необходимо более детальное и систематическое изучение граничной вязкости на ряде других объектов. В экспериментальной части работ принимали участие гг. М. К. Ульянова и П. Г. Гуреева.

ВЫВОДЫ

1. Разработан метод измерения вязкости масел и других нелетучих жидкостей в функции расстояния от твердой стенки, пригодный для расстояний порядка до 10^{-7} см.
2. При толщинах, меньших 10^{-5} см, наблюдается изменение вязкости для одних жидкостей в сторону уменьшения, для других — в сторону увеличения по сравнению с объемным значением.
3. Полученные результаты интерпретированы как следствие особой структуры граничных слоев жидкостей, связанной с ориентацией молекул в них под влиянием твердой стенки.

ЦИАМ

ЛИТЕРАТУРА

1. Bastow S. a. Bowden F. Proc. Roy. Soc. (A), **151**, 280, 1935.
2. Дерягин Б., Страховский Г. и Малышева Д. ЖЭТФ **16**, 171, 1946.
3. Кусakov М. ЖЭТФ, **14**, 232, 1944.
4. См., например, Вееск О., Givens I. a. Smith A. Proc. Roy. Soc. (A), **177**, 90, 1940.
5. См., например, Bondi A. J. Appl. Phys., **16**, 539, 1945.

М. М. КУСАКОВ и Э. А. РАЗУМОВСКАЯ

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА СДУВАНИЯ К ХАРАКТЕРИСТИКЕ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ ТЕКУЧЕСТИ СМАЗОЧНЫХ МАСЕЛ

§ 1. При сдувании с полированной твердой поверхности слоя жидкости (например, смазочного масла) этот слой может быть настолько тонким, что в отраженном свете окажется возможным наблюдать интерференционные линии равной толщины. Такое сдувание с удобством может быть использовано для быстрой и чрезвычайно наглядной характеристики реологических свойств смазочных масел при данной температуре. Применяя сдувание в узкой плоскопараллельной щели в форме прямоугольника, Б. Дерягин, Г. Страховский и Л. Малышева показали, что этим методом можно характеризовать вязкость тонких пристенных слоев жидкостей и исследовать аномалию их механических свойств [1]. Этот же метод с успехом может быть применен для быстрого измерения обычной объемной вязкости жидкостей. При сдувании в узкой клиновидной щели [2, 3] оказывается возможным в результате одного опыта получить полную характеристику механических свойств жидкостей, обладающих как нормальной, так и аномальной вязкостью, а также жидкостей, у которых существует предельное напряжение сдвига. В последнем случае особенно удобен радиальный вариант метода сдувания [4]. Возможны, разумеется, и другие варианты метода сдувания, отличающиеся друг от друга главным образом геометрией узкой щели (например, сдувание в узкой цилиндрической щели и др.) и имеющие каждый свою область применения.

В этой статье описан вариант метода сдувания, предложенный одним из нас [5] и позволяющий в течение одного опыта сразу получить температурную кривую текучести (т. е. величины φ , обратной динамической вязкости η) жидкости (смазочного масла) в определенном интервале температур. Кроме того, в этой статье указан прием, позволяющий обходиться без непосредственного измерения температуры как при измерении вязкости η или текучести φ при данной температуре, так и при характеристике температурной зависимости текучести или вязкости.

Так как в дальнейшем речь будет идти о температурных кривых текучести [т. е. о кривых $\varphi = f(t)$], а не о температурных кривых вязкости [т. е. о кривых $\eta = f(t)$], то полезно сопоставить некоторые общие свойства вязкости и текучести, а также этих кривых для смазочных масел. Эти свойства заключаются в следующем: 1) большему уровню вязкости соответствует меньший уровень текучести; 2) более пологой нисходящей температурной кривой вязкости соответствует и более пологая, но восходящая температурная кривая текучести; 3) при высоких температурах значение вязкости асимптотически

приближается к некоторой постоянной величине $\eta = \eta_{\infty}$. Текучесть при высоких температурах тоже асимптотически приближается к постоянному значению $\varphi = \varphi_{\infty}$; 4) температурные кривые вязкости всегда вогнуты, т. е. для них во всем температурном интервале $\frac{d^2\eta}{dt^2} > 0$. Температурные же кривые текучести, в том же температурном интервале могут быть и вогнутыми и выпуклыми, т. е. для них может быть $\frac{d^2\varphi}{dt^2} \geq 0$. Кривые $\varphi = f(t)$ могут быть вогнутыми (т. е. $\frac{d^2\varphi}{dt^2} > 0$) лишь при более или менее низких температурах; при высоких же температурах эти кривые должны быть всегда выпуклыми (т. е. $\frac{d^2\varphi}{dt^2} < 0$).

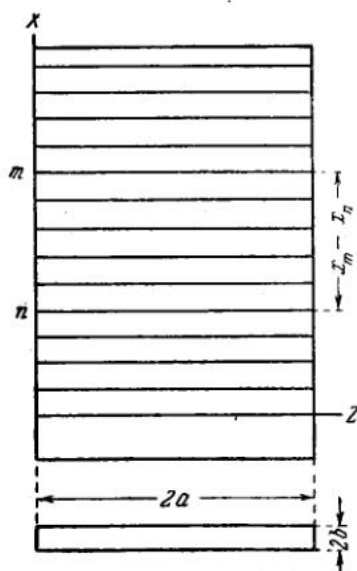


Рис. 1. Схема интерференционной картины, получаемой при сдвиге тонкого слоя масла в узкой плоско-параллельной щели прямоугольного сечения при постоянной температуре

§ 2. Представим себе (рис. 1), что сдвигание слоя масла производится при данной температуре в узкой плоско-параллельной щели, поперечное сечение которой имеет форму прямоугольника со сторонами $2a$ и $2b$ (причем $a \gg b$). В этом случае интерференционные линии, как известно, будут представлять собой параллельные прямые линии, расположенные на равных расстояниях друг от друга перпендикулярно к направлению сдвигания. При этом измеренное в направлении сдвигания, т. е. в направлении оси X -ов, расстояние $x_m - x_n$ между двумя линиями с номерами m и n ($m > n$) связано [2] с текучестью $\varphi = \frac{1}{\eta}$ соотношением

$$x_m - x_n = \frac{1}{2} (m - n) b \tau \frac{\lambda}{n_{\lambda}} \frac{\Delta P}{\Delta x} \varphi, \quad (1)$$

где τ — время сдвигания; λ — длина волны монохроматического света; n_{λ} — коэффициент преломления жидкости при свете этой длины волны; $\frac{\Delta P}{\Delta x}$ — градиент давления в направлении сдвигания.

Для того чтобы воспользоваться этим соотношением для абсолютных измерений φ (или η), нужно произвести измерения всех входящих в него величин. Для относительных измерений достаточно осуществить два сдвигания в одном и том же приборе и при одной и той же температуре для двух масел, из которых одно является эталонным и для которого значение φ при данной температуре известно. В этом случае значение φ может быть вычислено по формуле

$$\varphi = \frac{\tau_0 (\Delta P)_0 \varphi_0}{(\tau_m - \tau_n) (n_{\lambda})_0} \cdot \frac{(x_m - x_n) n_{\lambda}}{\tau \Delta P}, \quad (2)$$

где величины τ_0 , $(\Delta P)_0$, φ_0 , $(x_m - x_n)_0$ и $(n_{\lambda})_0$ относятся к эталонному маслу. Если же пренебречь обычно малым различием в величине n_{λ} для разных масел и подобрать, кроме того, одинаковое время сдвигания $\tau = \tau_0$ и разность давлений $\Delta P = (\Delta P)_0$, то формула (2) принимает еще более простой вид

$$\varphi = \frac{\varphi_0}{(x_m - x_n)_0} (x_m - x_n). \quad (3)$$

Однако вместо того, чтобы производить два опыта, значительно удобней ограничиться одним опытом, но сразу с двумя маслами (исследуемым и эталонным), наносимыми на верхнюю и нижнюю пластинки, образующие плоско-параллельную щель. В этом случае при измерениях с исследуемым маслом вообще отпадает необходимость воспроизводить условия опыта с эталонным маслом. Кроме того, применение эталонного масла позволяет обойтись без непосредственного измерения температуры, так как, зная условия опыта и измерив величину $(x_m - x_n)_0$, можно по формуле (1) вычислить φ_0 и по кривой $\varphi = f(t)$ для этого масла найти ту температуру, при которой оно обладает данной текучестью. Эта температура и будет соответствовать температуре измерений.

Так как сдувание производится достаточно быстро (обычно не более 2—3 мин.), то отпадает необходимость в длительном термостатировании прибора. Единственно о чем следует позаботиться во время опыта, это о том, чтобы за время сдувания температура на поверхности не изменялась и чтобы температура поверхности обеих пластинок была одинаковой. Если работать с пластинками, изготовленными из материала, обладающего плохой теплопроводностью (например, из стекла), то первое условие почти всегда достаточно хорошо выполняется. Осуществление второго условия также не представляет затруднений.

§ 3. Перейдем теперь к описанию метода, позволяющего получить в результате одного опыта характеристику температурной зависимости текучести масла, т. е. получить график функции $\varphi = f(t)$. Этот метод основан на том, что в пластинке, на которую предварительно нанесен тонкий слой масла перпендикулярно к направлению сдувания, создается постоянный температурный градиент температуры, и таким образом при сдувании те части слоя, которые находятся при более высокой температуре, т. е. обладают большей текучестью (меньшей вязкостью), будут сдуваться сильнее, что приведет к большему смещению интерференционных линий в этих местах. Таким образом, при наличии постоянного температурного градиента, перпендикулярного к направлению сдувания, интерференционные полосы будут иметь вид кривых линий, каждая из которых в определенном масштабе будет представлять собой температурную кривую текучести. Схема такой интерференционной картины для той области температур, где $\frac{d^2\varphi}{dt^2} > 0$, изображена на рис. 2.

Масштаб для величины φ , т. е. масштаб в направлении сдувания (ось ординат), будет определяться значением коэффициента при φ в правой части соотношения (1); значение этого коэффициента не зависит от температуры. Масштаб же для температуры t в направ-

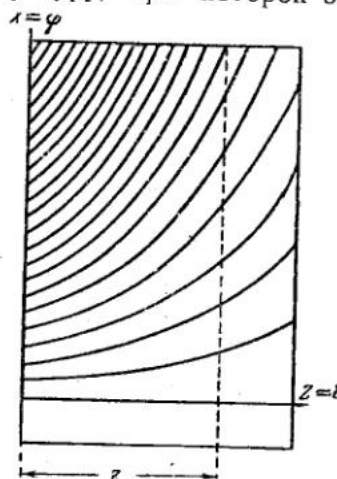


Рис. 2. Схема интерференционной картины, получаемой при сдувании тонкого слоя масла в узкой щели прямоугольного сечения при поперечном по отношению к направлению сдувания градиенте температуры

лении, перпендикулярном к направлению сдвигания (ось абсцисс), будет определяться распределением температуры по ширине щели. Это распределение в принципе может быть получено расчетным путем [6, 7]; однако значительно проще и удобнее получить закон распределения температуры по ширине щели экспериментальным путем, осуществив одновременное сдвигание двух масел — исследуемого и эталонного — в одинаковых условиях и при одинаковом температурном градиенте. Этот прием позволяет применять сдвигание при любом законе распределения температуры по ширине щели. Если известна температурная зависимость вязкости эталонного масла, то тем самым известно распределение температуры по ширине щели, т. е. известна температура любого места на пластинке¹. Следует отметить, что за

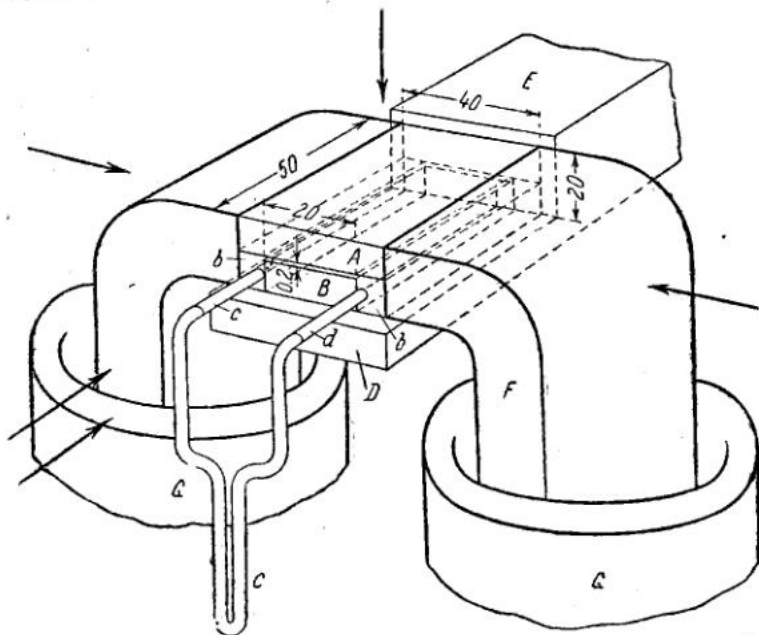


Рис. 3. Схема установки для сдвигания в узкой плоско-параллельной щели прямоугольного сечения при поперечном по отношению к направлению сдвигания градиенте температуры

время сдвигания температурный градиент на поверхности пластинок не должен изменяться, т. е. должно быть достигнуто стационарное распределение температуры.

Пусть обе боковые (узкие) стороны щели, образованной двумя пластинками, на которые нанесено исследуемое и эталонное масло, поддерживаются при температурах t_1 и t_2 ($t_2 > t_1$). Тогда по достижении стационарного состояния на поверхности пластин, образующих щель, установится некоторое распределение температуры по ширине щели. После одновременного сдвигания двух масел (исследуемого и эталонного) мы получим две интерференционные картины, аналогичные той, которая схематически изображена на рис. 2. Зная условия

¹ Температурный градиент перпендикулярно к направлению сдвигания создается таким образом, что для всех точек, для которых $z = \text{const}$ (рис. 2), температура одинакова, таким образом

$$\frac{\partial t}{\partial x} = 0 \quad \text{и} \quad t = f(z).$$

опыта для эталонного масла и измерив величину $(x_m - x_n)_0$, можно в любой точке пластинки с координатой z определить текучесть φ_0 эталонного масла и по его температурной кривой текучести, полученной обычным (например, капиллярным) методом, определить температуру, соответствующую этому месту пластинки. Таким образом, сравнивая интерференционную картину, полученную при сдувании эталонного масла, с температурной кривой текучести, полученной обычным методом, мы получаем закон распределения температуры по ширине щели. После того как закон распределения температуры по ширине щели известен, значения текучести исследуемого масла при каждой данной температуре могут быть вычислены по формуле (2) или (3).

Следует отметить, что во многих случаях для практических целей характеристики степени пологости температурной кривой вязкости и уровня вязкости окажется возможным ограничиться лишь качественным сравнением интерференционных картин, полученных при сдувании исследуемого и эталонного масла. Таким образом, дальнейшая разработка этого метода может привести к созданию удобного и своеобразного экспресс-метода, который даст возможность весьма полной характеристики как степени пологости температурной кривой вязкости, так и уровня вязкости смазочных масел.

§ 4. Для экспериментальной реализации этого метода был сконструирован и построен прибор, схематически изображенный на рис. 3. Узкая плоско-параллельная щель образована двумя пластинками *A* и *B* из свинцового стекла ($n_D = 1.6$), тщательно отполированными на плоскость. Нижняя пластинка состоит из основной пластинки *B* и двух боковых пластинок *b*, склеенных между собой. Основные размеры (в мм) приведены на рис. 3. Для измерения разности давлений между началом и концом щели в обеих пластинках *b* по плоскости склейки выточены канальцы разной длины, которые при выходе из пластинки переходят в капилляры *c* и *d*, присоединяемые к дифференциальному манометру *C*. Эти пластинки притерты к стеклянной подставке *D* и к торцу также стеклянной плоско-параллельной щели *E*, в которую от воздуходувки через обеспыливающий фильтр подается струя воздуха. К обеим сторонам щели плотно прилегают массивные медные пластинки *F*, концы которых погружены в сосуды Дьюара *G*. Одна из пластинок может поддерживаться при низкой температуре, а другая при высокой. Этим путем создается температурный градиент в направлении, перпендикулярном к направлению сдувания. Кроме того, прибор снабжен приспособлениями (не показанными на рисунке), позволяющими прижимать две основные пластинки *A* и *B* к подставке *D* и к щели *E*, а также „теплопроводники“ *F* к пластинкам *A* и *B* в направлениях, указанных на рис. 3 стрелками.

Первоначальный слой наносится путем слива: пластинка в верти-

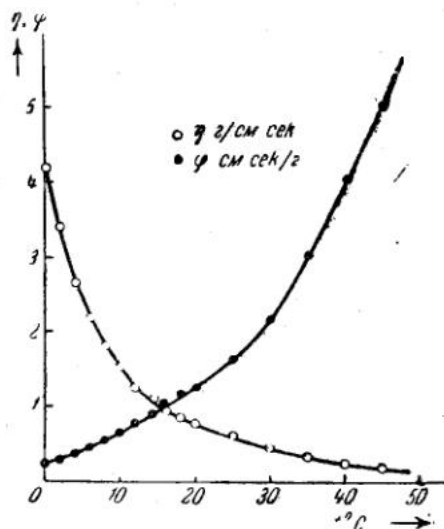


Рис. 4. Температурные кривые вязкости и текучести эталонного (веретенного) масла

кальном положении погружается в сосуд с маслом, которое медленно вытекает, оставляя на пластинке тонкий слой. Фотографирование интерференционной картины производится обычным методом, описанным ранее [2].

§ 5. Ниже приведены некоторые предварительные экспериментальные результаты, полученные при помощи описанного выше прибора.

а. ЭТАЛОННОЕ МАСЛО

В качестве эталонного масла было взято веретенное масло, динамическая вязкость которого при разных температурах была тщательно измерена при помощи обычного капиллярного вискозиметра типа Уббелюде — Гольде [8]. Результаты этих измерений приведены в следующей таблице, в которой температура t выражена в °С, вязкость η — в г/см. сек и текучесть φ — в см. сек/г.

Динамическая вязкость и текучесть веретенного масла при разных температурах

| | | | | | | | | |
|-----------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| t | 0 | 2 | 4 | 6 | 8 | 10 | 12 | 14 |
| η | 4.20 | 3.41 | 2.67 | 2.20 | 1.81 | 1.54 | 1.25 | 1.12 |
| φ | 0.238 | 0.293 | 0.375 | 0.455 | 0.552 | 0.649 | 0.782 | 0.892 |
| t | 16 | 18 | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 |
| η | 0.96 | 0.85 | 0.780 | 0.615 | 0.455 | 0.329 | 0.247 | 0.198 |
| φ | 1.04 | 1.18 | 1.28 | 1.63 | 2.20 | 3.04 | 4.05 | 5.05 |

Графики $\eta=f(t)$ и $\varphi=f(t)$ для веретенного масла приведены на рис. 4.

В виде примера на рис. 5а и 5б изображены участки фотографий интерференционных картин, полученных при сдвиге веретенного масла при комнатной температуре в одинаковых условиях, но при $\tau_a=135$ сек. и $\tau_b=300$ сек. Из формулы (1) видно, что в этом случае отношение расстояний между двумя соседними интерференционными линиями должно равняться отношению времен сдвига. В этом случае $\frac{\tau_a}{\tau_b}=0.45$. Это же отношение из промера фотографий¹ получается

равным $\frac{\tau_a}{\tau_b}=0.44$. Следует отметить, что в первом из этих опытов температура была немного ниже, чем во втором ($t_b=15^\circ$), чем, видимо, и объясняется несколько пониженное во втором случае значение отношения времен τ_a и τ_b .

б. ИЗМЕРЕНИЕ ТЕКУЧЕСТИ ПРИ ДАННОЙ ТЕМПЕРАТУРЕ

На рис. 5, б и с изображены участки фотографий интерференционных картин, полученных при одновременном сдвиге веретенного и машинного масел.

В этом случае, как ясно из той же формулы (1), отношение расстояний между двумя соседними интерференционными линиями должно равняться отношению текучестей или, следовательно, обратному отношению вязкостей. Из измерений при помощи капиллярного вискозиметра оказалось, что при температуре опыта (т. е. при $t_{b,c}=15^\circ$)

$\frac{\varphi_{\text{вер}}}{\varphi_{\text{маш}}}=4.2$. Из промера же фотографий было найдено, что $\frac{\tau_{\text{вер}}}{\tau_{\text{маш}}}=4.1$. Такое совпадение может быть признано удовлетворительным.

¹ В последнее время измерение расстояний между интерференционными линиями производится нами с помощью компаратора между местами максимального потемнения, находящимися при помощи микрофотометра.

с. ПОЛУЧЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОЙ КРИВОЙ ТЕКУЧЕСТИ

На рис. 6а и 6б изображены участки фотографий интерференционных картин, полученных при одновременном сдувании веретенного и машинного масел при наличии поперечного по отношению к направлению сдувания градиента температур. По местам максимального потемнения проведены линии¹, которые в определенном масштабе и представляют собой температурные кривые текучести. По кривым, проведенным на рис. 6а, а также при помощи графика, изображенного на рис. 4 и представляющего собой температурную кривую текучести эталонного веретенного масла, был построен график, представленный на рис. 7 и выражающий собой распределение температуры по ширине щели. По кривым, проведенным на рис. 6б, были вычислены текучесть и вязкость машинного масла при разных температурах. Температурная кривая вязкости машинного масла, полученная по методу сдувания, представлена на рис. 8 (точки ●). На этом же графике нанесены значения вязкости этого масла (точки ○), измеренные при помощи обычного капиллярного вискозиметра. Как видно из этого графика, экспериментальные данные, полученные двумя различными методами, удовлетворительно укладываются на одну кривую.

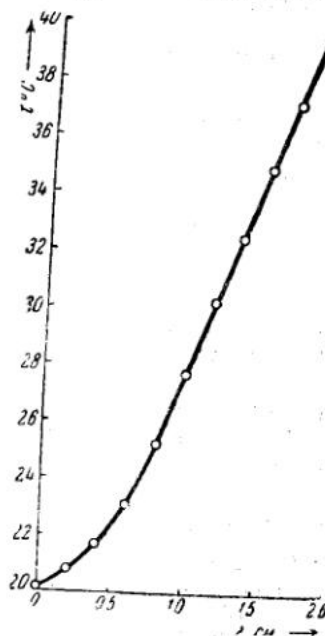


Рис. 7. Распределение температуры на поверхности пластинок, вычисленное по температурной кривой текучести эталонного масла

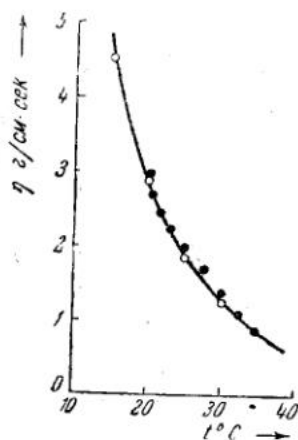


Рис. 8. Температурная кривая текучести машинного масла. ○ — капиллярный метод; ● — метод сдувания

Приведенные предварительные данные не претендуют на высокую точность. Однако техника обработки фотографий с интерференционных картин может быть усовершенствована (в частности, путем применения фотоэлектрического микрофотометра); тогда описанный метод окажется вполне применимым и для сравнительно точных измерений при характеристике температурной зависимости текучести смазочных масел. Этот метод, при дальнейшей его разработке, вероятно, даст возможность в некоторых случаях заменить применяемые в настоящее время измерения текучести и вязкости смазочных масел при разных температурах при помощи капиллярных вискозиметров получением непрерывной температурной кривой текучести сдуванием в узкой плоскопараллельной щели при наличии поперечного по отношению к направлению сдувания градиента температуры. Другим несомненным

¹ Эти линии целесообразно проводить при помощи специального фотоэлектрического устройства, позволяющего автоматически находить места максимального потемнения.

достоинством описанного метода является возможность быстрого и наглядного сравнения температурных кривых текучести испытуемого и эталонного масла в результате одного весьма непродолжительного опыта. С другой стороны, было бы ошибочно считать, что этот метод, при всей его наглядности, может претендовать на вытеснение им капиллярных и других, применяемых в вискозиметрии, методов. Совершенно естественно, что каждый метод, в том числе и описанный метод, может иметь свою собственную область применения.

Авторы приносят благодарность К. С. Крым за помощь при измерениях.

ВЫВОДЫ

1. При характеристике текучести или вязкости жидкостей (в частности, смазочных масел) по методу сдувания при данной температуре целесообразно осуществлять сдувание одновременно двух жидкостей (масел), что при относительных измерениях чрезвычайно упрощает обработку данных [фотографий с интерференционных картин, получаемых после сдувания слоя жидкости (масла)].

2. Осуществляя сдувание при наличии поперечного по отношению к направлению сдувания градиента температуры, оказывается возможным в результате одного весьма непродолжительного опыта получить характеристику температурной зависимости текучести жидкости (масла).

3. При одновременном сдувании эталонной (т. е. такой жидкости (масла), для которой температурная зависимость текучести или вязкости известна) и исследуемой жидкости (масла) можно построить кривую, выражающую температурную зависимость текучести для этой жидкости (масла).

4. Предварительные экспериментальные результаты, полученные при сдувании некоторых смазочных масел в узкой плоско-параллельной щели при наличии поперечного по отношению к направлению сдувания градиента температуры, находятся в удовлетворительном согласии с результатами, полученными при помощи обычного капиллярного вискозиметра.

5. Точность результатов, получаемых по методу „температурного сдувания“, может быть повышена при более совершенной обработке (в частности, с применением фотоэлектрического микрофотометра) интерференционных картин, полученных после сдувания слоя жидкости (масла).

Институт горючих ископаемых АН СССР
Лаборатория физико-химии нефти

ЛИТЕРАТУРА

1. Дерягин Б. В. Страховский Г. и Малышева Д. *Acta Physicochimica URSS*, 19, № 6, 541, 1944; *Журн. эксп. и теор. физ.*, 16, № 2, 171, 1946.
2. Дерягин Б. В. Кусаков М. М. и Крым К. С. *Acta Physicochimica URSS*, 20, № 1, 35, 1945; *Журн. эксп. и теор. физ.*, 16, № 2, 179, 1946.
3. Кусаков М. М. *Acta Physicochimica URSS*, 20, № 1, 47, 1945; *Журн. эксп. и теор. физ.*, 16, 1946.
4. Кусаков М. М. и Крым К. С. *Acta Physicochimica URSS*, 20, № 4, 548, 1945; *Журн. эксп. и теор. физ.*, 16, 1946.
5. Кусаков М. ДАН 54, № 2, 145, 1946.
6. Carslow H. S. *Introduction to the mathematical theory of the conduction of heat in Solids*. p. 105. London. 1921.
7. Иванцов Г. П. *Журн. техн. физ.*, 8, № 10, 948, 1938.
8. Кусаков М. М. Методы определения физико-химических характеристик нефтяных продуктов, стр. 433, ОНТИ, М.—Л. 1936.

М. П. ВОЛАРОВИЧ, Д. М. ТОЛСТОЙ и Е. П. ЛОШАКОВА

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНСИСТЕНТНЫХ СМАЗОК

ВВЕДЕНИЕ

Консистентные смазки за последнее время применяются все шире и шире для различных узлов трения машин. Их преимущества в ряде случаев по сравнению с обычными смазочными маслами связаны с их особыми механическими свойствами, а именно с пластичностью. Исследования пластичных свойств смазок, выполненные Д. С. Великовским [1], акад. П. А. Ребиндером [2], В. П. Варенцовым [3] и другими авторами, позволили сделать ряд выводов. В частности, выяснилось [4], что различные смазки обнаруживают весьма разнообразные механические свойства и принадлежат к разным классам реологических тел. Наши исследования [5], проведенные с применением ротационного вискозиметра, приводят к тому же заключению. Некоторые из смазок близки к бингамовскому телу; другие, имея определенное предельное напряжение сдвига θ , не подчиняются закону вязко-пластичного течения Бингама; третьи представляют собой неньютоновские жидкости, т. е. показывают аномалию вязкости, но не обнаруживают θ ; наконец, четвертые близки по своим свойствам к высоковязким ньютоновским жидкостям.

Интегральные методы (ротационные и капиллярные вискозиметры, метод падения шара и т. д.), применяемые обычными вискозиметрическими способами, не дают возможности сделать какие-либо определенные заключения о свойствах консистентных смазок второго и третьего типа. Для этих целей следует применять дифференциальные методы, которые позволяют установить непосредственно градиент скорости $\dot{\gamma}$ в функции напряжения сдвига τ в различных участках смазки во время ее течения. Такие кривые $\dot{\gamma} = f(\tau)$ можно назвать реологическими характеристиками смазки. Распределение скоростей в ротационном вискозиметре для некоторых пластичных материалов (глин и т. д.) наблюдали М. П. Воларович и Д. М. Толстой [6]. Б. В. Дерягин, М. М. Кусаков и К. Крым [7] по методу сдувания получали реологические характеристики масел и смазок в тонких слоях. М. П. Воларович с сотрудниками [8] устанавливал профили скоростей при течении торфяной гидромассы по трубам.

Для консистентных смазок представлялось удобным применить описанный ниже метод, связанный с выдавливанием смазки из трубки. Д. М. Толстой разработал теоретическую часть этого метода, изложенную в отдельной статье [9].

ОПИСАНИЕ УСТАНОВКИ

Схема установки представлена на рис. 1. Металлическая трубка *A* диаметром несколько сантиметров (трубка изображена в увеличенном масштабе), заполненная исследуемой смазкой, укреплялась в вертикальном положении посредством штатива, причем насадка *B* могла быть обращена вверх или вниз. Резьба на внутренней поверхности трубки *A* препятствовала скольжению смазки по стенкам. Для непластичных жидкостей применялась стеклянная трубка, непосредственно присоединяемая одним из концов к резиновой трубке *P*. Трубка с консистентной смазкой присоединялась к воздушному моностату *N*, в

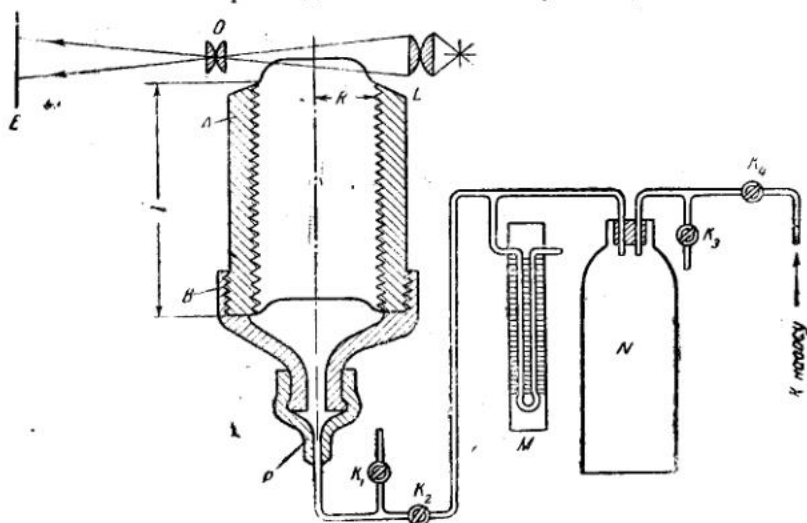


Рис. 1

котором создавалось положительное или отрицательное избыточное давление, отсчитывавшееся по манометру *M*. Краны *K*₁, *K*₂, *K*₃ и *K*₄ служили для включения и выключения давления. Открытый конец трубки *A* помещался между конденсором *L* и объективом *O* проекционного фонаря, и экструзионный профиль смазки проектировался на экран *E*.

МЕТОДИКА ИЗМЕРЕНИЯ¹ И ОБРАБОТКИ РЕЗУЛЬТАТОВ

Трубка *A* плотно заполнялась консистентной смазкой, предварительно хорошо перемешанной для исключения тиксотропии. Выступающие на концах части смазки срезались плоским лезвием вровень с краями трубки, которая затем навинчивалась на насадку *B* и укреплялась в штативе в вертикальном положении с открытым концом, обращенным вверх или вниз.

Для обычных консистентных смазок плоский торцевой срез при этом не искривлялся или испытывал лишь незначительную статическую деформацию, так как для них предел текучести удовлетворяет условию отсутствия течения под действием собственного веса при вертикальном положении трубки [9]. При равенстве давлений на концах столба

¹ В отношении метода фиксации экструзионного профиля описана лишь первоначальная методика, которая в настоящее время усовершенствована; в последующих опытах она заменена фотосъемкой и киносъемкой.

смазки в вертикальной трубке длиной l напряжение сдвига τ на цилиндрической поверхности радиуса r равно

$$\tau = \frac{\pi r^2 l \rho g}{2\pi r l} = \frac{\rho g}{2} r,$$

где ρ — плотность смазки, а g — ускорение силы тяжести. Максимальное напряжение имеет место на границе со стенками трубки или на цилиндрической поверхности радиуса R , равного внутреннему радиусу резьбы трубки, а именно

$$\tau_{\max} = \frac{\rho g}{2} R.$$

Таким образом, условие отсутствия течения заключается в требовании

$$\tau_{\max} = \frac{\rho g}{2} R < \theta.$$

Длина трубки, следовательно, исключается.

После укрепления трубки, фокусировки ее открытого конца на экране и измерения объективного увеличения производится экспериментальный подбор избыточного давления p_1 , вызывающего экструзию с желательной скоростью. Далее, путем изменения давления торцевая поверхность вновь возвращалась к плоской форме, которая зарисовывалась на миллиметровой бумаге экрана. После этого в моностае создавалось давление p_0 , поддерживавшее эту плоскую форму (в случае непластичных жидкостей). Затем кран K_2 закрывался, в моностае снова создавалось найденное давление p_1 , и кран K_2 вновь открывался при одновременном пуске секундомера. По истечении некоторого промежутка времени t_1 производилась быстрая зарисовка экструзионного профиля на экране (кривая 1) без остановки процесса; по истечении времени $t_2 = t_1 + \Delta t_1$ зарисовка повторялась (кривая 2), и т. д.

Опыт продолжался до тех пор, пока не появлялись явные искажения профиля, т. е. стекание к периферии при открытом конце, обращенном вверх, и к оси при обратном положении трубки. Затем регулировкой давления профиль возвращался к первоначальному положению, после чего производилось снятие новой серии кривых при другом давлении p_2 , и т. д. Далее трубка переворачивалась на 180° в вертикальной плоскости, и производились аналогичные измерения при движении смазки вниз.

Обработка серии экструзионных профилей, полученных через известные последовательные промежутки времени при $p = \text{const}$, производилась следующим образом. В первую очередь выяснялось, соблюдается ли критерий постоянства скорости

$$v_r = \left(\frac{\Delta h}{\Delta t} \right)_r = \text{const}.$$

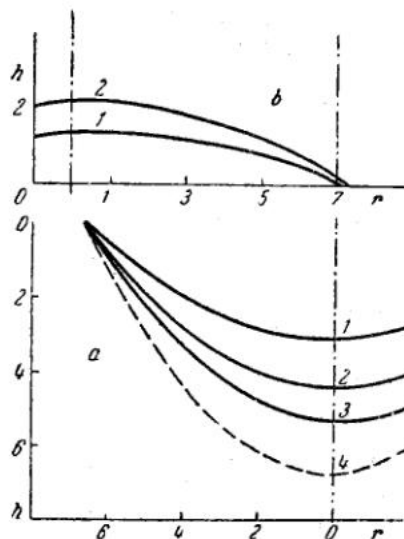


Рис. 2

В случае если величины $\frac{\Delta h}{\Delta t}$ не обнаруживали систематических изменений, вычислялись средние значения v_r , по которым строилась кривая распределения скоростей $v = F(r)$. Из этой кривой графически находилась дифференциальная кривая, т. е. реологическая характеристика [9]

$$\dot{\gamma} = \frac{dv}{dr} = f(\tau),$$

где $\tau = kr$.

Следует отметить, что теория этого метода, развитая Д. М. Толстым, является приближенной, так как не учитывает точного значения тензора напряжений на границах. Повидимому, задача такого рода не решена еще даже для обычной вязкой жидкости. Наши попытки разработать точную теорию, исходя из общих уравнений гидродинамики, не дали пока удовлетворительных результатов. В то же время данный метод представляет большой интерес для ряда случаев течения

Раствор канифоли в

$$\rho = 1.40 \text{ г/см}^3; R =$$

а) экструзия вниз; $p = +10.9 \text{ см}$

| r (см) | τ (дин/см ²) | Профиль № 1: $t = 487 \text{ сек.}, \Delta t = 487 \text{ сек.}$ | | | Профиль № 2: $t = 699 \text{ сек.}, \Delta t = 212 \text{ сек.}$ | | |
|----------|----------------------------------|---|-----------------|-----------------------------|---|-----------------|-----------------------------|
| | | h (см) | Δh (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) | h (см) | Δh (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) |
| 0 | 0 | 0.257 | 0.257 | 5.28 | 0.366 | 0.109 | 5.14 |
| 0.0834 | 177 | 0.250 | 0.250 | 5.14 | 0.354 | 0.104 | 4.81 |
| 0.167 | 356 | 0.232 | 0.232 | 4.76 | 0.334 | 0.102 | 4.76 |
| 0.250 | 538 | 0.206 | 0.206 | 4.24 | 0.295 | 0.039 | 4.20 |
| 0.333 | 710 | 0.168 | 0.168 | 3.45 | 0.238 | 0.070 | 3.30 |
| 0.417 | 890 | 0.115 | 0.115 | 2.36 | 0.165 | 0.050 | 2.36 |
| 0.500 | 1070 | 0.0534 | 0.0534 | 1.10 | 0.0784 | 0.025 | 1.18 |
| 0.560 | 1195 | 0.000 | 0.000 | 0.00 | 0.000 | 0.000 | 0.00 |

б) Экструзия вверх; $p = +10.7 \text{ см}$

| r (см) | τ (дин/см ²) | Профиль № 1: $t = 590 \text{ сек.}, \Delta t = 590 \text{ сек.}$ | | |
|----------|----------------------------------|---|-----------------|-----------------------------|
| | | h (см) | Δh (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) |
| 0 | 0 | 0.1035 | 0.1035 | 1.79 |
| 0.0741 | 55.4 | 0.1005 | 0.1005 | 1.74 |
| 0.143 | 110 | 0.0950 | 0.0950 | 1.64 |
| 0.222 | 166 | 0.0360 | 0.0360 | 1.48 |
| 0.296 | 221 | 0.0740 | 0.0740 | 1.28 |
| 0.370 | 276 | 0.0563 | 0.0740 | 0.971 |
| 0.445 | 332 | 0.0370 | 0.0370 | 0.639 |
| 0.560 | 418 | 0 | 0 | 0 |

жидкостей с аномальной вязкостью. Поэтому важно было произвести в первую очередь экспериментальные наблюдения.

Как видно из нижеизложенного, элементарная теория в первом приближении показала совпадение с результатами опытов.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Для экспериментальной проверки метода в первую очередь была исследована экструзия заведомо ньютоновской весьма вязкой жидкости: раствора канифоли в веретенном масле. На рис. 2 представлены изображения профилей, зарисованные на миллиметровой бумаге экрана. Рис. 2,а соответствует экструзии вниз, а рис. 2,б — экструзии вверх. Координаты профилей, приведенные к натуральным размерам путем деления на величину объективного увеличения, даны в табл. 1.

В той же таблице приведены значения τ , вычисленные по написанной выше формуле.

При экструзии вверх

$$k = \frac{1}{2} \left(\frac{p}{l} - \rho g \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{p'}{l} - \rho \right) g,$$

веретенном масле

Таблица 1

5.6 см; $l = 3.7$ см
вод. ст.; $k = 2130$; $t^{\circ} = 16.2^{\circ}$ С; увеличение $\times 12.0$

| Профиль № 3: $t = 849$ сек., $\Delta t = 150$ сек. | | | v_{cp} (см/сек.) | Профиль № 4: $t = 1059$ сек., $\Delta t = 210$ сек. | | |
|---|-----------------|-----------------------------|-----------------------|--|-----------------|-----------------------------|
| h (см) | Δh (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) | | h (см) | Δh (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) |
| 0.446 | 0.080 | 5.33 | 5.25 ± 0.07 | 0.567 | 0.121 | 5.76 |
| 0.431 | 0.077 | 5.14 | 5.03 ± 0.15 | 0.550 | 0.119 | 5.67 |
| 0.403 | 0.069 | 4.60 | 4.71 ± 0.07 | 0.516 | 0.113 | 5.38 |
| 0.358 | 0.063 | 4.20 | 4.21 ± 0.02 | 0.462 | 0.104 | 4.95 |
| 0.290 | 0.052 | 3.46 | 3.40 ± 0.05 | 0.358 | 0.068 | 3.24 |
| 0.200 | 0.035 | 2.34 | 2.35 ± 0.01 | 0.248 | 0.038 | 1.81 |
| 0.0934 | 0.015 | 1.00 | 1.09 ± 0.06 | 0.104 | 0.0106 | 0.505 |
| 0.000 | 0.000 | 0.000 | 0 | 0 | 0 | |

Таблица 1 (продолжение)

вод. ст.; $k = 746$; $t^{\circ} = 16.0^{\circ}$ С; $M \times 13,5$

| Профиль № 2: $t = 911$ сек., $\Delta t = 331$ сек. | | | v_{cp} (см/сек.) |
|---|-----------------|-----------------------------|-----------------------|
| h (см) | Δh (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) | |
| 0.166 | 0.0675 | 1.89 | 1.84 |
| 0.162 | 0.0615 | 1.86 | 1.80 |
| 0.153 | 0.0538 | 1.75 | 1.695 |
| 0.139 | 0.0530 | 1.60 | 1.54 |
| 0.120 | 0.0460 | 1.39 | 1.33 |
| 0.920 | 0.0357 | 1.070 | 1.02 |
| 0.0578 | 0.0208 | 0.628 | 0.633 |
| 0 | 0 | 0 | 0 |

Таблица 2

Вязкость растворов канифоли в веретенном масле

| r (см) | Кривая 1: $t^{\circ}=16.2^{\circ}$ С | | Кривая 2: $t^{\circ}=16.0^{\circ}$ С | | $\eta_{рот} \cdot 10^{-3}$ $\omega=16.6^{\circ}$ С |
|-------------------|--------------------------------------|----------------------------|--------------------------------------|----------------------------|---|
| | $\eta \cdot 10^{-3}$ | $\Delta\eta \cdot 10^{-3}$ | $\eta \cdot 10^{-3}$ | $\Delta\eta \cdot 10^{-3}$ | |
| 0.0370 | — | — | 512 | 89 | |
| 0.0359 | 561 | 73 | — | — | |
| 0.111 | — | — | 587 | 14 | |
| 0.171 | 740 | 106 | — | — | |
| 0.185 | — | — | 656 | 55 | |
| 0.256 | 658 | 24 | — | — | |
| 0.259 | — | — | 679 | 78 | |
| 0.333 | — | — | 595 | 6 | |
| 0.340 | 645 | 11 | — | — | |
| 0.407 | — | — | 581 | 20 | |
| 0.423 | 662 | 28 | — | — | |
| 0.495 | 741 | 107 | — | — | |
| $\eta_{ср}$ | 668 | 58 | 601 | 43 | |
| $\eta_{полярная}$ | 634 | — | 635 | — | 575 |

где p' — давление в см водяного столба, l — высота столба смазки в трубке и ρ — ее плотность.

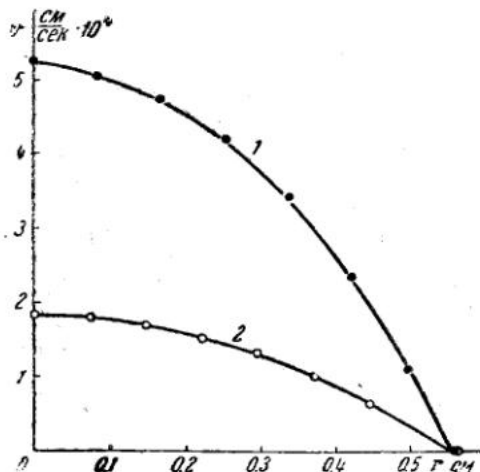


Рис. 3

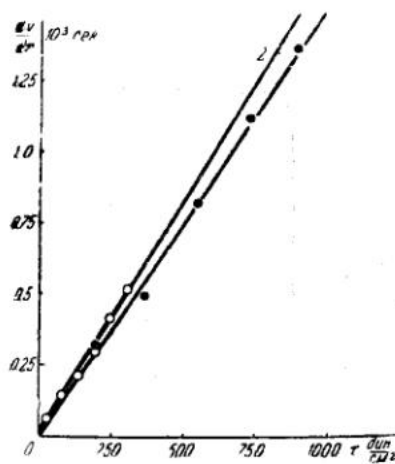


Рис. 4

Смазка мобилгрис
 $l = 13$ см; $p = 3.30$ см
экструзия вниз;

| r (см) | τ (дин/см²) | Профиль № 1: $t = 130$ сек. | | Профиль № 2: $t = 140$ сек. | | Профиль № 3: $t = 135$ сек. | |
|----------|---------------------|--------------------------------|-----------------------------|--------------------------------|-----------------------------|--------------------------------|-----------------------------|
| | | $h \times 11$ (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) | $h \times 11$ (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) | $h \times 11$ (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) |
| 0 | 0 | 0.43 | 3.01 | 0.90 | 3.05 | 2.12 | 3.05 |
| 0.18 | 65.9 | 0.40 | 2.81 | 0.84 | 2.85 | 1.97 | 2.82 |
| 0.27 | 98.8 | 0.36 | 2.52 | 0.76 | 2.58 | 1.78 | 2.54 |
| 0.36 | 134 | 0.29 | 2.03 | 0.56 | 1.75 | 1.31 | 1.87 |
| 0.41 | 149 | 0.21 | 1.47 | 0.43 | 1.43 | 1.02 | 1.48 |
| 0.50 | 183 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |

проведены для средних значений вязкости, вычисленных по отдельным точкам. Как видно из рис. 4, реологические характеристики

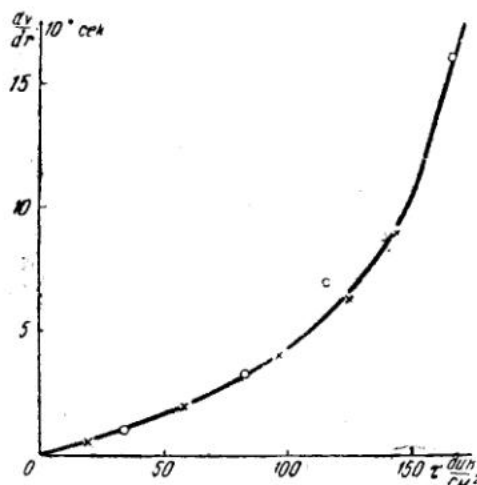


Рис. 7

раствора канифоли в веретенном масле в пределах случайных ошибок являются прямолинейными.

Для характеристики точности измерений значения вязкости, вычисленные различными способами, представлены в табл. 2. Во 2-м и 4-м столбцах приведены цифры вязкости, полученные графическим дифференцированием кривых 1 и 2 рис. 3. Эти значения соответствуют отдельным точкам на рис. 4. Средние из этих значений отвечают наклону линейных реологических характеристик, приведенных на рис. 4. В той же таблице внизу даны значения вязкости, вычисленные из средней осевой скорости $v_0 = \frac{\Delta H}{\Delta t}$ по формуле [9, 10]

$$\eta = \frac{\left(\frac{p}{l} \pm \rho g\right) R^2 \Delta t}{4 \Delta H} = \frac{\left(\frac{p}{l} \pm \rho\right) g R^2}{4 v_0} = \frac{k R^2}{2 v_0}$$

В таблице помещены также данные по вязкости, определенные в ротационном вискозиметре системы М. П. Воляровича [11] для той же жидкости.

Аналогичным образом были обработаны профили, зарисованные для двух консистентных смазок: мобилгрис и смазки АМ 34А/49. На рис. 5а и 5б показаны профили для смазки мобилгрис при экструзии соответственно вниз и вверх. В табл. 3 и 4 приведены значения радиусов, напряжений, высот и скоростей $v = \frac{\Delta h}{\Delta t}$, вычисленных из этих профилей с учетом оптического увеличения.

Данные табл. 3 и 4 нанесены на график рис. 6, где кривая 1 выражает распределение усредненных скоростей при экструзии вниз, а кривая 2 — вверх. Дифференциальные кривые $\dot{\gamma} = f(\tau)$, изображающие реологические характеристики, приведены на рис. 7. Значения «переменной вязкости», вычисленные по точкам дифференциальной кривой, даны в табл. 5.

Данные для смазки АМ 34А/49 приведены на рис. 8—9 и в табл. 6 и 7. На рис. 8 профиль 1 соответствует начальному положению в момент приложения добавочного давления. Через 2,2 сек. давление было отключено, причем снят профиль 2; дальнейшая экструзия вниз происходила под действием собственного веса смазки. Профиль 3 был зарисован через 377 сек. На рис. 9 кружки соответствуют профилям 1 и 2, а крестики — профилям 2 и 3.

На основании этих данных можно сделать следующее заключение. Смазка АМ 34А/49 обнаруживает предельное напряжение сдвига, которое было принято равным 725 дин/см^2 в соответствии с цифрой,

Таблица 4

Смазка мобилгрис
Экструзия вверх; $k = 310$; $\Delta t = 525$ сек.

| r (см) | τ (дин/см ²) | $h \times 11$ (см) | $v \cdot 10^4$ (см/сек.) |
|----------|-------------------------------|--------------------|--------------------------|
| 0 | 0 | 1.22 | 2.12 |
| 0.12 | 37.2 | 1.18 | 2.04 |
| 0.25 | 77.5 | 1.02 | 1.77 |
| 0.37 | 115 | 0.74 | 1.28 |
| 0.44 | 136 | 0.48 | 0.84 |
| 0.50 | 155 | 0.00 | 0.00 |

Таблица 5

Смазка мобилгрис
 $\theta = 0$

| τ (дин/см ²) | $\eta \cdot 10^{-5}$ пуазов | |
|-------------------------------|-----------------------------|-----------------|
| | Экструзия вниз | Экструзия вверх |
| 18.6 | — | 2.78 |
| 32.9 | 2.97 | — |
| 57.3 | — | 2.76 |
| 82.3 | 2.48 | — |
| 96.2 | — | 2.35 |
| 116 | 1.64 | — |
| 125 | — | 1.98 |
| 141 | 1.60 | — |
| 145 | — | 1.04 |
| 166 | 1.03 | — |

заключенной в рамку в табл. 7. Это значение θ примерно вдвое меньше величины, полученной нами [5] в ротационном вискозиметре, а именно 1650 дин/см².

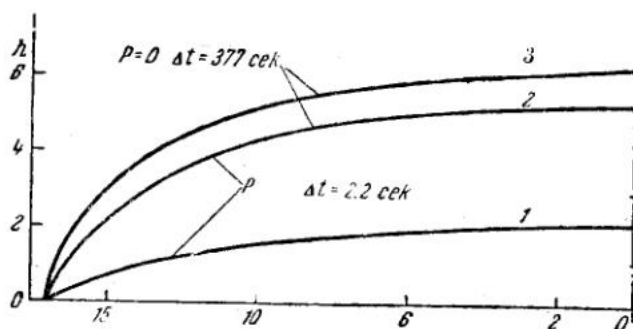


Рис. 8

Смазка АМ 34А/49

Таблица 6

Профили 1 и 2 рис. 8; $\Delta t = 2.2$ сек.; $p = 933$ см вод. ст.;
увеличение $\times 8.2$

| $r \times 8.2$ | $\Delta h \times 8.2$ | $vr = \frac{\Delta h}{\Delta r}$ | $\gamma = \frac{dv}{dr}$ | τ (дин/см ²) | $\eta = \frac{\tau - \theta}{\dot{\gamma}}$ (пуазы) |
|----------------|-----------------------|----------------------------------|--------------------------|-------------------------------|--|
| 2 | 3.15 | 0.00 | 0.00 | 295 | — |
| 3 | 3.15 | 0.00 | 0.00 | 398 | — |
| 4 | 3.15 | 0.00 | 0.00 | 513 | — |
| 5 | 3.15 | 0.0 | 0.00 | 627 | — |
| 6 | 3.15 | 0.00 | 0.00 | 740 | — |
| 7 | 3.15 | 0.05 | 0.0227 | 855 | 5.750 |
| 8 | 3.10 | 0.10 | 0.0454 | 970 | 5.400 |
| 9 | 3.00 | 0.15 | 0.0682 | 1080 | 5.200 |
| 10 | 2.85 | 0.25 | 0.114 | 1200 | 4.200 |
| 11 | 2.60 | 0.30 | 0.136 | 1310 | 4.300 |
| 12 | 2.30 | 0.30 | 0.136 | 1430 | 5.200 |
| 13 | 2.00 | 0.40 | 0.182 | 1540 | 4.500 |
| 14 | 1.60 | 0.65 | 0.296 | 1650 | 3.100 |
| 15 | 0.95 | 1.58 | 0.720 | 1740 | 1.400 |
| 15.6 | 0.00 | | | | |

Таблица 7

Смазка АМ 34А/49

Профили 2—3 рис. 8; $\Delta t=377$ сек.; $p=0$; $k=475$; увеличение $\times 8.2$

| $r \times 8.2$ | $\Delta h \times 8.2$ | $v_r = \frac{\Delta h}{\Delta r}$ | $\dot{\gamma} = \frac{dv}{dr}$ | τ (дин/см ²) | $\frac{\tau - \theta}{\dot{\gamma}}$ (пуазы) |
|----------------|-----------------------|-----------------------------------|--------------------------------|-------------------------------|---|
| 2 | 0.85 | 0.00 | 0 | — | — |
| 3 | 0.85 | . | . | . | . |
| . | . | . | . | . | . |
| 12 | 0.85 | 0.05 | 0.00013 | 725 | 30.000 |
| 13 | 0.80 | 0.10 | 0.00026 | 785 | 30.000 |
| 14 | 0.70 | 0.30 | 0.00080 | 840 | 140.000 |
| 15 | 0.40 | 0.67 | 0.0018 | 900 | 97.000 |
| 15.6 | 0.00 | . | . | . | . |

Объяснение здесь следует искать в том, что предел текучести для всех материалов определяется с некоторой условной точностью, которая задается величиной наблюдаемой остаточной деформации [12]. В данном случае величина наблюдаемой остаточной деформации меньше, чем в ротационном вискозиметре, и, следовательно, θ также меньше.

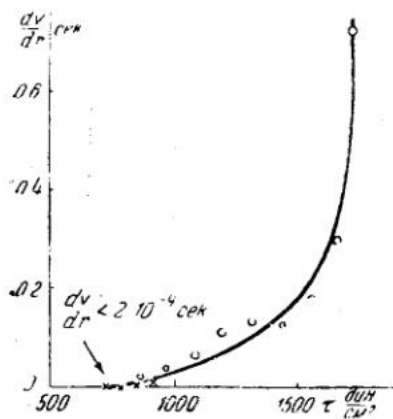


Рис. 9

Так как на рис. 9 получилась кривая, смазку АМ 34А/49 следует считать пластичным не-бингамовским телом.

ВЫВОДЫ

1. По методу экструзии смазки из трубки удалось наблюдать при помощи оптического увеличения профили, на основании которых непосредственно получают реологические характеристики смазок, т. е. кривые зависимости градиента скорости от напряжения сдвига.
2. Для истинно вязкой жидкости (раствор канифоли в веретенном масле) получилось удовлетворительное согласие с данными ротационного вискозиметра.
3. Смазка мобилгрис не обнаружила предельного напряжения сдвига, но оказалась не-ньютоновской жидкостью. Смазка АМ 34А/49 обладает предельным напряжением сдвига и ведет себя как пластичное, но не-бингамовское тело.

4. Полученные результаты представляется возможным применить для проверки теории вращения подшипника, смазанного пластично-вязкой смазкой¹.

Московский торфяной институт.
Кафедра физики

ЛИТЕРАТУРА

1. Великовский Д. С. Сб. Теория и практика производства и применения консистентных смазок, М. 1939; Совещ. по вязк. жидк. и колл., 1, 215, 1941.
2. Акад. Ребиндер П. А., Богуславская Н. А. и Мокиевский В. Б. Совещ. по вязк. жидк. и колл., 2, 173, 1944.
3. Варенцов В. П. Совещ. по вязк. жидк. и колл., 1, 197, 1941.
4. Великовский Д. С. Консистентные смазки, ч. 1, М.—Л., 1945.
5. Воларович М. П. и Лошакова Е. П. Колл. журн., 8, № 3, 127, 1946.
6. Воларович М. П. и Толстой Д. М. Журн. физ. хим., 4, 815, 1933.
7. Дерягин Б. В., Кусаков М. М. и Крым К. С. Acta Physicochim. URSS, 20, № 1, 35, 1945. Журн. физ. эксп. и теор. л., 16, № 2, 179, 1946.
8. Воларович М. П. и соотр. Журн. техн. физ., 14, № 7—8, 448, 1944.
9. Толстой Д. М. См. статью в этом сборнике.
10. Rhodes E. O., Volkman E. W. a. Barker C. T. Engin. News Record, 115, Nov. 21, 1935.
11. Воларович М. П. Тр. Ин-та прикл. минерал. № 66, 1—59, 1934.
12. Houwink R. The Yield Value, Sec. Rep. on Viscosity a. Plasticity, Amsterdam, 1938.

¹ См. статью А. М. Гуткина в настоящем сборнике.

Д. М. ТОЛСТОЙ

МЕТОД НЕПОСРЕДСТВЕННОГО НАБЛЮДЕНИЯ РЕОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНСИСТЕНТНЫХ СМАЗОК

ВВЕДЕНИЕ

Расчет течения смазки в подшипнике или какой-либо другой паре трения можно производить не только в том случае, если смазочный материал является ньютоновской жидкостью [1], но и бингамовским вязко-пластичным телом [2]. Однако смазочные масла при низких температурах и консистентные смазки могут принадлежать к какому-нибудь другому классу пластичных или псевдопластичных реологических тел [3]. В таком случае при помощи обычных интегральных методов вискозиметрии весьма затруднительно или даже невозможно установить физико-механические параметры пластичных веществ, необходимые для практических расчетов [4].

Для не-ньютоновских и не-бингамовских смазок представлялось интересным в связи с исследованиями М. П. Воларовича разработать методику непосредственного наблюдения реологических характеристик, устанавливающих связь между градиентом скорости $\dot{\gamma}$ и напряжением сдвига τ . Теория такого рода метода описана ниже.

ОПИСАНИЕ МЕТОДА

Принципиальная схема прибора представлена на рис. 1. Вертикальная цилиндрическая трубка заполняется исследуемой консистентной смазкой вровень с краями трубки А. Посредством навинчивающейся насадки В один из концов трубки присоединяется к воздушному моностату (с манометром), в котором создается постоянное давление, обеспечивающее медленное течение смазки. При этом, если трубка перевернута вниз, может потребоваться отрицательное избыточное давление.

В первом приближении это течение может рассматриваться как аксиальное и равномерное также и в выступающих частях смазки при условии, если отношение $\frac{H}{R}$, а также время экструзии настолько малы и вязкость смазки настолько велика, что деформирующим влиянием как давления, обусловленного кривизной поверхности, так и тангенциальных составляющих веса выступающей части (фигуры экструзии) можно пренебречь. Критерием аксиальности течения на всех расстояниях от оси при постоянном давлении является постоянство во времени отношения $\frac{\Delta h}{\Delta t}$ на любом радиусе r

$$\frac{\Delta h_r}{\Delta t} = \frac{h_r}{t} = \text{const.} \quad (1)$$

Действительно, искривление трубок тока сопровождалось бы их постепенным расширением в выступающей части и, следовательно, проявлялось бы в постепенном уменьшении линейной скорости течения на данном радиусе r . При экструзии вниз на малых радиусах может происходить сужение трубок тока и, следовательно, ускорение течения.

Другим критерием отсутствия таких искажений является совпадение поперечного распределения скоростей при экструзии вверх и вниз (при перевертывании трубки), так как в первом случае тангенциальное стекание должно происходить к стенкам, а во втором — к оси трубки. Таким образом, если критерий (1) соблюден, то направления v и h совпадают, и отношение $\frac{\Delta h_r}{\Delta t}$ дает истинную скорость элементарного кольцевого слоя радиуса r . При этом все последовательно регистрируемые профили при $p = \text{const}$ будут давать одинаковое распределение скоростей.

С другой стороны, напряжение сдвига на данном радиусе r при $v_r = \text{const}$ равно: при экструзии вверх

$$\tau = \frac{\pi r^2 p - \pi r^2 l \rho g}{2\pi r l} = \frac{1}{2} \left(\frac{p}{l} - \rho g \right) r = k r, \quad (2)$$

и при экструзии вниз

$$\tau = \frac{1}{2} \left(\frac{p}{l} + \rho g \right) r = k' r, \quad (2')$$

где p — избыточное давление, отсчитываемое по манометру моностата, которое в формуле (2') может быть и отрицательным, l — высота столба смазки и ρ — ее плотность.

Отсюда следует, что профиль фигуры экструзии при соблюдении указанного критерия непосредственно дает зависимость v от τ , так как ординаты h пропорциональны v^2 , а абсциссы r пропорциональны τ . Дифференциальная же кривая, построенная по этому профилю, дает непосредственно форму реологической характеристики $\dot{\gamma} = \frac{dv}{dr} = f(\tau)$.

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА К КОНСИСТЕНТНЫМ СМАЗКАМ БИНГАМОВСКОГО ТИПА

Помимо основного назначения метода — снятия реологических характеристик не-ньютоновских и не-бингамовских тел — он может быть использован также и для определения констант η и θ бингамовских тел или вязкости η ньютоновских жидкостей.

Для бингамовского тела кривая радиального распределения скоростей, как и в капиллярном вискозиметре [5], должна иметь форму двух ветвей параболы, разделенных у вершины горизонтальной прямой:

¹ Если отсчет времени производится с момента, соответствующего плоскому горизонтальному профилю. В противном случае скорости пропорциональны разностям ординат Δh двух последовательно зафиксированных профилей.

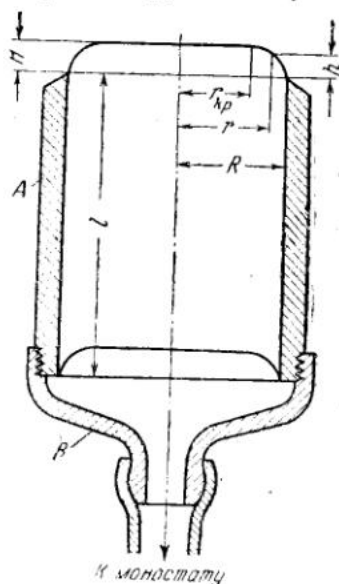


Рис. 1

при $\tau = kr < \theta$ стационарный сдвиг отсутствует, и $v = \text{const}$ (горизонтальная линейная часть кривой); на некотором критическом радиусе, удовлетворяющем соотношению $\tau = kr_{\text{кр}} = \theta$, имеет место переход горизонтальной части кривой в параболу, для которой

$$\dot{\gamma} = \frac{dv}{dr} = \frac{1}{\eta} (\tau - \theta) = \frac{1}{\eta} (kr - \theta).$$

Таким образом, предел текучести θ определяется из соотношения

$$\theta = kr_{\text{кр}}, \quad (3)$$

т. е.

$$\theta = \frac{1}{2} \left(\frac{p}{l} - \rho g \right) r_{\text{кр}} \quad (3')$$

при экструзии вверх, или

$$\theta = \frac{1}{2} \left(\frac{p}{l} + \rho g \right) r_{\text{кр}} \quad (3'')$$

при экструзии вниз; в последнем случае $p \geq 0$.

Что же касается „бингамовской вязкости“ η , то она может непосредственно вычисляться из наклона наблюдаемой линейной реологической характеристики $\frac{dv}{dr} = f(\tau)$, а именно:

$$\eta = \frac{\tau - \theta}{dv/dr} = \text{const.}$$

Однако для тел, заведомо принадлежащих к бингамовскому классу, величина η может быть вычислена и без снятия реологической характеристики, а именно: из интегральной зависимости между $H = h_{\text{max}}$, R и l (см. рис. 1).

Для вывода этой зависимости напомним уравнение Бингама в виде:

$$\tau = \theta - \eta \frac{dv}{dr}$$

(так как $\frac{dv}{dr} < 0$ при пограничных условиях: $v = 0$ при $r = R$, $v = \frac{H^1}{l}$ при $r = r_{\text{кр}}$).

Подставляя значения τ и θ из уравнений (2) и (3), имеем

$$k(rdr - r_{\text{кр}}dr) = -\eta dv.$$

Интегрирование в пределах от R до $r_{\text{кр}}$ дает

$$\frac{k}{2} (R - r_{\text{кр}})^2 = \eta \frac{H}{l},$$

откуда

$$\eta = \frac{k(R - r_{\text{кр}})^2 l}{2H} = \frac{\theta(R - r_{\text{кр}})^2 l}{2Hr_{\text{кр}}}. \quad (4)$$

¹ Или $\frac{\Delta H}{\Delta t}$, если начальный момент не соответствует плоской форме поверхности что относится также к уравнениям (4) и (4').

Подставляя значения k из уравнений (2) и (2'), находим η при экструзии вверх

$$\eta = \frac{\left(\frac{p}{l} - \rho g\right) (R - r_{кр})^2 t}{4H}, \quad (4')$$

где $p > 0$, и при экструзии вниз

$$\eta = \frac{\left(\frac{p}{l} + \rho g\right) (R - r_{кр})^2 t}{4H}, \quad (4'')$$

где $p \geq 0$.

Формулами (3), (3'), (3''), (4') и (4'') можно руководствоваться для выяснения оптимальных условий измерений и для расчета размеров трубки и давления p , исходя из предполагаемого порядка величин η и θ .

Для этого сделаем сначала следующий упрощенный расчет для нахождения условия отсутствия искажений профиля выступающей части пластичной смазки (бингамовской или не-бингамовской) под действием силы тяжести для экстремального наихудшего случая. Наихудшие условия будут, очевидно, иметь место в том случае, если $r_{кр} = R$ (рис. 2, пунктирная линия). Тогда максимальное напряжение сдвига, обусловленное весом выступающей части, будет существовать на конической поверхности AC , проходящей через внутренний край трубки под углом 45° . Оно равно

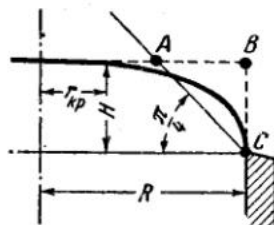


Рис. 2

$$\tau = \frac{SH\rho g \sin \frac{\pi}{4}}{2 S / \cos \frac{\pi}{4}} = \frac{H\rho g}{4},$$

где S — площадь кольца AB .

Таким образом, при любом профиле поверхности стекание к краям трубки будет отсутствовать, если

$$\frac{H\rho g}{4} < 0 \quad \text{или} \quad H < \frac{4\theta}{\rho g}.$$

Полагая $\rho \cong 1$ и $g \cong 1000$, имеем следующее условие заведомого отсутствия искажений профиля под действием силы тяжести:

$$H < 0.004 \theta.$$

Что же касается лапласовского давления, то, например, для консистентных смазок, даже при радиусе кривизны профиля порядка 0.1 см, оно не будет превышать $\frac{\sigma}{0.1} \cong 500$ дин/см², т. е. величины, которая не может вызвать пластических деформаций тел с пределом текучести значительно большего порядка. Из всего этого следует, что соображения об ограничении, налагаемом на величину $\frac{H}{R}$ для непластичных жидкостей, не относятся к пластичным телам типа консистентных

смазок, для которых $\theta > 1000$ дин/см². Тем не менее величина $(R - r_{кр})$ должна быть достаточно велика также и для смазок этого типа, но по другой причине: в противном случае вся область изменения скорости будет слишком узкой, и точность расчета значений $\frac{dv}{dr}$, даже при большом оптическом увеличении, будет мала.

Расчет оптимального радиуса трубки R вытекает тогда из следующих соображений. Максимальная ордината H должна быть достаточна для точного ее измерения с учетом возможностей оптического увеличения. Для точности графической обработки профиля необходимо также условие $R - r_{кр} > H$, осуществимое за счет уменьшения $r_{кр}$ и увеличения R . Для данного объекта ($\eta = \text{const}^1$ и $\theta = \text{const}$) уменьшение $r_{кр}$ [за счет увеличения $(\frac{p}{t} \pm \rho g)$, см. уравнения (3') и (3'')] ведет, согласно уравнению (4), к резкому уменьшению времени t , на которое, с другой стороны, налагается ограничение условиями съемки профиля. Из той же формулы (4) следует, что соблюдение этого ограничения облегчается при большой вязкости η и малом пределе текучести θ . Кроме того, большая вязкость в свою очередь понижает вероятность искажений профиля. Из формулы (4) можно также видеть, что при заданных η , H и θ увеличение $(R - r_{кр})$ за счет увеличения радиуса трубки R является более целесообразным, так как t в этом случае уменьшается менее резко. Таким образом, наивыгоднейшие условия измерений обеспечиваются большими значениями η и R и малыми значениями θ , при условии, однако, что θ остается больше величины $\frac{H\rho g}{4}$.

Ниже в качестве примера приводится расчет для одной из наименее благоприятных комбинаций значений η и θ , встречающихся среди консистентных смазок. Полагаем: $\theta = 10^4$ дин/см²; $\eta = 10^3$ пуазов; $\rho = 1$ г/см³; $H = 0.2$ см; $t = 2$ сек. $R - r = 0.4$ см.

По формуле (4) имеем: $r_{кр} = 8$ см; $R = 8 + 0.4 = 8.4$ см.

Такие размеры трубки слишком велики. Однако при заданных значениях η и θ уменьшение радиуса трубки R может быть достигнуто либо повышением оптического увеличения профиля, чтобы можно было соответственно уменьшить $R - r_{кр}$ (положим $R - r_{кр} = 0.2$ см, тогда $r_{кр} = 2$ см и $R = 2.2$ см), либо применением киносъемки², позволяющей уменьшить t , например, до 0.2 сек.; тогда, например, при $H = 0.3$ см и $R - r_{кр} = 0.6$ см, $r_{кр} = 1.2$ см и $R = 1.8$ см. Что касается давления p и длины трубки l , то они могут быть рассчитаны по уравнениям (4') и (4''), из которых видно, что длину трубки можно выбирать произвольно: играет роль лишь отношение $\frac{p}{l}$, влияющее

на t при заданных $r_{кр}$ и R или на $r_{кр}$ при заданных R и t . При более благоприятном сочетании значений η и θ , т. е. при больших η и меньших θ , время при прочих равных условиях увеличивается.

Приведенные расчеты, сделанные для весьма неблагоприятного случая, показывают, что наблюдение распределения скоростей экструзии консистентных смазок, в особенности с применением киносъемки, вполне осуществимо.

¹ Для не-бингамовских тел имеется в виду лишь порядок величины аномальной вязкости, и весь дальнейший расчет является ориентировочным.

² По предложению проф. М. П. Воляровича.

СНЯТИЕ ДИАГРАММЫ НАПРЯЖЕНИЙ СДВИГА ДЛЯ ПЛАСТИЧНОЙ СМАЗКИ

Описанный метод может также быть использован для непосредственного наблюдения диаграммы статических напряжений

$$\tau = f(\gamma),$$

где $\gamma = -\frac{dh}{dr}$ — относительный сдвиг.

Если заполнить трубку А (рис. 1) смазкой, обладающей предельным напряжением сдвига θ (пределом текучести), плоско срезать торцы и затем установить трубку в вертикальном положении, то при не слишком большом радиусе трубки стационарного сдвига (течения) без добавочного давления происходить не будет. Под действием одного лишь собственного веса будет иметь место только статическая деформация. Действительно, при равенстве давлений на концах вертикального столба смазки напряжение сдвига на цилиндрической поверхности радиуса r равно

$$\tau = \frac{\pi r^2 l \rho g}{2\pi r l} = \frac{\rho g}{2} r.$$

Напряжение, пропорциональное радиусу слоя, достигает, следовательно, максимального значения на границе со стенками трубки, т. е. при $r=R$:

$$\tau_{\max} = \frac{\rho g}{2} R.$$

Таким образом, стационарного течения не произойдет, если

$$\frac{\rho g}{2} R < \theta;$$

в этом случае будет иметь место лишь статическая деформация. Из последнего неравенства видно, что длина трубки при отсутствии добавочного давления не влияет на условие неподвижности смазки. Если радиус имеющейся трубки не удовлетворяет этому неравенству, можно посредством моностага создать добавочное давление, направленное вверх, при котором τ_{\max} понизится до величины, меньшей θ , и деформация будет статической.

В общем случае при наличии добавочного давления напряжение сдвига в слое r равно [уравнения (2) и (2')]

$$\tau = \frac{1}{2} \left(\frac{p}{l} \pm \rho g \right) r = kr,$$

где $p \geq 0$; относительный же сдвиг в слое r можно определить либо как $\gamma = -\frac{dh}{dr}$, считая, что $\tau=0$ при горизонтальном профиле¹, либо как $-\frac{d(\Delta h)}{dr}$, где Δh соответствует $\Delta\tau$ при изменении давления p .

Таким образом, для построения диаграммы напряжений сдвига дос-

¹ Это справедливо, если плоский срез сделан при горизонтальном положении трубки.

точно построить дифференциальную кривую статического экструзионного профиля

$$\tau = f\left(-\frac{dh}{dr}\right) \text{ или } \Delta\tau = f\left(-\frac{d(\Delta h)}{dr}\right),$$

где τ определяется из уравнения (2) или (2'), а $\Delta\tau$ соответствует Δp .

При этом в случае равенства горизонтального и вертикального увеличений величины $\frac{dh}{dr}$ или $\frac{d(\Delta h)}{dr}$ можно измерять непосредственно на увеличенном профиле, не вычисляя абсолютных значений h или Δh .

Для построения статической диаграммы напряжений можно пользоваться также и экструзионным профилем, наблюдаемым в динамических условиях, а именно его осевой частью в пределах от $r=0$ до $r_{кр}$, которая ведет себя, как твердое тело, и, испытав деформацию лишь при начальном изменении давления, сохраняет в дальнейшем свой профиль, в то время как в наружных слоях происходит течение при постоянном давлении. При таком способе построения получается полная диаграмма напряжений: от $\tau=0$ до $\tau=\theta$, т. е. вплоть до предела текучести.

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА К НЕПЛАСТИЧНЫМ НЬЮТОНОВСКИМ И НЕ-НЬЮТОНОВСКИМ ЖИДКОСТЯМ

Как и в случае бингамовских тел, в отношении ньютоновских жидкостей описанный метод может быть применен как для снятия реологических характеристик, так и для вычисления вязкости из интегральных величин. Соответствующая формула может быть получена, если положить в уравнениях (4') и (4'') $r_{кр}=0$, рассматривая ньютоновскую жидкость как частный случай бингамовского тела.

При таком применении этот метод является промежуточным между методом истечения из капилляра, в котором напряжение также создается разностью давлений на концах столба жидкости, и методом осевого движения коаксиальных цилиндров [6], в котором вязкость вычисляется из линейной скорости, но твердого внутреннего цилиндра. Однако в случае весьма вязких жидкостей описанный метод имеет преимущества перед капиллярным методом в том, что для измерения линейной скорости на оси достаточно незначительного объема истечения, и процесс измерения ускоряется, а перед методом продольного смещения коаксиальных цилиндров — в том, что исключается основной источник ошибок, связанный с необходимостью строгой коаксиальности цилиндров.

Расчет оптимальных условий для непластичных смазок (ньютоновских и не-ньютоновских) гораздо проще, чем для пластичных, вследствие отсутствия $r_{кр}$. Достаточно задаться некоторым минимальным значением H , зависящим от условий съемки и увеличения, и определить отсюда R с расчетом, чтобы величина $\frac{R}{H}$ была достаточно

велика для обеспечения аксиальности потока, в чем можно в дальнейшем удостовериться по указанным выше критериям. Для той же цели время должно быть выбрано минимальным, насколько это позволяют условия съемки. Тогда, имея представление о порядке вязкости и полагая $\theta=0$, можно из уравнения (4) определить порядок величины $\frac{p}{l}$.

Например, при $\eta = 10^4$ пуазов и $\rho = 1$ г/см³ полагаем $H = 0.2$ см, $\frac{R}{H} = 3$, $R = 0.6$ см, $t = 5$ сек. Тогда по уравнению (4') имеем $\frac{p}{l} \cong + 5.4 \cdot 10^3$ дин/см². При $l = 10$ см, $p = 5.4 \cdot 10^4$ дин/см² $\cong + 54$ см Н₂О. По уравнению (4''), т. е. при экструзии вниз, при тех же условиях $p \cong + 34$ см Н₂О.

Поскольку неточность расчета при $r_{кр} = 0$ всегда может быть компенсирована регулировкой давления, формулы (4), выведенные для ньютоновской жидкости при условии $\theta = 0$, пригодны для предварительного расчета условий измерения также и в случае жидкостей с аномальной вязкостью.

Основное назначение метода заключается, разумеется, не в определении постоянных η и θ при линейной реологической характеристике (для ньютоновских жидкостей и бингамовских тел, для которых это может быть сделано и другими методами), а в непосредственном наблюдении реологических характеристик, т. е. кривых $\dot{\gamma} = f(\tau)$, для других, мало исследованных классов реологических тел. Это, в частности, относится к консистентным смазкам, для которых эта задача не разрешена в существующих „платометрах“ [7].

Измерения же с заведомо ньютоновскими жидкостями большой вязкости должны лишь послужить одним из способов проверки метода как путем сравнения величины η с данными других приборов, так и на основании формы наблюденной кривой $\frac{dv}{dr} = kr$, где k для таких объектов должно быть постоянным.

Недостаток метода заключается в том, что он позволяет наблюдать лишь начальную область реологической характеристики: в пределах от $\dot{\gamma} = 0$ до небольших значений $\dot{\gamma}$. Однако с точки зрения классификации реологических тел именно эта область и имеет решающее значение, так как по форме характеристики при $\dot{\gamma} \rightarrow 0$ можно отличить истинно пластичное тело (с конечным значением $\tau_{\dot{\gamma}=0} = \theta$) от квазипластичного, для которого при малых значениях напряжения градиент скорости стремится к нулю асимптотически.

В заключение автор выражает глубокую благодарность проф. М. П. Воларовичу, идеи которого о роли реологических характеристик стимулировали настоящую работу, за проявленный им интерес к описанному методу и за ряд советов и указаний.

ВЫВОДЫ

Разработана теория метода, позволяющего определять непосредственно реологические характеристики консистентных смазок, т. е. кривые зависимости градиента скорости $\dot{\gamma}$ от напряжения сдвига τ . Рассмотрены условия применения метода для смазок с линейной характеристикой (ньютоновская жидкость, бингамовское тело), а также для смазок, представляющих собой более сложные реологические тела, т. е. не-ньютоновские аномальные жидкости, не имеющие предельного напряжения сдвига, и пластичные не-бингамовские тела.

Московский
станкоинструментальный институт
имени И. В. Сталина
Кафедра физики

ЛИТЕРАТУРА

1. Гидродинамическая теория смазки. Сборник из серии „Классики естествознания“ под ред. акад. Л. С. Лейбензона, Гостехиздат, 1934.
2. См. статью А. М. Гуткина в настоящем сборнике.
3. Воларович М. П. Вязкость смазочных масел при низких температурах. АНИ, 1944; Воларович М. П. и Лошакова Е. П. Колл. журн. 8, № 3, 127, 1946.
4. См. например Farrow. F. D., Lowe G. M. a Neale S. M. J. Text. Inst., 19, 18, 1928; Porter M. W. a Rao P. A. M. Trans. Farad. Soc., 23, 311, 127; Гатчек Э. Вязкость жидкостей. ОНТИ. 1935.
5. Buckingham E. Proc. Am. Soc. Test. Mat., 21, 1154, 1921; Bingham E. C. Fluidity a. Plasticity, New York, 1922.
6. Rochettino A. Nuovo Cimento, 8, 77, 1914; Толстой Д. М. Журн. физ. хим., 5, 550, 1934.
7. Великовский Д. С. Консистентные смазки, ч. 1, стр. 45—46. Гостехиздат, 1945.

Е. Ф. ПИЧУГИН и член-корр. АН СССР Б. В. ДЕРЯГИН

ПРИМЕНЕНИЕ ЩУПОВЫХ ПРОФИЛОМЕТРОВ К ИЗУЧЕНИЮ ГРАНИЧНОГО СМАЗОЧНОГО ДЕЙСТВИЯ И ОЦЕНКЕ МАСЛЯНИСТОСТИ

§ 1. При жидкостной или полной смазке внешняя нагрузка, как известно, уравнивается гидродинамическим клиновым действием, зависящим от вязкости смазочной жидкости. При чрезмерной нагрузке или слишком малой скорости скольжения подобное равновесие может сделаться невозможным, и толщина слоя смазки, резко уменьшившись, должна будет определяться уже другими факторами. Среди них, в первую очередь, следует рассмотреть, как это было сделано в ряде предшествовавших работ [1], расклинивающее действие смазочного слоя не гидродинамического, а уже молекулярного происхождения, зависящего от взаимодействия граничного смазочного слоя с поверхностями трения.

Возникает, однако, следующий вопрос. Само расклинивающее действие было обнаружено и исследовано для равновесных условий для покоящихся поверхностей, между тем как наибольший интерес для проблемы граничной смазки представляет применение этого понятия к поверхностям, находящимся в относительном скольжении. Указание на то, что при скоростях, еще далеких до тех, при которых может развиваться заметное клиновое действие гидродинамического происхождения, смазочная пленка приобретает значительную толщину за счет молекулярного расклинивающего действия, мы находим в работе Бика, Гивенса и Смита [2]. Однако прямое измерение расклинивающего давления смазочного слоя в функции толщины представляет большие экспериментальные трудности. Кроме того, в практике высота неровностей микрорельефа трущихся поверхностей может быть одного порядка с толщиной смазочной прослойки при граничном трении, вследствие чего эта толщина теряет свою определенность в качестве физической величины и должна по существу являться предметом статистического рассмотрения. Поэтому представляет интерес изучение того косвенного влияния на процесс скольжения шероховатых поверхностей в условиях граничного трения, которое оказывают толщина и расклинивающее давление смазочной пленки. Для того чтобы обнаружить это влияние и одновременно получить некоторую оценку соответствующих толщин пленки, мы подвергли процесс скольжения в присутствии смазки профилометрическому анализу посредством профилометра Аббота.

Представим себе поверхность металла, микропрофиль которой показан на рис. 1 волнистой линией $A - A_1$. Допустим, что этот же профиль будет зарегистрирован ощупывающей иглой профилометра при ее движении. Покроем теперь поверхность слоем смазки, толщина

которого значительно превышает максимальную высоту неровностей. Тогда нагруженное острие иглы профилометра не сможет достигнуть контакта с металлической поверхностью, так как этому препятствует граничная масляная пленка, производящая на острие обратное, отталкивающее, расклинивающее действие. Результат этого отталкивания определяется не только природой смазки, но и формой площадки микровыступа (или впадины) поверхности металла; на выступающих острых неровностях удельное давление, производимое нагруженной иглой на пленку, выше, а следовательно, равновесие между этим давлением и отталкивающим молекулярно-силовым действием масляной пленки достигается при меньшей толщине последней, нежели это имеет место на впадинах или „плато“ микропрофиля поверхности металла. Поэтому, если провести иглу профилометра по масляной

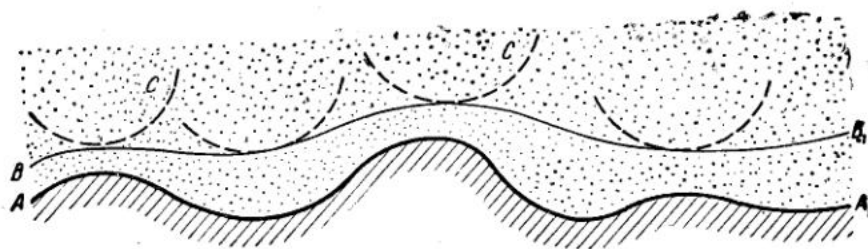


Рис. 1

поверхности, то прибор зарегистрирует другой, более пологий профиль, изображенный на рис. 1 линией $B-B_1$ и который является следствием „буферного“, расклинивающего действия смазочной пленки.

Таким образом, проводя ощупывающей иглой вначале по чистой и сухой поверхности какой-либо металлической пластинки, а затем на ней же, но покрытой произвольно толстым слоем исследуемой смазки, можно получить два различных профиля одной и той же поверхности с разными средне-квадратичными величинами δ_0 и δ высот их микронеровностей. Таким образом, разность этих величин ($\delta_0 - \delta$) и может быть принята за меру маслянистости¹ Δ смазочного материала, т. е.

$$\Delta = \delta_0 - \delta. \quad (1)$$

§ 2. Для измерения Δ был использован щуповой профилометр Аббота, применяемый для оценки качества поверхности металла. Этот прибор построен по принципу усиления и интегрирования переменного тока, индуцируемого в проволочной обмотке металлической иглы (со вставленным в ее конец алмазным острием с радиусом кривизны 12μ), вследствие ее вертикальных перемещений по микронеровностям испытуемой поверхности. Прибор позволяет определить неровности поверхности металла с высотой от $2.5 \cdot 10^{-7}$ см и выше.

Определение маслянистости смазочных веществ вначале осуществлялось таким образом.

Очищенная активированным углем пластинка помещалась на легкую тележку, способную равномерно перемещаться относительно подвешенной на пружине головки профилометра. Далее щуповая алмаз-

¹ Тем критикам, которые считают необходимым под маслянистостью понимать нечто иное, мы можем ответить, что дело не в названии, а в практической ценности введенного здесь показателя Δ смазочной способности.

ная игла, помещенная в головке профилометра, приводилась в контакт с пластинкой, после чего тележка пускалась в ход.

При помощи осциллографа, к которому подводится ток, возбуждаемый вертикальными перемещениями иглы (после его усиления и интегрирования), можно было бы произвести исчерпывающее сравнение и анализ обеих профилометрических кривых AA_1 и BB_1 (рис. 1), что и намечено к выполнению в дальнейшем.

Для получения числового показателя маслянистости Δ это, однако, является не только излишним, но и неудобным, так как потребовало бы кропотливой математической обработки полученных кривых. Для получения непосредственным измерением величин δ_0 и δ мы фиксировали показания электродинамометра, через который пропускался ток прибора.

Эти показания пропорциональны значениям δ_0 и δ , причем коэффициент пропорциональности определялся градуировкой по эталону шероховатости. Для получения надежных данных бралось всегда среднее значение из 10 определений δ_0 и δ на соседних участках образца. Однако трудность приготовления пластин с одинаковой по всей поверхности шероховатостью все же понижала точность определения, тем более что отсчет при каждом единичном определении делался несколько неопределенным из-за колебаний значений δ_0 вдоль пути ошупывающей иглы. Поэтому для устранения этой неопределенности и получения значений шероховатости, усредненных вдоль пути иглы, была применена иная, отличающаяся от обычной, схема измерений¹. Идея этого метода состоит в следующем. После интегрирующего контура прибора ток, индуцированный перемещениями иглы профилометра, пропускался через купроксный выпрямитель и далее через баллистический гальванометр (с периодом около 15 сек.). Вместо пластинок исследуемыми образцами служили цилиндры, которые могли приводиться в направлении своей оси в возвратно-поступательное движение от мотора через редуктор и кулачковое приспособление. Ток от иглы замыкался на определенное короткое время τ посредством ключа, приводимого в действие от того же редуктора. Момент замыкания и размыкания тока устанавливался с таким расчетом, чтобы регистрировать результаты ошупывания иглой средней части образующей цилиндра, соответствующей заданной скорости относительного движения щупа.

Пусть профильная кривая выражается уравнением $h=f(x)$, где x — смещение цилиндра от начала движения, h — вертикальные перемещения иглы по неровностям цилиндра от его среднего положения. Индуцируемый этими перемещениями иглы ток i равен после интегрирования и выпрямления $i=\pm ch$, где c — постоянная прибора. Знак перед c зависит от того, поднимается или опускается игла по неровностям испытываемой поверхности металла.

Количество электричества Q , протекшего через баллистический гальванометр, равно

$$Q=c \int_0^{\tau} \pm h d\tau = \pm c\bar{h}\tau,$$

где \bar{h} — средняя (но не средне-квадратичная) высота и глубина последовательных микровыступов и углублений профиля.

¹ В разработке этой схемы инициативное участие принимал доц. И. Т. Турбович.

После измерения шероховатости сухой поверхности игла передвигалась на соседний ближайший участок, предварительно омасленный, и определялось кажущееся уменьшение шероховатости.

Нажим иглы на ощупываемую поверхность брался во всех случаях минимальным, порядка 0.1 г, что определялось отдельным опытом. Скорость относительного передвижения иглы и поверхности обычно бралась около 25 мм/сек., температура опыта около 15°C. Металлические образцы готовились из мягкой незакаленной стали СТ-45.

§ 3. Уже первые полученные нами результаты обнаружили, что Δ -эффект зависит от величины δ_0 , характеризующей шероховатость поверхности. Поэтому для получения сравнимых результатов для разных масел следовало бы проводить измерения на поверхностях с одинаковыми значениями δ_0 . Однако получение большого числа оди-

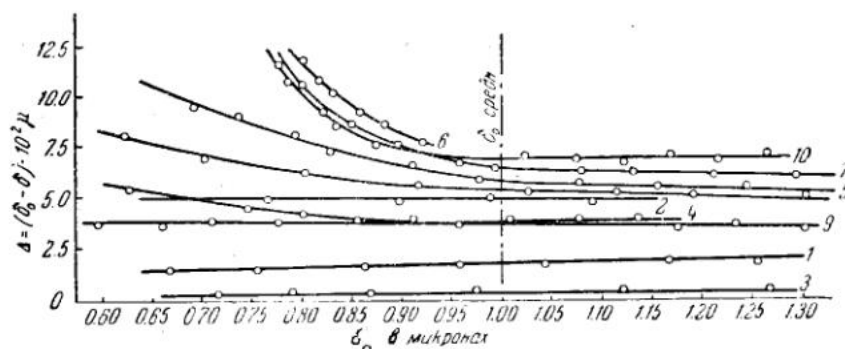


Рис. 2

наковых по качеству поверхностей с заданным δ_0 представляет значительные трудности. Мы поэтому встали на другой путь. Каждое смазочное вещество исследовалось на поверхностях, которые покрывали интервал δ_0 от 0.6 до 1.5 μ . По полученным данным строились графики зависимости Δ от δ_0 , выявлявшие вид соответствующей зависимости и позволявшие путем интерполяции определять Δ для любого заданного значения δ_0 в соответствующем интервале, например для $\delta_0 = 1 \mu$. На рис. 2 приведены соответствующие графики. В табл. 1

Таблица 1

| № кривой рис. 2 | Наименование смазочного средства | Кинематиче- ская вязкость (стоксы) | Индекс мас- лянистости 100 Δ (вд) |
|--------------------|--|--|--|
| 1 | Водный раствор олеата натрия (1%) | 0.0111 | 1.40 |
| 2 | Водный раствор ализаринового мас- ла (2%) | 0.0133 | 4.70 |
| 3 | Вазелиновое масло | 0.216 | 0.00 |
| 4 | Вазелиновое масло + 5% олеиновой кислоты | 0.216 | 3.75 |
| 5 | Олеиновая кислота | 0.075 | 5.65 |
| 6 | Зимнее минеральное авиамасло + + 5% олеиновой кислоты | 4.11 | 6.70 |
| 7 | Зимнее минеральное авиамасло | 6.71 | 6.20 |
| 8 | Касторовое авиамасло | 10.11 | 5.20 |
| 9 | Цилиндровое минеральное масло | 67.6 | 3.75 |
| 10 | Сураханское остаточное авиамасло | 16.0 | 6.70 |

приводим расшифровку номеров кривых, значения Δ для $\delta_0 = 1 \mu$ и, для сопоставления, кинематическую вязкость смазочных веществ¹.

Приведенные данные позволяют сделать следующие выводы:

1. Δ -эффект в исследованном интервале значений δ_0 падает с ростом δ_0 . Так как при $\delta_0 = 0$ (идеально гладкая поверхность) Δ должно, очевидно, равняться нулю, то где-то при $\delta_0 < 0.6 \mu$ должен иметься максимум значения Δ .

2. Δ -эффект не обнаруживает ни малейшей корреляции с величиной вязкости и поэтому не может быть приписан гидродинамическому клиновому действию.

3. Значение $\Delta = 0$ для вазелинового масла, как известно, не обладающего маслянистостью, подтверждает основную идею о связи Δ -эффекта со смазочной способностью при граничном трении. Другим подтверждением служит высокое значение Δ для олеиновой кислоты, хорошая маслянистость которой обнаруживается по целому ряду показателей [3].

4. Данные для водных растворов поверхностно-активных веществ показывают применимость метода и для подобных смазок, применяемых в ряде случаев [4].

5. Вообще поверхностно-активные добавки (олеиновая и стеариновая кислоты) способны повышать Δ -эффект для масел.

6. Приведенные данные позволяют указать нижний предел толщины граничной смазочной прослойки под алмазным острием в условиях наших опытов и соответствующее им удельное давление. Так как кажущееся сглаживание микрорельефа при омаслировании происходит за счет разницы толщины масляной пленки под алмазным острием над углублениями и выступами ощупываемой поверхности, то очевидно, что это сглаживание, а тем более его среднее значение Δ , не может превышать величину максимальных толщин масляной прослойки между алмазным острием и исследуемой поверхностью.

Таким образом, согласно табл. 1, масляная прослойка в отдельных местах должна для ряда масел, а также олеиновой кислоты, превышать $0.05 - 0.06 \mu$. Этим обстоятельством опровергаются взгляды Боудена и его последователей, отрицающие маслянистость как самостоятельное и специфичное свойство смазочных веществ.

Для вычисления порядка величины среднего эффективного давления, испытываемого (и развиваемого) смазочной прослойкой под алмазным острием, учтем, что удельное давление, развиваемое пленкой, должно быстро падать с ее толщиной. Поэтому, если уподобить алмазное острие сегменту шара радиуса r (рис. 3), то основная часть нагрузки N должна уравниваться давлением пленки на поверхность сегмента с высотой одного порядка с толщиной зазора h_0 . Среднее давление p тогда можно найти по формуле поверхности сегмента равным

$$p_{\text{ср}} \approx \frac{N}{4\pi r h_0}.$$

Полагая, например, $N = 0.1$ г, $r = 10^{-3}$ см, $h_0 = 10^{-5}$, найдем

$$p_{\text{ср}} \approx 10^3 \text{ кг/см}^2.$$

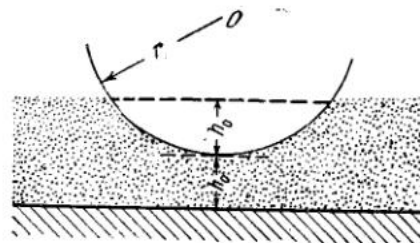


Рис. 3

¹ Все значения δ_0 и Δ , приведенные здесь, были получены первым методом измерения.

Давление максимальное, имеющееся в самом узком месте зазора ($h=h_0$), должно быть еще больше, чем и объясняется несколько большее значение, полученное ранее по иному методу расчета [5].

Таким образом, несмотря на незначительную толщину пленки между скользящими поверхностями, она способна развивать огромное противодавление, обнаруживая высокую „грузоподъемность“.

§ 4. Сравнительно с этим давлением статическое расклинивающее действие, исследованное одним из нас ранее [1], имеет величину, на много меньшую при толщинах пленки того же порядка. Поэтому представляется интересным исследовать скоростную зависимость Δ -эффекта. Соответствующие данные изображены для минерального авиамасла и олеиновой кислоты на графике (рис. 4), на котором по оси абсцисс отложена скорость иглы v , а по оси ординат — значения $\Delta \cdot 10^2 \mu$.

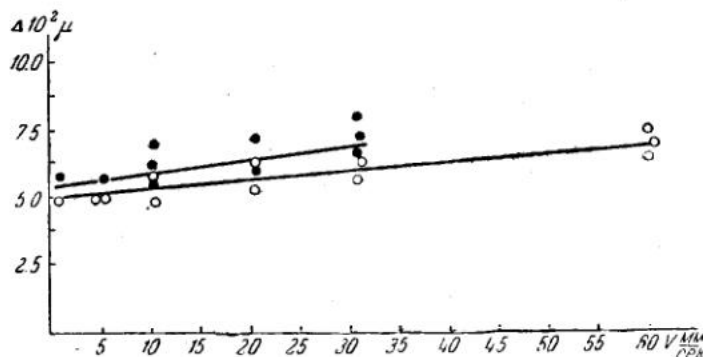


Рис. 4. ○ — минеральное авиамасло
● — олеиновая кислота

Мы видим, что в интервале скоростей 0.25—60 мм/сек. имеется весьма малая зависимость Δ от скорости, что находится в соответствии с результатами опытов Бика, Гивенса и Смита [2]. Независимость Δ от v в исследованном интервале является лишним аргументом против гидродинамического истолкования этого эффекта.

Для ряда смазочных веществ в опытах также установлено, что в интервале от 15 до 80° С величина Δ -эффекта от температуры не зависит.

При обсуждении сообщения о нашей работе в Институте физической химии АН СССР акад. П. А. Ребиндером было высказано предположение, что наблюдаемый эффект кажущегося сглаживания микрорельефа после омасливания на самом деле объясняется действительным сглаживанием за счет пластического деформирования микровыступов под алмазной иглой, облегчаемого присутствующими в смазке поверхностно-активными молекулами. Эта точка зрения, однако, опровергается опытами над Δ -эффектом на стеклянных поверхностях, поскольку стекло неспособно к пластическим деформациям, а также сопоставлением Δ -эффекта на сырой и закаленной стали (см. табл. 2); эти данные получены вторым методом.

Интересные данные были получены относительно влияния времени T , протекшего от момента нанесения масляной пленки до измерения величины δ . Так, например, после получасового неподвижного контактирования чистого минерального авиамасла со сталью величина Δ -эффекта возрастает более чем в 2 раза относительно значения Δ -эффекта после непосредственного омасливания того же металла.

Таблица 2

| № опытов | Род подкладки | Значение Δ' в % при $\delta_0 = 0,5\mu$ |
|----------|--|---|
| 1 | Незакаленная сталь марки СТ-45 | 7,0 |
| 2 | Закаленная сталь марки 18-ХНВА | 8,0 |
| 3 | Стекло шлифованное | 4,2 |

Эти данные указывают на улучшение смазочной способности со временем контакта масла с металлом, явление, аналогичное латентному периоду при статическом трении, открытому Гарди [6].

Следует, наконец, отметить результаты, полученные при более тщательном исследовании¹ Δ -эффекта для вазелинового масла высшей очистки, содержащего различные концентрации C стеариновой кислоты.

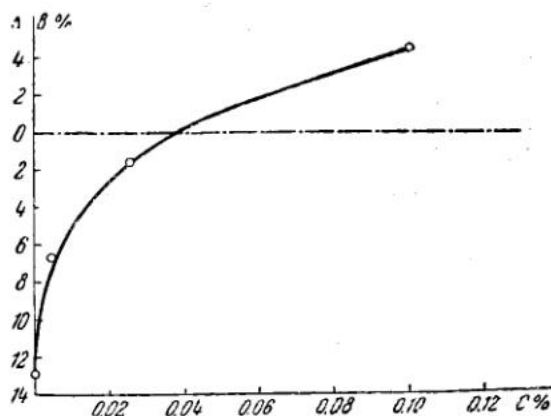


Рис. 5

Эти данные представлены на рис. 5. Мы видим закономерное увеличение индекса Δ с ростом концентрации. Особо следует отметить что для чистого вазелинового масла Δ отрицательно, т. е. $\delta_0 < \delta$.

Подобное кажущееся увеличение шероховатости под влиянием вазелинового масла, проверенное на большом числе опытов и кажущееся столь непонятным на первый взгляд, объясняется, повидимому, улучшением прилипания алмазного острья к металлу в присутствии вазелинового масла². В отсутствие вазелинового масла силы прилипания вместе с внешней нагрузкой, быть может, недостаточно сильны, чтобы исключить отрыв алмазного острья при спуске с отдельных выступов, что дает заниженное значение δ_0 . Если это объяснение верно, то более правильно вычислять значение индекса маслянистости Δ по разности $\Delta = \delta_0' - \delta$, где δ_0' — значение δ для вазелинового масла.

§ 5. Исследованию на маслянистость был подвергнут ряд товарных образцов летних и зимних авиамасел, различных по происхождению, очистке и химсоставу, а именно: Сураханское МК (остаточное и дистиллатное), Эмбенские МК, МС, МЗ и МЗС, и отдельно три зимних

¹ Проведенном по второму методу.

² Интересный случай увеличения силы прилипания пленки гутаперчи к стеклу при погружении в хлороформ был подмечен Н. А. Кротовой (личное сообщение).

масла (МЗ, МЗС и американское марки 34А/33), относительно которых неизвестно происхождение, но известен их групповой состав.

Результаты этих определений приведены в табл. 3. Из них следует, что группа сураханских масел, изготовленных из нефти нафтенового основания, обладает более высоким индексом маслянистости, нежели масла из эмбенской (парафинистой) нефти.

Таблица 3

| № п.п. | Наименование минеральных авиамасел | Марка | Индекс маслянистости | Ароматика | Число омыления (мг КОН) | Кинематическая вязкость при 20° С (стоксм) |
|--------|--|--------|----------------------|-----------|-------------------------|--|
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
| 1 | Сураханское дистиллатное легнее | МК | 9.2 | — | — | 16.31 |
| 2 | То же, остаточное | МК | 10.5 | — | — | 14.20 |
| 3 | Эмбенское летнее кислотной очистки | МК | 6.1 | — | — | 13.70 |
| 4 | То же, селективной очистки | МК | 7.8 | — | — | 13.38 |
| 5 | Эмбенское зимнее | МЗ | 5.8 | — | — | 6.74 |
| 6 | То же, селективной очистки | МЗС | 3.8 | — | — | 7.85 |
| 7 | Зимнее | МЗ | 6.5 | 9.01 | 0.44 | 6.71 |
| 8 | То же, селективной очистки | МЗС | 5.6 | 7.00 | 0.37 | 7.87 |
| 9 | Американское зимнее | 34А/33 | 4.0 | 4.25 | Нейтр. | 5.53 |

Примечание. Значения Δ найдены первым методом при $\delta_0 = 1\mu$.

Из сураханских масел масло остаточное в отношении маслянистости лучше масла дистиллатного. Из группы эмбенских масел МС лучше, нежели масла МК и МЗ; на последнем месте стоит масло МЗС.

Прежде чем из приведенных результатов делать какие-либо выводы, надо обратиться к данным по испытанию нескольких образцов зимних авиамасел. Из всей группы этих масел (см. табл. 3) МЗ обладает наибольшим количеством ароматических углеводородов, что устанавливается по данным аналитической фракционировки масла и значению анилиновой точки; у этого масла выше всех число омыления, выражающее содержание в масле свободных и связанных кислот, и в то же время, по нашим определениям, это масло обладает высокой маслянистостью. Что касается двух остальных свежих масел: МЗС и 34А/33, то у них все рассмотренные свойства идут в снижающемся порядке от МЗС к американскому маслу.

Данные всех этих трех масел по кислотности, стабильности и фракционному составу не обнаруживают прямой связи с маслянистостью.

Было произведено определение маслянистости летнего авиамасла кислотной очистки, последовательно освобождаемого от ароматических углеводородов селективной экстракцией нитробензолом при $+10^\circ$. Результат получается аналогичным: по мере удаления из масла ароматики его маслянистость непрерывно снижается. Таким образом, мы имеем два независимых друг от друга доказательства того, что маслянистость минеральных авиамасел зависит от содержания в них ароматических углеводородов. Если эта зависимость является не общей, а только частной, то и она показательна, иллюстрируя чувствительность предлагаемого метода.

Интересным примером, показывающим также чувствительность нового метода оценки маслянистости, может служить результат его применения к изучению маслянистости отработанных масел в зависимости от времени их пребывания в работающем моторе. Соответствующие результаты представлены графически на рис. 6, где по оси абсцисс отложено время работы масла, а по оси ординат — его маслянистость.

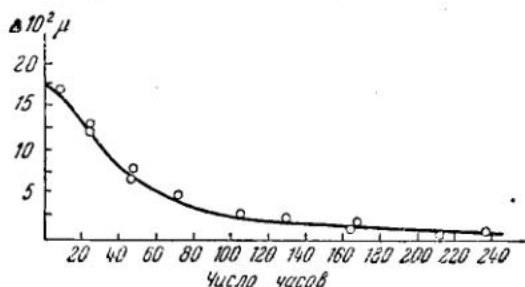


Рис. 6

Мы видим, что свежее масло, попадая в мотор, после 20 час. его работы резко снижает свою смазочную способность (почти на 30%); дальше снижение идет уже медленнее.

В экспериментальной части настоящей работы принимали участие гг. М. К. Гартвиг и Т. М. Ногина.

ВЫВОДЫ

1. Измеренная при помощи профилометра Аббота средняя высота выступов шероховатой поверхности δ_0 имеет пониженное значение δ , если перед измерением испытываемая поверхность была покрыта слоем смазочного вещества.

2. Кажущееся понижение шероховатости $\Delta = \delta_0 - \delta$ можно принять за меру маслянистости смазочного вещества, и сам эффект есть результат расклинивающего давления смазочного слоя, зависящего от его молекулярного взаимодействия с поверхностью твердого тела. Подтверждением этому служит независимость эффекта от вязкости смазочного вещества и скорости скольжения ошупывающей иглы в интервале от 0.25 до 60 мм/сек.

3. Δ -эффект зависит от рода смазочного вещества и поверхности, на которую оно нанесено.

4. Длительность контакта масла с металлом увеличивает значение Δ .

5. В интервале от 15 до 80° Δ -эффект от температуры не зависит.

6. Наименьшее значение Δ зарегистрировано для неполярного вазелинового (медицинского) масла.

7. Значение Δ растет с увеличением концентрации растворенных в смазочном веществе поверхностно-активных молекул, например, жирных кислот.

8. Δ -эффект наблюдается также для некоторых водных растворов, применяемых при обработке металлов.

9. Значения Δ зависят от состава масла, в частности, от содержания ароматических и непредельных соединений.

10. Длительная работа масла в моторе понижает значение Δ .

ЦИАМ

ЛИТЕРАТУРА

1. Дерягин Б. В. и Обухов Е. В. Acta Physicochim; URSS, 5, 1, 1936; Дерягин Б. и Кусаков М. Изв. АН СССР, сер. химич. № 5, 741, 1936; № 5, 1119 1937; Acta Physicochim. URSS, 10, 25, 1939; 10, 153, 1939; ДАН СССР, 23, 671, 1939.
2. Вееск О., Гивенс J. а. Smith А. Proc. Roy. Soc. London (A), 177, 80, 1940.
3. См., например, статью Лазарева В. и Дерягина Б. в этом сборнике.
4. Дерягин Б. и Пичугин Е. ДАН СССР, 48, 276, 1945.
5. Hardy W. а. Doubleday I. Journ. Chem. Soc. 127, 1222, 1925. Дерягин Б. и Смолянский М., статья в этом сборнике.

Член-корр. АН СССР Б. В. ДЕРЯГИН и М. Л. СМОЛЯНСКИЙ

СТАТИЧЕСКОЕ ТРЕНИЕ И АДСОРБЦИЯ

§ 1. Как хорошо известно, коэффициент статического трения в присутствии в качестве смазки раствора поверхностно-активных углеводородных соединений с длинной цепью обнаруживает обычно резкое падение с ростом концентрации раствора. Причиной этого явления, как впервые четко было обосновано В. Гарди [1], служит образование адсорбционных слоев, уменьшающих трение поверхностей, в то время как смазочное действие чистого растворителя может быть относительно невелико. Таким образом, коэффициент трения μ в первую очередь следует рассматривать как функцию от степени заполнения адсорбционного слоя или адсорбции Γ

$$\mu = \mu(\Gamma). \quad (1)$$

Только в силу зависимости

$$\Gamma = \Gamma(c), \quad (2)$$

представляющей собой адсорбционную изотерму, μ становится функцией от концентрации c

$$\mu = \mu[\Gamma(c)] = \mu(c). \quad (3)$$

Трудности измерения адсорбции на границе твердое тело — раствор явились причиной того, что крайне интересная для выяснения механизма смазочного действия зависимость (1) никем не была экспериментально определена ни для одного частного случая, а дело ограничивалось изучением зависимости (3) [1] [2], что не представляет, как понятно, никаких затруднений, но имеет меньший теоретический интерес. Измерения адсорбции поверхностно-активных компонентов из растворов на границе металла или другого твердого тела представляют интерес для изучения механизма граничной смазки и смазочного действия адсорбционных слоев.

Трудность измерения адсорбции на границе твердого тела в основном заключается в малости тех изменений объемной концентрации, на основании которых можно судить о величине адсорбции. Для преодоления этой трудности обычно идут по линии увеличения поверхности адсорбирующего тела, беря его в виде порошка с достаточно мелкими частицами. При этом, однако, крайне затрудняются измерение и обработка (например очистка) поверхности. Во всяком случае, исчезает возможность измерять адсорбцию на той же поверхности (например какой-нибудь пластинки), на которой желательно изучать трение и смазочное действие.

Поэтому, для того чтобы сохранить возможность измерения адсорбции на небольших по площади поверхностях, мы пошли по другой линии, именно по линии уменьшения объема раствора, из которого происходит адсорбция. Для этого достаточно нанести раствор на исследуемую поверхность в виде тонкого и равномерного слоя. При достаточно малой толщине слоя изменения объемной концентрации в результате адсорбции могут сделаться весьма значительными. Для успешной реализации этой основной идеи необходимо, однако, разрешение двух задач: во-первых, разработка метода нанесения

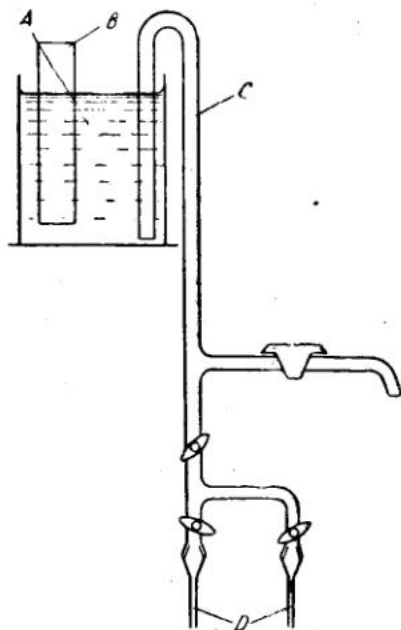


Рис. 1. Прибор для нанесения тонких слоев методом слива

тонкого и равномерного слоя раствора заданной толщины, во-вторых, разработка метода измерения концентрации растворенного вещества в тонком слое. Эта вторая задача решается по-разному для летучих и нелетучих растворителей. Мы ограничимся изложением метода и результатов, относящихся только к нелетучим растворителям, тем более что этот случай наиболее интересен для проблем граничной смазки.

§ 2. Метод нанесения тонких, равномерных слоев жидкости заданной толщины был разработан в нашей лаборатории раньше и неоднократно с успехом применялся [3]. Он состоит в следующем: покрываемую пластину *B* погружают в вертикальном положении в раствор данной жидкости *A* в летучем растворителе (нами обычно применялся бензол). Приводя в действие сифон *C* с движущей разностью уровней порядка 1 м (рис. 1), можно вызвать понижение уровня раствора с постоянной скоростью, зависящей от диаметра и длины капилляра, включенного в русло сифона. Пользуясь различными руслами с разными капиллярами *D* (см. рис. 1), можно менять скорость слива. Как было показано ранее теоретически и проверено экспериментально, толщина слоя жидкости, остающегося на вертикальной стенке над опускающимся со скоростью *U* мениском, может быть вычислена по следующей формуле [4]

$$h' = \frac{0.94 (U\eta)^{\frac{1}{2}}}{(\rho g)^{\frac{1}{2}} \sigma^{\frac{1}{2}}}, \quad (4)$$

где η , σ и ρ — соответственно, вязкость, поверхностное натяжение и плотность жидкости, g — ускорение силы тяжести. В результате быстрого испарения бензола слой, наносимый таким образом на поверхность пластинки, превращается в слой толщины h исходной жидкости (в наших опытах раствора поверхностно-активного компонента в вазелиновом масле), прежде чем стекание под действием тяжести успеет нарушить равномерность толщины нанесенного слоя. После испарения летучего растворителя равномерная толщина слоя нарушаться не будет, так как вследствие увеличения вязкости и уменьшения толщины стекание практически никакой роли играть не будет. Если отношение

объемов раствора поверхностно-активного компонента в нелетучем растворителе и этого раствора в летучем растворителе есть C , то, очевидно, для h мы получим

$$h = \frac{0.94 (U\eta)^{\frac{1}{2}}}{(\rho g)^{\frac{1}{4}} \sigma^{\frac{1}{4}}} C. \quad (5)$$

Этой формулой мы пользовались при расчетах. Следует заметить, что расчеты облегчались тем, что η и U входят в (5) только в виде произведения ηU , а это произведение, как ясно из теории капиллярных вискозиметров, зависит только от геометрических размеров сифона и капилляра в нем и от движущего перепада давления, пропорционального плотности жидкости ρ , если слив идет настолько медленно, что поправкой в формуле Пуазейлевского течения на кинетическую энергию можно пренебречь. Поэтому для вычисления h нужно было знать только ρ и σ сливаемого раствора и константу прибора, для определения которой достаточно было измерить U для одного какого-нибудь раствора или жидкости известной вязкости и плотности.

§ 3. В результате адсорбции на поверхности пластинки из нанесенного слоя первоначальная концентрация поверхностно-активного компонента c_0 (в вазелиновом масле) падает до равновесной концентрации c . Соответствующая ей равновесная адсорбция Γ для гладкой поверхности может быть, очевидно, вычислена по формуле

$$\Gamma = h(c_0 - c). \quad (6)$$

Сопоставляя Γ и c , мы получаем одну точку на изотерме адсорбции (2). Варьируя c_0 и h , не трудно получить столько различных точек этой изотермы, сколько желательно, и таким образом полностью ее определить.

Некоторым затруднением является то, что небольшая адсорбция Γ_0 происходит уже при помещении пластинки в бензольный раствор масла перед его сливом.

Для исключения этой ошибки (оказавшейся к тому же незначительной по величине) достаточно сместить параллельно оси ординат всю полученную изотерму настолько, чтобы она прошла через начало координат. Это равносильно применению взамен (6) более точной расчетной формулы:

$$\Gamma - \Gamma_0 = h(c_0 - c). \quad (7)$$

Идея метода измерения концентрации c поверхностно-активных молекул после установления адсорбционного равновесия основана на том, что при этом коэффициент статического трения μ , согласно формуле (3), становится функцией равновесной концентрации c , и можно с уверенностью утверждать, что при достаточно высоких удельных давлениях эта функция не зависит от толщины слоя h и, следовательно, является той же самой функцией (3), что и для случая смазки весьма толстым слоем, в котором адсорбция заметного понижения концентрации не вызывает. Это предположение, впрочем, легко было строго проверить а posteriori на основании анализа полученных результатов. Таким образом, найдя зависимость (3) в графическом виде из измерений коэффициента статического трения в присутствии избытка смазки при разных концентрациях растворенных молекул, мы в дальнейшем можем по коэффициенту трения μ в присутствии тонкого слоя рас-

творя определить его равновесную концентрацию при помощи графика $\mu = \mu(c)$, позволяющего по заданному μ графически находить c .

Для измерения μ при больших удельных нагрузках мы пользовались следующим методом (рис. 2). Покрытая смазочным слоем пластинка A клалась горизонтально на тележку B , которую можно было передвигать в горизонтальном направлении при помощи нити D , наматываемой на вал E мотора Уоррена. На пластинку помещался ползунок K , представлявший собой легкий диск, опиравшийся тремя стальными иглами a_1, a_2, a_3 на пластинку. Вес ползунка составлял 4.5 г. При своем движении тележка увлекала ползунок. Последний приходил в контакт с упругим стержнем N и начинал его изгибать. Изгибание стержня увеличивалось до того момента, как его реакция достигнет величины статического трения между ползунком и пластинкой, после чего ползунок начнет скользить по пластинке и отклонение стержня несколько уменьшится (поскольку кинетическое трение

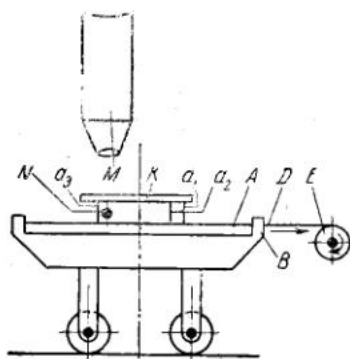


Рис 2. Трибометр

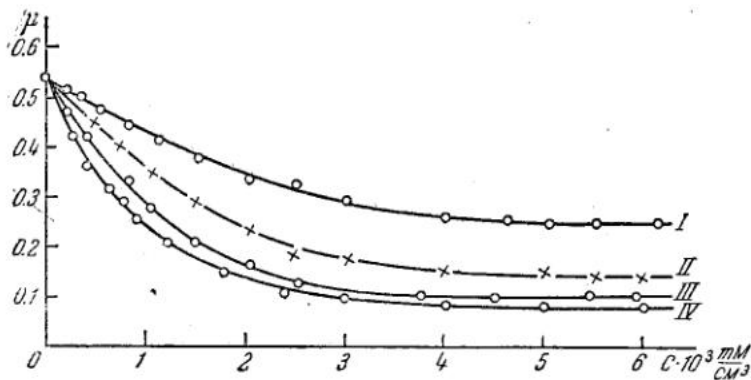
при малой скорости обычно меньше и никогда не бывает больше статического). Таким образом, максимальное отклонение стержня дает величину статического трения, если произведена предварительная градуировка жесткости стержня. Отклонения стержня измерялись микроскопом M , снабженным окулярной шкалой.

Иглы, служившие опорой, несомненно, продавливали даже наиболее тонкие из нанесившихся нами смазочных слоев, доходя до адсорбционного слоя, так что во всяком случае толщина h непосредственно на коэффициент трения влиять не могла. В то же время благодаря малости абсолютной нагрузки царапание пластинки сводилось к минимуму.

При первых же наблюдениях было замечено, что коэффициент трения в присутствии смазки, содержащей поверхностно-активные молекулы, падает со временем, достигая устойчивого значения только через 1—2 часа после нанесения слоя. Аналогичное явление было впервые отмечено (под названием латентного периода) и исследовано В. Гарди [5] при нанесении ряда полярных органических соединений на поверхности, статическое трение которых затем измерялось. Для того чтобы это явление не вносило искажений в наши измерения и последние заведомо относились к равновесному состоянию, в них использовались только значения коэффициента трения, установленные по окончании латентного периода.

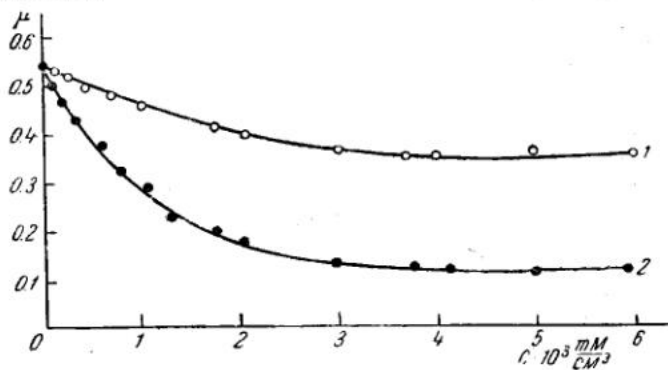
§ 4. Из-за специфики метода (нанесение тонких слоев порядка 10^{-5} см, большая чувствительность коэффициента трения к полярным добавкам, малая поверхность адсорбента и т. д.) были предъявлены весьма большие требования к чистоте объектов измерения. В качестве неполярного растворителя мы остановились на неполярном вазелиновом (медицинском) масле. Кроме обычных методов очистки вазелинового масла (перегонка в вакууме, разгонка со щелочью и т. д.) был применен специальный адсорбционный метод, разработанный в лаборатории катализа Института физической химии АН СССР С. Ю. Еловичем, которому мы пользуемся случаем принести благодарность за оказанное содействие. Очищенное таким образом неполярное вазелиновое масло на нашем приборе для стали по стали давало значение коэффициента трения 0.54, в то время как очищен-

ное обычным методом неполярное вазелиновое масло дает $\mu = 0.3-0.4$, что указывает на присутствие загрязнений, способных понижать трение. В качестве летучего растворителя брался криоскопический бензол, перегнанный несколько раз над активированным углем. Чистота бензола проверялась следующим образом: достаточно большое количество испытываемого бензола наливалось на стальную поверхность и после испарения бензола проверялось значение μ . Получение для μ значения 0.76, соответствующего сухому трению, указывало на чистоту бензола.

Рис. 3. $\mu = \mu(c)$ для жирных кислот.

I — каприновая кислота; II — миристиновая кислота; III — пальмитиновая кислота; IV — стеариновая кислота

В качестве полярных добавок мы брали жирные кислоты (от каприновой $C_{10}H_{20}O_2$ до стеариновой $C_{18}H_{36}O_2$) и высшие спирты: октиловый и цетиловый.

Рис. 4. $\mu = \mu(c)$ для спиртов.

1 — октиловый спирт; 2 — цетиловый спирт

Жирные кислоты и спирты брались „Kahlbaum“ и затем перекристаллизовывались из их спиртовых растворов. Измерения велись на поверхности из твердой инструментальной стали, отполированной на заводе „Калибр“. Чистота поверхности достигалась путем трения обезжиренной в „Сокслете“ ваты, с нанесенным на нее слоем активированного угля, о поверхность пластинки в течение нескольких минут, после чего активированный уголь смывался бензолом. Чистота поверхности проверялась по значению μ . Аналогичным методом чистились стальные иглы ползунка. Нанося на стальную

поверхность толстый слой раствора поверхностно-активного вещества в неполярном вазелиновом масле (h = несколько мм), мы для каждого значения концентрации поверхностно-активного вещества c_0 могли, пользуясь трибометром, описанным в § 3, находить соответствующее

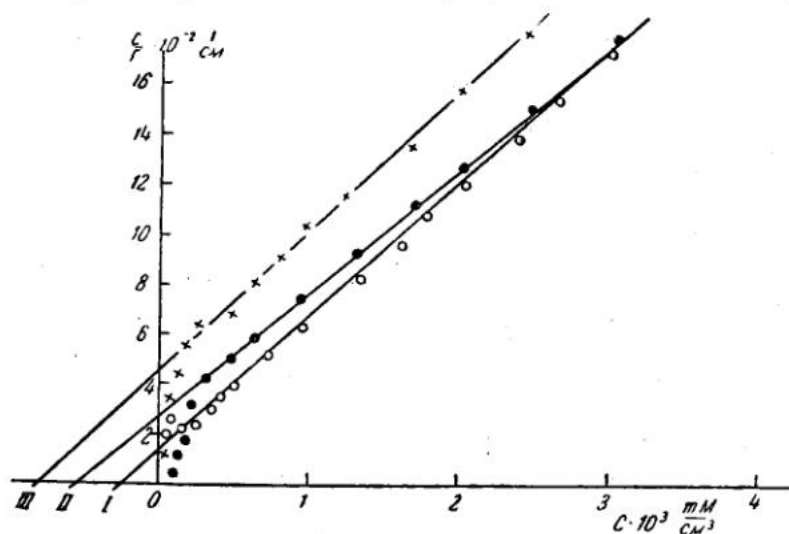


Рис. 5. $\frac{\sigma}{\Gamma} = f(c)$ для жирных кислот.

I — стеариновая кислота; II — пальмитиновая кислота; III — миристиновая кислота

значение μ . Откладывая по осям координат значения c и μ , мы получили зависимость μ от c , служащую градуировочной кривой для

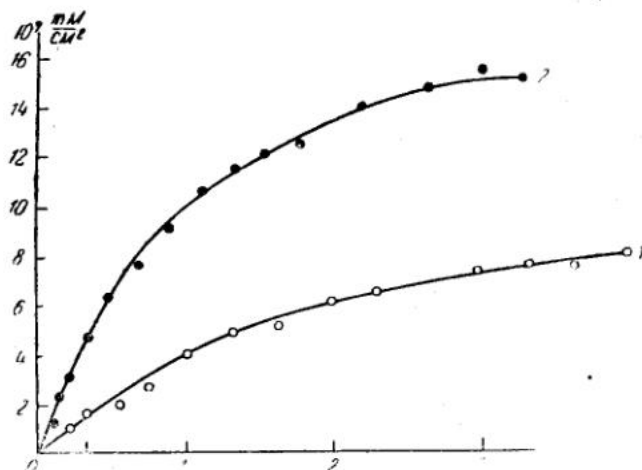


Рис. 6. Изотерма адсорбции $\Gamma = \Gamma(c)$ для спиртов.

1 — цетиловый спирт; 2 — октиловый спирт

трибометрического метода измерения c . Приводим на рис. 3 и 4 кривые $\mu = \mu(c)$ для растворов жирных кислот и спиртов в неполярном вазелиновом масле.

Все измерения велись при температуре 12—15°. Тонкие слои наносились на стальную поверхность методом слива (см. § 2). При этом были получены слои толщиной от $h = 10^{-3}$ до $h = 10^{-5}$ см.

Варьируя толщину слоя h и начальную концентрацию c_0 , можно было измерять Γ в достаточно широком диапазоне концентраций.

Приводим на рис. 5 изотермы адсорбции ряда жирных кислот. Значения Γ были получены при помощи формулы (7). Все измерения велись при температуре 12–15°. Записывая уравнение Лангмюра в виде

$$\Gamma = \Gamma_{\infty} \frac{c}{\alpha + c}, \quad (8)$$

или

$$\frac{c}{\Gamma} = \frac{\alpha}{\Gamma_{\infty}} + c \frac{1}{\Gamma_{\infty}}, \quad (9)$$

где Γ_{∞} — адсорбция при максимальном заполнении, а α — постоянная, легко было проверить применимость его в нашем случае. Откладывая по осям координат c и $\frac{c}{\Gamma}$, можно заметить, что все точки (за исключением начального участка) хорошо укладываются на прямую линию (см. рис. 5), как это требует уравнение (9). В табл. 1 приведены значения констант Γ_{∞} и α , вычисленных из рис. 4, для ряда жирных кислот.

Таблица 1

| Жирные кислоты | $\Gamma \cdot 10^7$ мк/см ² | $\alpha \cdot 10^6$ мк/см ² |
|-------------------------|--|--|
| Стеариновая | 18.5 | 0.26 |
| Пальмитиновая | 19.8 | 0.52 |
| Миристиновая | 18.8 | 0.88 |
| Каприновая | 19.1 | 2.60 |

Вычисленная из приведенных значений S_{∞} площадь, занимаемая в насыщенном адсорбционном слое одной молекулой, дает величину 9 \AA^2 , что, конечно, неправдоподобно. Приняв, что примененная стальная поверхность обладает истинной поверхностью, в 2.5 раза большей кажущейся, мы получим более правдоподобное значение для $S_{\infty} = 23 \text{ \AA}^2$. Таким образом, наш метод позволяет оценить коэффициент шероховатости поверхности, если площадь S_{∞} была предварительно измерена, например, посредством адсорбции на идеально гладкой поверхности или каким-либо другим методом. Обозначая, согласно акад. П. А. Ребиндери [6], $\left(-\frac{\partial \sigma}{\partial c}\right)_0$ через g (поверхностная активность), имеем

$$g = RT \left(\frac{\Gamma}{c}\right)_0 = RT \frac{\Gamma_{\infty}}{\alpha}. \quad (10)$$

Согласно правилу Траубе [7], отношение $\frac{g_{n+1}}{g_n} = \gamma$, где g_n и g_{n+1} относятся к двум последовательным членам гомологического ряда и γ — постоянная величина. Насколько это правило применимо к нашим экспериментам, видно из табл. 2:

Приводим на рис. 6 изотермы адсорбции спиртов из неполярного вазелинового масла на стали. Эти изотермы несколько хуже подчиняются уравнению изотермы Лангмюра [8]. Впрочем, отклонения почти не выходят за пределы ошибок опыта.

Определив зависимость $\mu = \mu(c)$ и $\Gamma = \Gamma(c)$, легко получить важную в теоретическом отношении зависимость $\mu = \mu(\Gamma)$.

Таблица 2

| Жирные кислоты | $\frac{g}{RT} 10^3$ | γ |
|-------------------------|---------------------|--|
| Стеариновая | 7.17 | } 1.77 } 1.81 } 1.74 $\cong \sqrt{3.01}$ |
| Пальмитиновая | 4.00 | |
| Миристиновая | 2.24 | |
| Каприновая | 0.73 | |

Приводим на рис. 7 выражающие эту зависимость графики для жирных кислот. По оси абсцисс отложено отношение $\frac{\Gamma}{\Gamma_{\infty}}$, по оси ординат $\frac{\mu}{\mu_0}$, где μ_0 соответствует коэффициенту трения при смазке вазелиновым маслом.

Мы видим, что μ закономерно изменяется с заполнением адсорбционного слоя: для низкомолекулярных кислот спадая примерно ли-

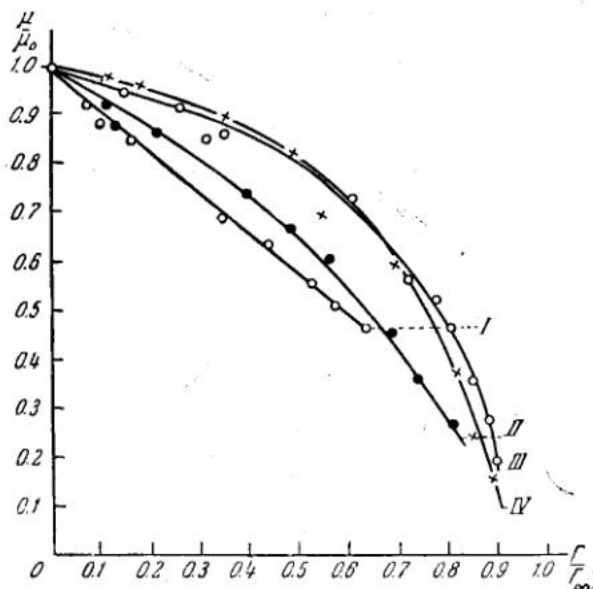


Рис. 7. $\frac{\mu}{\mu_0} = \varphi \left(\frac{\Gamma}{\Gamma_{\infty}} \right)$ для жирных кислот.

I — каприновая кислота; II — миристиновая кислота;
III — пальмитиновая кислота; IV — стеариновая кислота

нейно с приближением к насыщению, а для высокомолекулярных сначала, при малых Γ , медленно уменьшаясь, а затем, при приближении к насыщенному адсорбционному слою, круто спадая. Такой ход этой зависимости указывает на то, что резко выраженное смазочное действие появляется у адсорбционного слоя высокомолекулярных кислот только вблизи его заполнения и не может рассматриваться как аддитивное действие отдельных адсорбированных молекул, наблюдающееся у низкомолекулярных кислот. Повидимому, при неполном насыщении адсорбционного слоя его способность противостоять давлению нагрузки недостаточно велика, чтобы предотвратить образование зон сухого контакта между микровыступами контактирующих поверхностей.

Достоинно удивления понижение смазочного действия с возрастанием молекулярного веса при малых заполнениях адсорбционного слоя. Наоборот, μ_∞ (соответствующее насыщенному адсорбционному слою) падает с ростом молекулярного веса (рис. 8).

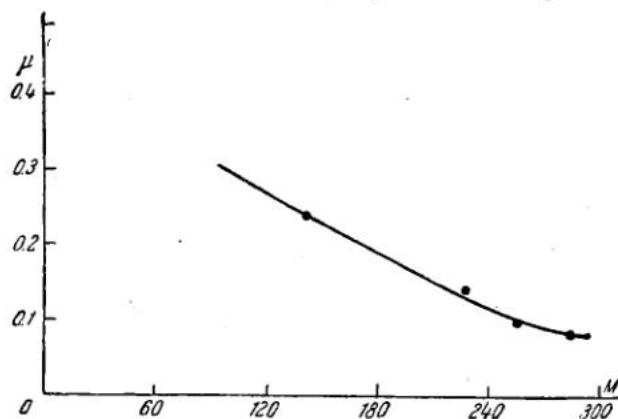


Рис. 8. $\mu_\infty = \mu_\infty (m)$ для жирных кислот

§ 5. При первых же наблюдениях коэффициента статического трения мы столкнулись с явлением латентного периода, т. е. закономерным изменением значения μ со временем τ в сторону падения.

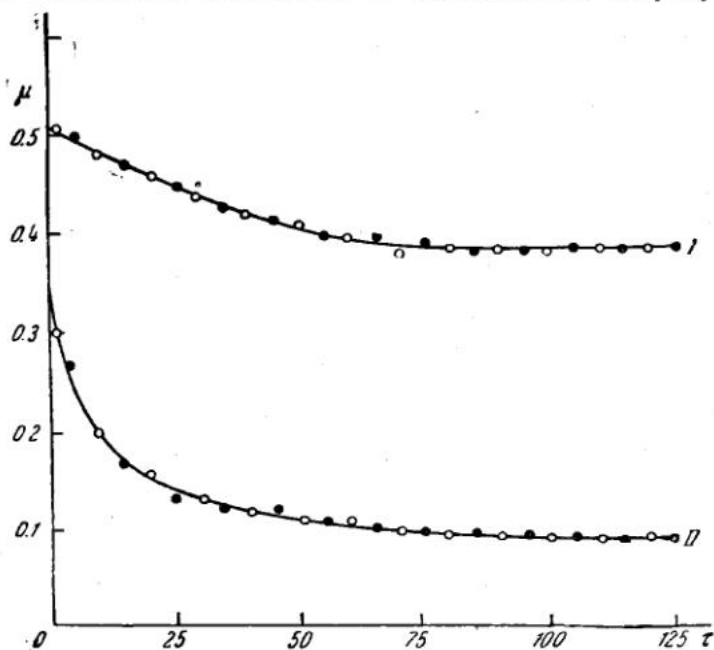


Рис. 9. $\mu = \mu (\tau)$ для стеариновой кислоты.

I — $c = 0,4 \cdot 10^{-3} \frac{\text{г/л}}{\text{см}^3}$ — \circ — $h = 2,3 \cdot 10^{-4} \text{ см}$;

II — $c = 3 \cdot 10^{-3}$ « — \bullet — $h = \infty$ (несколько мм)

Гарди [5] была высказана точка зрения, согласно которой латентный период объясняется временем, необходимым для перехода адсорбированных молекул к вполне ориентированному состоянию. Коли-

чественная теория латентного периода была развита одним из авторов данной статьи [8].

Если принять, что латентный период зависит от медленной диффузии молекул через слой жидкости к поверхности адсорбента, то когда толщина нанесенного слоя делается достаточно малой, должно наблюдаться уменьшение латентного периода. Мы изучали кинетику латентного периода, измеряя μ в зависимости от времени τ при разных толщинах h наносимых слоев (от $h = 1$ мм до $h = 10^{-5}$ см), но при одинаковой концентрации поверхностно-активного вещества. Результаты некоторых из этих измерений изображены на рис. 9. Мы видим, что кинетика латентного периода не зависит (при равных Γ) от h , а зависит только от c и от длины углеродной цепи растворенных молекул. Это показывает, что латентный период связан с процессами, происходящими в самом адсорбционном слое.

ВЫВОДЫ

1. Разработан метод, позволяющий измерять адсорбцию на границе твердое тело — раствор поверхностно-активных молекул, способных понижать значение коэффициента статического трения.

2. Этим методом получены изотермы адсорбции на стали жирных кислот и спиртов из неполярного вазелинового масла. Жирные кислоты адсорбируются согласно изотерме Лангмюра, спирты этой зависимости подчиняются несколько хуже.

3. Задаваясь площадью молекул в насыщенном адсорбционном слое равной 23 \AA^2 , мы получаем для истинной поверхности значение, в 2.5 раза большее кажущейся поверхности.

4. Измерения адсорбции были использованы для построения зависимости коэффициента статического трения μ от адсорбции Γ . Для высших кислот эта зависимость, полагая при малых Γ , вблизи $\Gamma = \Gamma_\infty$ круто спадает до постоянного значения $\mu = \mu_\infty$, соответствующего смазочному действию насыщенного адсорбционного слоя. Для низших кислот крутизна кривой $\mu(\Gamma)$ постоянна до средних значений $\frac{\Gamma}{\Gamma_\infty}$. При малых Γ смазочное действие низкомолекулярных кислот сильнее, чем для высокомолекулярных. μ_∞ является, наоборот, убывающей функцией молекулярного веса адсорбированных молекул.

5. Стабильное значение μ устанавливается по прошествии латентного периода порядка 1—1.5 часа. Изучение кинетики установления μ при разных толщинах слоя раствора доказало, что кинетика латентного периода не может быть объяснена медленностью диффузии молекул к адсорбенту, а зависит от процессов в самом адсорбционном слое.

Лаборатория поверхностных сил
Ин-та физической химии АН СССР

ЛИТЕРАТУРА

1. Hardy W. a. Doubleday I. Proc. Roy. Soc. (A) 100, 550, 1922.
2. Акад. Ребиндер П. Исследование в области поверхностных явлений, стр. 193, сборник, ОНТИ, 1936.
3. См., например, Лазарев В. диссертация, КЭИН АН СССР, 1939.
4. Дерягин Б. ДАН СССР, 39, 11, 1943; Дерягин Б. и Титиевская А. ДАН СССР, 50, 1945.
5. Hardy W. a. Doubleday I. Journ. Chem. Soc. 127, 1222, 1925.
6. Rehbinder P. Zeitschr. phys. Chemie. 111, 447, 1924.
7. Traube V. Lieb. Ann. 265, 27, 1891.
8. Дерягин Б. ЖФХ 4, 802, 1933.

И. В. КРАГЕЛЬСКИЙ и член-корр. АН СССР Б. В. ДЕРЯГИН

О ЗАВИСИМОСТИ КОЭФФИЦИЕНТА СУХОГО ТРЕНИЯ ОТ НАГРУЗКИ И ШЕРОХОВАТОСТИ

Как было показано ранее [1], закон Амонтона, требующий постоянства коэффициента статического трения независимо от нагрузки и формы соприкасающихся тел, в действительности не соблюдается.

Более общий закон трения был предложен Кулоном [2] в виде двучленной формулы

$$\tau = \mu N + A, \quad (1)$$

где τ — сила трения, N — нагрузка, μ — „истинный“ коэффициент трения, A — та часть силы трения, которая, по Кулону, зависит от взаимной „сцепленности“ поверхностей и пропорциональна их „поверхности соприкосновения“.

Для приложения формулы (1) Кулона к трению реальных тел необходимо, однако, указать, что следует разуметь под поверхностью соприкосновения в различных случаях и как она, а следовательно, и величина A меняются с изменением N , а также шероховатости и формы поверхностей. На все эти вопросы в работах Кулона, однако, не дается достаточно четкого ответа. Повидимому, Кулон принимал A пропорциональным площади „кажущегося“ контакта, оцениваемой грубыми методами наблюдения. Вследствие этого для „плоских“ поверхностей Кулон считал A постоянным, не зависящим от N , а для „выпуклого“ тела судил о поверхности соприкосновения по отпечатку, оставленному его следом при скольжении по другой поверхности. При этом при больших нагрузках, как полагал Кулон на основании весьма грубых измерений ширины этого следа, площадь соприкосновения, а следовательно, и величина A должны быть пропорциональны $N^{1/2}$.

В теории трения, развитой одним из нас [3], был выведен закон трения в виде

$$\tau = \mu (N + P_0 S_\phi), \quad (2)$$

где P_0 — удельная сила прилипания, отнесенная к единице площади истинного, фактического или молекулярного контакта S_ϕ . Формула (2), имея вид, тождественный с законом Кулона (1), отличается от нее по своему физическому содержанию (помимо теоретической обоснованности) тем, что связывает силу трения с площадью истинного контакта S_ϕ , которая не может определяться такими сравнительно грубыми приемами, как измерение отпечатков следа, а требует исключительно тонких методов измерения, и которая в зависимости от природы тел может быть той или иной функцией нагрузки. Например,

если мы приведем в контакт с твердым телом тело мягкое, пластичное и будем измерять τ при постепенном увеличении N , то из предположения, что площадь реального контакта S_{ϕ} будет вследствие пластичного течения возрастать пропорционально N (вследствие постоянства напряжения $\frac{N}{S_{\phi}}$, соответствующего началу пластичного течения), мы должны как следствие из (2) получить постоянство отношения $\frac{\tau}{N}$, т. е. выполнение закона Амонтона. Можно даже получить закон Амонтона, как это впервые сделали К. Терцаги [4] и позднее Ф. Боуден [5], полагая $\mu = 0$, но сохраняя член, пропорциональный площади реального контакта S_{ϕ} , и считая, что последняя определяется пластичной деформацией контактов.

Экспериментальная проверка закона (2), предпринятая Б. Дерягиным и В. Лазаревым (6) в условиях, обеспечивавших постоянство S_{ϕ} и его независимость от N , показала, однако, строгую приложимость формулы (2) и реальность обоих ее членов.

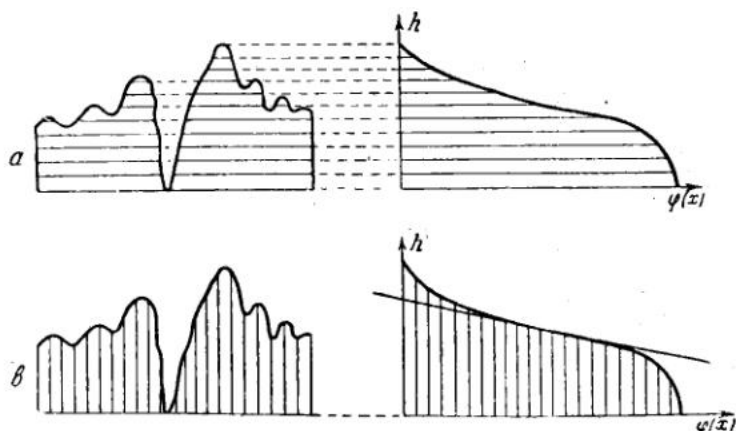


Рис. 1. Построение микрогеометрической кривой.

a — методом суммирования опорных площадок; *b* — посредством стержневой модели

Рассмотрим формулу (2) в том случае, когда S_{ϕ} меняется в зависимости от шероховатости и нагрузки. Всякая реальная поверхность шероховата, т. е. имеет отдельные выступы и углубления, хотя бы и не обнаруживаемые грубыми методами наблюдения. Развившиеся за последнее время методы объективной оценки шероховатости позволяют при значительном увеличении получать изображение разреза реальной поверхности, так называемую профилограмму.

Если две шероховатые поверхности ввести в соприкосновение, то очевидно, что касание произойдет лишь на отдельных выступах. В связи с этим мы различаем фактическую и номинальную поверхности соприкосновения. Фактическая площадь составляет ничтожную долю от номинальной, причем она зависит от нагрузки иначе, чем номинальная площадь касания. Естественно, что на фактических площадках касания развиваются даже при ничтожных нагрузках огромные удельные давления. На фактических же площадках касания развиваются и силы трения.

Рассмотрим для простоты задачу о трении шероховатой поверхности по абсолютно гладкой жесткой плоскости. Проведем на профилограмме (рис. 1, *a*) ряд прямых, параллельных основанию профило-

граммы. Сумма отрезков этих прямых, пересекающих профилограмму, представляет собой фактическую площадь касания S_{ϕ} . Откладывая эту площадь по оси абсцисс, а соответствующую глубину — по оси ординат, получим диаграмму изменения S_{ϕ} по глубине. Соединяя концы этих прямых, получим микрогеометрическую кривую. Эту же микрогеометрическую кривую мы можем получить иным путем. Представим шероховатую поверхность реализованной в виде набора стержней различной высоты, с основаниями, расположенными в одной плоскости AA , параллельной поверхности тела (рис. 1, *b*). Если эти стержни расположить „по росту“ по нисходящей кривой, то геометрическое место вершин всех стержней будет представлять собой микрогеометрическую кривую.

Уравнение этой кривой показывает закон изменения опорной площади в зависимости от высоты сечения.

Пусть $S_{\phi} = S_p \varphi(x)$, где x — высота сечения относительно нулевого сечения oo , проведенного через самый короткий стержень, S_p — базисная площадь профилограммы, называемая нами расчетной площадью касания.

При этом при $x=0$ $\varphi(x)=1$;

при $x=h$ $\varphi(x)=0$.

Сближим до расстояния a абсолютно гладкую плоскость с плоскостью oo , сжав соответствующую часть стержней (рис. 2).

Суммарное значение стержней, имевших до сжатия высоту, заключенную между x и $x+dx$, будет „—“ (знак „—“ перед $\varphi'(x)$ взят потому, что $\varphi(x)$ есть убывающая функция) — $\varphi'(x) dx$, а их сжатие — $(a-x)$.

Пусть удельная нагрузка q на стержень есть функция абсолютного сжатия $x-a$, т. е. $q=q(x-a)$.

Общая величина давления, очевидно, равна

$$N = -S_p \int_a^h \varphi'(x) q(x-a) dx. \quad (1)$$

Таким образом, нам удалось получить величину давления, сжимающего модель как функцию сближения.

Примем, что на каждом из стержней при относительном тангенциальном смещении плоскостей развивается элементарная сила трения, величина которой τ , отнесенная к единице поверхности, есть функция от q

$$\tau = \tau(q).$$

Тогда, аналогично, для величины силы трения получим

$$\tau = -S_p \int_a^h \varphi'(x) \tau [q(x-a)] dx. \quad (2)$$

Величина коэффициента трения f соответственно выразится

$$f = \frac{\int_a^h \varphi'(x) \tau [q(x-a)] dx}{\int_a^h \varphi'(x) q(x-a) dx}. \quad (3)$$

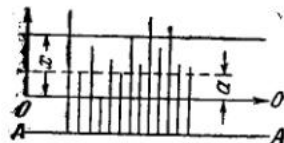


Рис. 2. Стержневая модель шероховатой поверхности

Для вычисления отсюда f необходимо выразить a через N при помощи уравнения (1). Выражение (3) является общим и пригодно для исследования разных частных случаев.

Для исследования величины коэффициента трения, выражаемой формулой (3), в функции различных параметров необходимо располагать следующими данными:

1) видом функции $\varphi'(x)$, или, иначе, функцией распределения длин стержней;

2) видом функции $q(x-a)$;

3) законом, выражающим зависимость удельной силы трения от удельного давления, т. е. видом функции $\tau(q)$.

На основании закона трения (2) эта последняя зависимость выразится

$$\tau = \mu(q + P_0),$$

где $q = \frac{N}{S_\Phi}$ — фактическое удельное давление.

Пусть напряжение, возникающее в стержне, будет прямо пропорционально его деформации

$$q = k(x-a).$$

Вместо выражения (3) мы получим

$$f = \mu + \mu P_0 \frac{\int_a^h \varphi'(x) dx}{\int_a^h \varphi'(x) k(x-a) dx}. \quad (5)$$

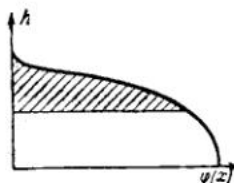


Рис. 3. Графический метод определения коэффициента трения

Знаменатель легко преобразовать, пользуясь формулой интегрирования по частям. Учитывая, что при $x=h$ $\varphi(x)=0$, получим

$$f = \mu + \mu P_0 \frac{\int_a^h \varphi'(x) dx}{\int_a^h \varphi'(x) k dx}. \quad (6)$$

Как легко видеть, второй член формулы может быть подсчитан графически; для этого строится микрогеометрическая кривая: абсцисса ее будет числителем, заштрихованная площадь (рис. 3) выражает интеграл, стоящий в знаменателе.

Выбор аналитического выражения для микрогеометрической кривой представляет собой значительные трудности. Можно предположить, что высоты неровностей распределяются по кривой Гаусса. Однако в этом случае мы приходим к зависимости, которая не выражается в элементарных функциях.

Легко проследить характер изменения величины коэффициента трения в зависимости от вида микрогеометрической кривой. Очевидно, что в случае интегральной кривой Гаусса величина коэффициента трения будет переходить через максимум (см. рис. 6) в том интервале значений, где микрогеометрическая кривая становится близка к горизонтали, ибо в этом случае при резком увеличении абсциссы площадь растет незначительно.

В связи с этим возникла необходимость перехода к приближенным формулам. Как легко видеть из рис. 1, *b*, микрогеометрическая кривая в зоне средних значений может быть с некоторым приближением заменена прямой. Действительно, обработка различных профиллограмм, выполненная П. Е. Дьяченко, показывает, что изменение фактической площади касания в зависимости от высоты изображается прямой.

В этом случае из чертежа рис. 4 видно, что абсцисса равна $(h - x)k_1$, где k_1 — тангенс угла наклона микрогеометрической кривой. Площадь треугольника равна

$$\frac{(h-x)^2 k_1}{2},$$

откуда второй член формулы равен

$$\frac{2}{h-x}.$$

Следовательно,

$$f = \mu + \mu P_0 \frac{2}{k(h-x)}. \quad (7)$$

Нами получена величина коэффициента трения как функция сближения. Непосредственно определить величину сближения трудно, поэтому выразим ее через нагрузку.

Из уравнения (1) получим

$$N = \frac{S_p k_1 k (h-a)^2}{2},$$

$$(h-a) = \sqrt{\frac{2N}{S_p k_1 k}},$$

откуда

$$f = \mu + \mu P_0 \sqrt{\frac{2k_1}{kN}}.$$

Как видно из чертежа, $k_1 = \frac{S_p}{h}$, где h — максимальная высота неровностей.

Если считать, что шероховатости распределяются по кривой Гаусса, то интервалом $\pm 2\sigma$ охватывается 99.5% всех стержней, откуда $h = 4\sigma$.

Окончательно

$$f = \mu + \mu P_0 \sqrt{\frac{S_p}{2N\sigma k}}.$$

Величина коэффициента трения выражается двучленом, один из которых представляет собой инварианту, обусловленную физическими свойствами трущихся тел, второй показывает, что величина коэффициента зависит от размера поверхности, давления, шероховатости, механических свойств материала: чем больше давление, шероховатость и жесткость материала, тем меньше величина коэффициента трения; чем больше размер расчетной площади, тем больше величина коэффициента трения.

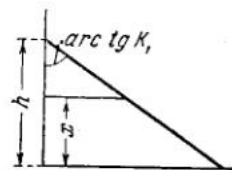


Рис. 4. Геометрическое построение для микрогеометрической прямой

При достаточно больших давлениях и очень шероховатых поверхностях роль второго члена уменьшается, т. е. вступает в силу закон Амонтона.

В полученном уравнении величина μ обусловлена молекулярной шероховатостью тел, что связано с атомарной структурой вещества; P_0 — удельная сила прилипания, молекулярная сцепленность, величина которой зависит как от природы тел, так и от очистки поверхностей.

В предложенную формулу входит величина S_p , представляющая собой общую площадь всех стержней, т. е. базисную площадь профилограммы.

Для практических целей существенно ввести в расчет S_n — номинальную поверхность соприкосновения. Как показывает топографическое исследование

реальных деталей, очертание поверхности характеризуется не только шероховатостью, но и волнистостью. Волнистость может быть или плоскостной, или пространственной. Посредством несложных геометрических построений можно выразить величину S_n через S_p , однако это не входит в задачу данной работы.

Легко показать, что в случае пластического контакта, т. е. для материала, деформация которого происходит при постоянном напряжении, соблюдается закон Амонтона. В этом случае вместо уравнения (5) получим

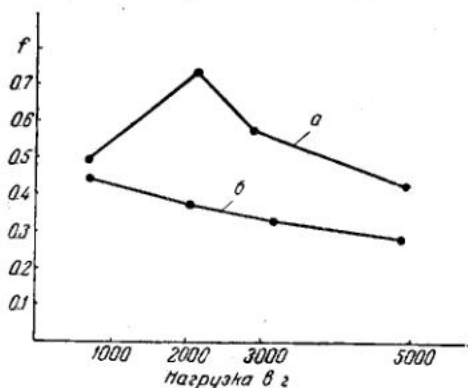


Рис. 5. Экспериментальные данные по зависимости коэффициента трения от давления для трех шероховатостей

$$f = \mu + \mu P_0 \frac{\int_a^h \varphi'(x) dx}{\int_a^h \varphi'(x) c dx} = \mu + \mu \frac{P_0}{c}$$

| Гладкая поверхность 2μ'' | | | Шероховатая поверхность 20 μ'' | | |
|--------------------------|-------------|------------------------------|--------------------------------|-------------|------------------------------|
| абсцисса | площадь (%) | отношение абсциссы к площади | абсцисса | площадь (%) | отношение абсциссы к площади |
| 5 | 6 (2%) | 0.84 | 5 | 10 (12.5) | 0.5 |
| 47 | 43 (15) | 1.1 | 8 | 24 (30) | 0.3 |
| 60 | 160 (56) | 0.37 | 12 | 48 (60) | 0.25 |
| 64 | 284 (100) | 0.23 | 16 | 80 (100) | 0.2 |

Для иллюстрации полученных зависимостей ограничимся приведением экспериментальных данных, полученных в лаборатории Института машиноведения для трения двух различно обработанных образцов, состоящих из трех плоских ножек диаметром 6 мм, изготовленных из стали У-10 (сырой) при трении их по стальной полированной пластине ХКМ.

На рис. 5 изображено изменение коэффициента трения от давления в случае двух шероховатостей (шероховатость оценивалась профилометром Аббота и выражена в μ''). На рис. 6 приведены микрогеометрические кривые этих поверхностей; в таблице вычислено, на основе графического построения, отношение двух интегралов в формуле (6). Это отношение пропорционально второму члену, выражающему величину коэффициента трения. Коэффициент пропорциональности $= \frac{\mu P_0}{k}$. Следовательно, ход кривой для этого отношения, построенного как функция знаменателя (рис. 7), должен быть

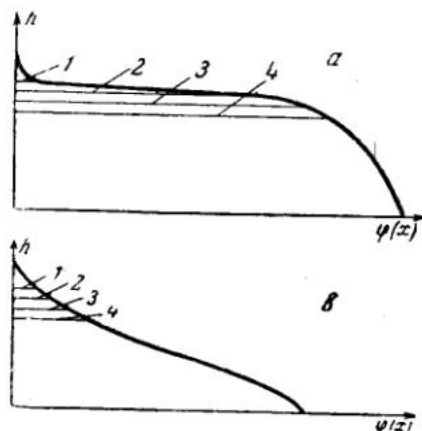


Рис. 6. Профилограммы гладкой (а) и шероховатой (б) поверхностей

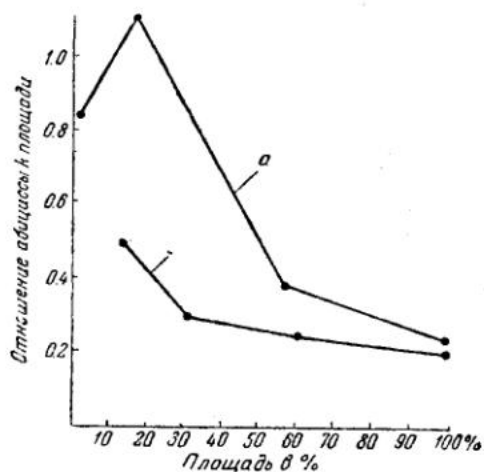


Рис. 7. Отношение абсциссы к площади микрогеометрической кривой, как функция площади

аналогичен изменению коэффициента трения от нагрузки. Как видим, переход коэффициента трения через максимум обусловлен очертанием микрогеометрической кривой.

Для участков кривых, на которые величина коэффициента трения падает, может быть применена полученная нами приближенная формула (эта зона соответствует прямолинейному участку микрогеометрической кривой):

$$\mu = c_1 + \frac{c_2}{\sqrt{\sigma N}}$$

ВЫВОДЫ

Работа посвящена теоретическому исследованию зависимости коэффициента трения от давления и шероховатости соприкасающихся поверхностей.

Разобран случай взаимодействия шероховатой и абсолютно жесткой гладкой поверхностей.

Базируясь на обобщенном законе трения

$$\tau = \mu(N + P_0 S_\phi),$$

удается получить следующее выражение для коэффициента трения:

$$f = \mu + \mu P_0 \frac{\int_a^h \varphi'(x) dx}{\int_a^h \varphi'(x) k(x-a) dx}.$$

Второй член уравнения легко определить графически, он пропорционален отношению абсциссы микрогеометрической кривой к площади кривой, лежащей выше абсциссы.

Принимая микрогеометрическую кривую за прямую, авторы получают приближенную формулу

$$f = \mu + \mu P_0 \sqrt{\frac{S_p}{2N \sigma k}},$$

т. е. величина коэффициента трения падает при увеличении давления и шероховатости. Эта формула справедлива лишь при достаточно большом значении произведения σN .

Институт машиноведения
АН СССР

ЛИТЕРАТУРА

1. См., например, Дерягин Б. В. и Лазарев В. П. Колл. журн. 1, 293, 1935.
2. Coulomb. Theorie des machines simples. Paris, 1821.
3. Дерягин Б. В. Журн. физ. хим. 5, 1165, 1934.
4. Терцаги К. Механика грунтов (Terzaghi K. Erdbaumechanik, Wien, 1925).
5. Bowden F. a. Tabor D. Proceeding of the Roy. Soc. (A) 169, № 9, 38, p. 410.
6. Дерягин Б. В. и Лазарев В. П. ДАН СССР, 3, 93, 1934; Колл. журн. 1, 293, 1935.

В. С. ЩЕДРОВ

О ПЛАСТИЧЕСКОМ ТРЕНИИ СУХИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Если рассматривать трение как результат упруго-пластических деформаций на поверхностях трения, то в случае явного преобладания пластических деформаций над упругими трение можно назвать пластическим. Когда выступы одной поверхности приходят во взаимодействие с выступами другой, то появляются такие деформации (элементарные сдвиги), которые приводят либо к разрушению этих выступов, либо к необратимому изменению их формы. В обоих случаях меняются конфигурации поверхностей, т. е. имеет место износ как характерный признак пластического трения. Мы проведем исследование только для металлических поверхностей и в соответствии с этим примем теорию пластичности члена-корр. АН СССР И. А. Одингга [1], проверенную экспериментально для металлов Смирновым-Аляевым.

Если одна поверхность передает внешнее давление на другую, то вследствие малости фактической площади контакта выступы поверхностей подвергнутся действию большого сжимающего напряжения, которое, по исследованиям Боудена и И. В. Крагельского [2], достигает тысяч и десятков тысяч $\text{кг}/\text{см}^2$, и пластически сожмутся, причем это сжатие перейдет в крип. Поэтому мы исследуем силу трения как функцию времени $T(t)$ и рассмотрим два предельных ее значения: 1) непосредственно после приложения нормального давления P , т. е. при $t = 0$; 2) по истечении очень большого промежутка времени после момента приложения внешнего давления, т. е. при $t = \infty$.

В первом случае мы назовем силу трения $T(0)$ мгновенной; во втором случае, по истечении большого промежутка времени, когда сила трения уже не будет изменяться, мы назовем ее стационарной и обозначим $T(\infty)$.

Промежуток времени, в течение которого функция $T(t)$ достигнет значения $T(\infty)$, характерен для каждой пары материалов; назовем его латентным периодом фрикционной пары. Зависимость между относительной деформацией $y(t)$, напряжением $\sigma(t)$ и временем t может быть задана следующим уравнением Максвелла — Ишлинского:

$$n\eta\dot{y} + \varepsilon y = n\dot{\sigma} + \sigma. \quad (1)$$

Если напряжение задано как функция времени $\sigma = \sigma(t)$, то зависимость (1) есть линейное дифференциальное уравнение относительно y с постоянными коэффициентами. Его решение имеет вид

$$y(t) = \left[y(0) - \frac{\sigma(0)}{\eta} \right] e^{-\frac{\varepsilon t}{n\eta}} + \frac{\sigma(t)}{\eta} + \frac{\eta - \varepsilon}{\eta^2 n} \int_0^t \sigma(t_1) e^{\frac{\varepsilon(t-t_1)}{n\eta}} dt_1. \quad (2)$$

Отодвигая нижний предел интегрирования в $-\infty$, мы устраним влияние начальных условий и получим решение

$$y(t) = \frac{\sigma(t)}{\eta} + \frac{\eta - \varepsilon}{\eta^2 n} \int_{-\infty}^t \sigma(t_1) e^{\frac{\varepsilon(t-t_1)}{n\eta}} dt_1. \quad (3)$$

Уравнение (3) является основным в теории пластического трения. Для подсчета суммарной силы трения воспользуемся методом статистического суммирования элементарных сил трения по отдельным участкам шероховатой поверхности¹.

Выделим на реальной шероховатой поверхности произвольную площадку ΔS . Выступы, расположенные на ней, имеют различные высоты h

$$h_{\min} \leq h \leq h_{\max}. \quad (4)$$

Если же пересечь все эти выступы произвольной плоскостью, перпендикулярной к их высотам, и перемещать ее параллельно самой себе, то найдутся такие выступы, которые будут лежать на ней своими вершинами при каждом ее положении. Любое положение секущей плоскости определяется ее расстоянием до основной плоскости, проходящей через наиболее высокие выступы, т. е. глубиной l .

Число вершин, лежащих в слое толщиной dl , равно

$$dn = n(l) dl, \quad (5)$$

где n называется функцией распределения.

Полное число вершин на глубине x от самого нижнего выступа до самого верхнего на этой глубине равно

$$N(x) = \int_0^x n(l) dl$$

и называется объемом совокупности выступов.

Определим теперь вероятное число контактов между вершинами в слое 1-й поверхности на глубине l_1 и в слое 2-й поверхности на глубине l_2 . Обозначив число вершин в слоях dl_1 и dl_2 1-й и 2-й поверхностей соответственно через dn_1 и dn_2 , на основании формулы (5) получим

$$\begin{aligned} dn_1 &= n_1(l_1) dl_1, \\ dn_2 &= n_2(l_2) dl_2. \end{aligned}$$

Вероятность встречи каждой пары выступов w равна отношению числа dn_2 вершин в слое dl_2 к объему совокупности N на элементе поверхности ΔS :

$$w = \frac{dn_2}{N}.$$

Число контактов равно произведению числа dn_1 , вершин в слое dl_1 , на вероятность встречи каждой пары:

$$w dn_1 = \frac{1}{N} dn_1 dn_2.$$

¹ Для гладких поверхностей этот метод применялся Б. В. Дерягиным [3].

Если усилие q , развиваемое при одном контакте, умножить на число всех контактов, то получим усилие, развиваемое при деформации всех выступов,

$$d(dP) = \frac{1}{N} dn_1 dn_2. \quad (6)$$

Вершины 1-й поверхности, расположенные в слое dl_1 , будут взаимодействовать с вершинами 2-й поверхности, расположенными на всех глубинах от 0 до Δx_2 ; поэтому полное действие 2-й поверхности на слой dl_1 получим, интегрируя (6) по всем слоям 2-й поверхности,

$$dP = \int_0^{\Delta x_2} \frac{q}{N} dn_1 dn_2. \quad (7)$$

Усилие P , воспринимаемое всеми слоями поверхности ΔS , получим, интегрируя (7) по всем слоям 1-й поверхности,

$$P = \int_0^{\Delta x_1} \int_0^{\Delta x_2} \frac{q}{N} dn_1 dn_2. \quad (8)$$

Если тангенциальное усилие, воспринимаемое одной парой выступов при сдвиге, равно \mathfrak{F} , то сила трения получится, аналогично вышеизложенному, как общее тангенциальное усилие, действующее на все выступы, вступившие в данный момент в контакт,

$$T = \int_0^{\Delta x_1} \int_0^{\Delta x_2} \frac{\mathfrak{F}}{N} dn_1 dn_2. \quad (9)$$

Если известны механические свойства тел и коэффициенты формы k_1 и k_2 , то из уравнений

$$\Delta x_1 + \Delta x_2 = \Delta x$$

и

$$\Delta x_2 = \delta \cdot \Delta x_1,$$

где δ — постоянный коэффициент, находим

$$\Delta x_1 = \frac{1}{1 + \delta} \Delta x, \quad (10)$$

$$\Delta x_2 = \frac{\delta}{1 + \delta} \Delta x. \quad (11)$$

Равенства (8) и (9) могут быть в общем виде записаны так:

$$P = f_1(\Delta x_1, \Delta x_2); \quad T = f_2(\Delta x_1, \Delta x_2).$$

Подставляя сюда вместо Δx_1 и Δx_2 их значения из выражений (10) и (11), получим

$$P = f_3(\Delta x); \quad T = f_4(\Delta x).$$

Исключая из этих уравнений Δx , получим искомый закон трения

$$T = \psi(P). \quad (12)$$

Полученный результат имеет место при любых элементарных законах для нормального давления как функции деформации и силы трения.

Чтобы конкретно провести все предписанные этой схемой вычисления, для случая пластического трения положим:

1) материалы поверхностей и их структура одинаковы; в этом случае

$$\delta = 1 \text{ и } \Delta x_1 = \Delta x_2 = \frac{\Delta x}{2};$$

2) нормальное и тангенциальное усилия пропорциональны соответствующим фактическим площадям:

$$q = \sigma \cdot \Delta S_\phi; \vartheta = \tau \cdot \Delta S_c,$$

где σ — нормальное напряжение,

τ — тангенциальное напряжение,

ΔS_ϕ — фактическая площадь одного контакта,

ΔS_c — фактическая площадь сдвига при одном контакте;

3) между этими площадями имеет место соотношение

$$\Delta S_c = k \cdot \Delta S_\phi,$$

где k — постоянный коэффициент и

ΔS_ϕ — некоторая функция деформации:

$$\Delta S_\phi = f [\Delta x - (l_1 + l_2)].$$

Принимая во внимание эти положения и равенство (5), мы можем преобразовать равенства (8) и (9) следующим образом:

$$P = \sigma \cdot J, \quad (13)$$

$$T = \tau \cdot kJ, \quad (14)$$

где

$$J = \frac{1}{N} \int_0^{\frac{1}{2}\Delta x} \int_0^{\frac{1}{2}\Delta x - l} f [\Delta x - (l_1 + l_2)] n(l_1) n(l_2) dl_1 dl_2.$$

Вследствие сделанных допущений величина J из уравнений (13) и (14) легко исключается:

$$T = k \frac{\tau}{\sigma} \cdot P. \quad (15)$$

Соотношение (15) может быть получено и непосредственно, если предполагать, что сила трения и нагрузка прямо пропорциональны площади контакта. Однако это будет решением частной задачи.

Так как в этом равенстве τ и σ — функции времени, то и T есть функция времени $T = T(t)$. Определим эту функцию. Допустим, что основной причиной изменения T с течением времени является крип на поверхности трения.

Производная $\frac{d\sigma}{dt} = \dot{\sigma}$ называется скоростью разупрочнения материала и равна

$$\frac{d\sigma}{dt} = \frac{m(n^\sigma - 1)}{n - 1}, \quad (16)$$

где m и n —пластические постоянные, определяемые для различных металлов экспериментально.

Интегрируя уравнение (16) и полагая $\sigma = \sigma_s$ при $t = 0$, где σ_s —предел упругости, получим

$$t = \frac{n-1}{m} \cdot \frac{1}{\ln n} \ln \frac{(n^{\sigma_s} - 1) n^{\sigma}}{(n^{\sigma} - 1) n^{\sigma_s}}$$

Решая это уравнение относительно σ , найдем

$$\sigma_t = \frac{\ln(1 - \alpha e^{-\beta t})}{\ln u},$$

где

$$\frac{n^{\sigma_s} - 1}{n^{\sigma_s}} = \alpha < 1; \quad \frac{m \ln n}{1 - n} = -\beta < 0; \quad \frac{1}{n} = u < 1.$$

Рассматривая полное напряжение σ состоящим из стационарной части σ_0 и реономной части σ_t , получим

$$\sigma = \sigma_0 + \frac{\ln(1 - \alpha e^{-\beta t})}{\ln u}. \quad (17)$$

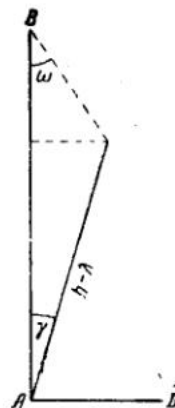


Рис. 1.

Пусть к одной из поверхностей приложена внешняя сила, стремящаяся сдвинуть эту поверхность относительно другой. В этом случае выступы каждой из них будут подвергаться деформациям пластического сдвига. Зависимость между тангенциальным напряжением τ и относительным сдвигом γ , как известно из теории пластичности, имеет вид

$$\tau = \frac{\ln(1 + \gamma \frac{\ln b}{A})}{\ln b}, \quad (18)$$

где $A = \frac{a \ln b}{b-1}$; a —коэффициент пластичности; b —множитель деформации.

Исследуем теперь сдвиг одного выступа геометрически. Будем рассматривать каждый выступ как кристаллический конгломерат, который подвергся деформациям необратимого сдвига и необратимого сжатия. Если прямой угол BAD (см. рис. 1) изменился на величину γ и высота $AB = h$ уменьшилась на λ , то посредством простейших соотношений получим

$$(h - \lambda) \sin \gamma = [h - (h - \lambda) \cos \gamma] \operatorname{tg} \omega,$$

что при малых значениях сдвига приводит к соотношению

$$\gamma = \frac{\lambda}{h - \lambda} \operatorname{tg} \omega.$$

Заменяя в этом соотношении $\operatorname{tg} \omega$ его наибольшим значением, соответствующим наибольшему тангенциальному усилию, по формуле

$$\operatorname{tg} \omega = \frac{h \gamma_{\max}}{\lambda_{\max}},$$

где γ_{\max} — наибольший необратимый сдвиг и λ_{\max} — наибольшее абсолютное сжатие, и заменяя абсолютную деформацию λ произведением λu , где u — относительное сжатие, получим

$$\gamma = \frac{\gamma_{\max} y}{y_{\max} (1-y)}. \quad (19)$$

Внося это значение γ в формулу (18), найдем

$$\tau_t = \frac{\ln \left[1 + \frac{\gamma_{\max} (b-1) \cdot y}{a y_{\max} (1-y)} \right]}{\ln b}, \quad (20)$$

где y — функция времени: $y = y(t)$.

Полагая полное тангенциальное напряжение состоящим из стационарного слагаемого τ_0 и реономного τ_t , имеем

$$\tau = \tau_0 + \frac{\ln \left[1 + \frac{\gamma_{\max} (b-1) y}{a y_{\max} (1-y)} \right]}{\ln b}. \quad (21)$$

Подставив значение σ из уравнения (17) и τ из уравнения (21) в уравнение (15), получим

$$T = \frac{k \ln u}{\ln b} \cdot \frac{\ln \left[1 + \frac{\gamma_{\max} (b-1) y}{a y_{\max} (1-y)} \right] + \tau_0 \ln b}{\ln (1 - \alpha e^{-\beta t}) + \sigma_0 \ln u} P. \quad (22)$$

Отметим следующие свойства полученной функции $T = T(t)$:

1. Так как $b > 1$ и $u < 1$, то $\ln b > 0$ и $\ln u < 0$; но показательная функция при любом значении t всегда положительна и $0 < \alpha < 1$, поэтому $\ln (1 - \alpha e^{-\beta t}) < 0$. Следовательно, $T > 0$, т. е. мы имеем дело с действительным увеличением силы трения от времени.

2. Рассмотрим 1-й предельный случай

$$T(0) = \lim_{t \rightarrow 0} T(t) = \frac{k \tau_0 \ln u}{\ln(1-\alpha) + \sigma_0 \ln u} P.$$

В частности, если α очень мало по сравнению с 1, что имеет место для некоторых сталей (для упругих материалов $\alpha=0$), то полагая приближенно (а для упругих материалов точно) $\ln(1-\alpha)=0$, получим

$$T(0) = \frac{k \tau_0}{\sigma_0} P = k S_{\phi} \tau_0 = S_c \tau_0 = T_0$$

(так как $\frac{P}{\sigma_0} = S_{\phi}$ и $k S_{\phi} = S_c$ — площадь сдвига).

3. Рассмотрим 2-й предельный случай

$$\begin{aligned} T(\infty) &= \lim_{t \rightarrow \infty} T(t) = k \frac{\ln \left[1 + \frac{\gamma_{\max} (b-1)}{a (1-y_{\max})} \right] + \tau_0 \ln b}{\sigma_0 \ln b} P = \\ &= T_0 + k \frac{\ln \left[1 + \frac{\gamma_{\max} (b-1)}{a (1-y_{\max})} \right]}{\sigma_0 \ln b} P. \end{aligned}$$

Так как $y_{\max} < 1$, то $k \frac{\ln \left[1 + \frac{\gamma_{\max} (b-1)}{a(1-y_{\max})} \right]}{\sigma_0 \ln b} > 0$ и потому $T(\infty) =$

$= T_\infty > T_0$, т. е. функция $T(t)$ возрастает, но не безгранично, а стремится к конечному пределу.

Обозначив через μ_0 — коэффициент мгновенного трения и через μ_∞ — коэффициент стационарного (установившегося) трения, напишем последнее равенство в виде

$$\mu_\infty \cdot P = \mu_0 P + k \frac{\ln \left[1 + \frac{\gamma_{\max} (b-1)}{a(1-y_{\max})} \right]}{\sigma_0 \ln b} \cdot P.$$

Отсюда

$$\mu_\infty = \mu_0 + k \frac{\ln \left[1 + \frac{\gamma_{\max} (b-1)}{a(1-y_{\max})} \right]}{\sigma_0 \ln b}. \quad (23)$$

Формула (23) приводит к следующим выводам:

а) стационарная сила пластического трения T_∞ подчинена закону Амонтона;

б) коэффициент установившегося пластического трения μ_∞ зависит от пластических свойств материала посредством величин a , b , k и y_{\max} и не зависит от закона распределения выступов по высоте, от объема совокупности выступов на единице площади и от средней высоты неровностей, т. е. от основных микрогеометрических факторов.

В частности, при $y_{\max} = 1$ мы имеем случай всюду плотного контакта без зазора во всех точках номинальной площади, так как абсолютное сжатие $\lambda = h$. Материалы фрикционных поверхностей как бы „спаялись“ и составляют одно целое. Так как при этом γ_{\max} есть сдвиг целого слоя, то эта величина не равна нулю. В этом случае формула (23) дает

$$\mu_\infty = \mu_0 + \infty = \infty.$$

Смысл этого равенства заключается в том, что здесь мы имеем не скольжение одной поверхности по другой, а разрушение в целом слое материала при сдвиге.

Величина σ_0 есть то нормальное напряжение, которое возникло бы в материале трущихся поверхностей, если бы нормальная нагрузка P была распределена по всей номинальной площади контакта.

Для определения $y_{\max} = \lim_{t \rightarrow \infty} y(t)$ обратимся к основному уравнению (3). Так как $\sigma(\infty) = \lim_{t \rightarrow \infty} \sigma_t = \sigma_0$, то

$$y_{\max} = \frac{\sigma_0}{\eta}.$$

Возвратимся снова к формуле (22). Для вычисления силы трения в любой момент времени $t = \theta$ находим $y(\theta)$ из уравнения (3)

$$y(\theta) = \frac{\sigma(\theta)}{\eta} + \frac{\eta - \varepsilon}{\eta^2 n} \int_{-\infty}^{\theta} \sigma(t) e^{\frac{\varepsilon(t-\theta)}{n\eta}} dt.$$

Подставив это значение $y(\theta)$ в уравнение (22), мы получим искомую силу трения.

Изменение силы трения с течением времени, характеризуемое уравнением (22), подтверждается данными, полученными экспериментально Крагельским (ИМАШ АН СССР) для пары свинец—свинец.

В заключение заметим, что существующая формула Крагельского [4]

$$T(t) = T_{\infty} - (T_{\infty} - T_0) e^{-\delta t}$$

является частным случаем предложенного нами уравнения, так как она не учитывает изменения нормальных напряжений с течением времени. Этим и объясняется некоторое расхождение экспериментальных данных с расчетами по этой формуле. Выведенная нами формула (22) ближе соответствует действительности.

ВЫВОДЫ

В докладе изложено исследование зависимости силы трения от времени неподвижного контакта. Сила трения выводится как функция времени из рассмотрения крипа на фрикционных поверхностях. Закон стационарного пластического трения (22') является предельным случаем, соответствующим неограниченному увеличению времени контакта.

Из формулы (22) видно, что сила пластического трения не зависит от шероховатости; это обстоятельство подтверждается на опыте.

МИСИ

ЛИТЕРАТУРА

1. Член-корр. АН СССР Одинг И. А. Прочность металлов. 2-е изд., ОНТИ, 1935.
2. Крагельский И. В. ЖТФ. № 11—12, 1942.
3. Член-корр. АН СССР Дерягин Б. В. Журн. физ. хим. 5, 1165, 1934.
4. Крагельский И. В. ЖТФ. № 4—5, 1944.

В. С. ЩЕДРОВ

ТРЕНИЕ КАЧЕНИЯ УПРУГОГО ШЕРОХОВАТОГО ЦИЛИНДРА ПО РЕАЛЬНОЙ ПЛОСКОСТИ

(Трение в смысле О. Рейнольдса)

Первыми исследователями трения качения были Кулон [1] и Морен [2]. Общеизвестная формула силы трения качения цилиндрического катка по плоскому грунту

$$T = \frac{\hat{f}}{R} \cdot P,$$

где T — сила трения; R — радиус цилиндра; P — внешнее нормальное давление и \hat{f} — коэффициент трения качения, имеющий размерность длины, была получена экспериментально Мореном.

Депюи [3] заметил, что коэффициент трения \hat{f} зависит от радиуса катка следующим образом:

$$\hat{f} = \lambda \cdot \sqrt{R},$$

где λ — постоянная величина.

Однако физическая природа трения качения оставалась неясной до объяснения, предложенного Осборном Рейнольдсом [4]. В общих чертах его гипотеза сводится к следующему.

Пусть упругий цилиндр O передает внешнее давление (включая и собственный вес) на упругую плоскость AB (рис. 1). Тогда возникнут местные деформации, так что материал плоскости на участке ab будет растянут, а материал цилиндра сжат.

При качении цилиндра его точки на дуге ab будут выходить из состояния контакта с плоскостью и нарушенные конфигурации станут восстанавливаться. Это повлечет относительное скольжение на дуге ab , показанное на рис. 1 стрелками.

По мнению О. Рейнольдса, трение качения и является трением этого относительного скольжения в вышеуказанных специфических условиях¹. Эта гипотеза, несмотря на полную физическую ясность,

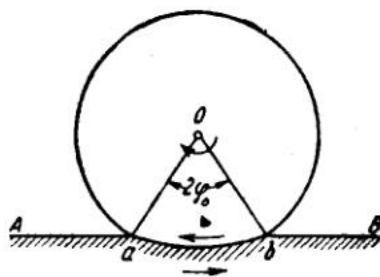


Рис. 1

¹ Подробнее об этом см. Н. И. Мерцалов [5].

не дает количественных закономерностей, т. е. нуждается в аналитической обработке.

Из новых работ по трению качения заслуживают внимания экспериментальные исследования А. С. Ахматова, работа Томлинсона и аналитическая теория качения жесткого цилиндра по релаксирующему и упруго-вязкому грунтам А. Ю. Ишлинского. Однако в литературе не встречалось решения задачи о качении упругого цилиндра по упругой плоскости с учетом шероховатости поверхностей. Впервые влияние

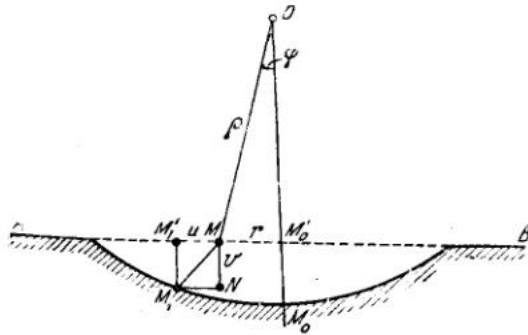


Рис. 2

шероховатости поверхностей на величину силы трения скольжения было учтено И. В. Крагельским. Предлагаемое нами решение для случая качения является, повидимому, новым.

Задачей этой статьи является аналитическое исследование трения качения упругого шероховатого цилиндра по упругой шероховатой плоскости с применением полученных результатов к подшипникам качения.

Пусть произвольная точка M плоскости вследствие деформации переместилась в положение M_1 (рис. 2):

$$\overline{MM_1} = \overline{MN} + \overline{NM_1} = u + v.$$

При этом

$$M_0M_1 = M_0M + MM_1 = r + u.$$

Если выступы и впадины (содержащиеся на реальной поверхности) располагались до деформации на прямой M_0M , то после деформации те и другие расположатся на дуге $\overline{M_0M_1}$, а их проекции на горизонтальную ось — на отрезке $M_0M_1 = r + u$. Пусть ширина выступа равна x_0 , ширина впадины у ее основания — a_0 и линейный объем совокупности выступов на единице длины — N . Имеем

$$(x_0 + a_0) \cdot N \cdot r = r.$$

Увеличение r на величину смещения и вызовет увеличение впадины на Δa_0 . Поэтому

$$(x_0 + a_0) Nr + Nr\Delta a_0 = r + u.$$

Принимая во внимание предыдущее равенство, получим

$$\Delta a_0 = \frac{u}{Nr}.$$

При упругом сжатии угол $MOM_0 = \varphi$, под которым из центра видна точка M цилиндра, достаточно мал, поэтому

$$\Delta a'_0 = \frac{u}{Nr\varphi}. \quad (1)$$

Рассмотрим теперь деформации нижней части цилиндра. Произвольная точка M цилиндра переместится в положение M_1 на дуге $\overset{\sim}{KL}$ (рис. 3)

$$\overline{MM_1} = \overline{MN} + \overline{NM_1} = \overline{v_1} + \overline{u_1}.$$

Точки цилиндра, ранее располагавшиеся на дуге $\overset{\sim}{MM_0} = \rho\varphi$, теперь расположатся на дуге $\overset{\sim}{M'_0M_1}$, которая с точностью до величин высшего порядка малости относительно u_1 равна

$$\overset{\sim}{M'_0M_1} = \overset{\sim}{M'_0M} - v_1 = \rho\varphi - v_1.$$

Если x'_0 — ширина выступа, a'_0 — ширина впадины у ее основания, N_1 — удельный объем линейной совокупности выступов и $\Delta a'_0$ — изменение ширины впадины, то имеют место соотношения

$$(x'_0 + a'_0) N_1 \rho \varphi = \rho \varphi,$$

$$(x'_0 + a'_0) N_1 \rho \varphi + N_1 \rho \varphi \Delta a'_0 = \rho \varphi - v_1,$$

из которых следует

$$\Delta a'_0 = - \frac{v_1}{N_1 \rho \varphi}. \quad (2)$$

Качение цилиндра приведет к относительному скольжению в области местного сжатия, вследствие чего появятся тангенциальные деформации выступов δ_1 и δ , удовлетворяющие соотношению

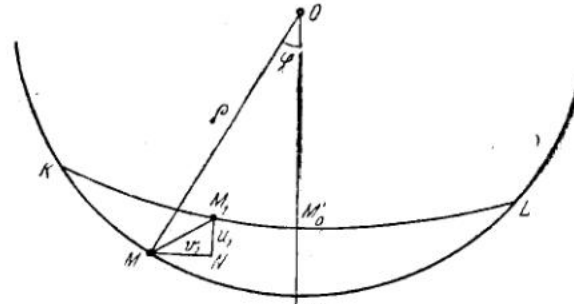


Рис. 3

$$\delta_1 + \delta = - \Delta a'_0 + \Delta a_0 = \frac{v_1}{N_1 \rho \varphi} + \frac{u}{N \rho \varphi}. \quad (3)$$

В частности, если поверхности трения имеют одинаковую шероховатость, то $\delta_1 = \delta$; $N_1 = N$, и равенство (3) принимает вид

$$\delta = \frac{1}{2\rho N \varphi} (v_1 + u). \quad (4)$$

Так как v_1 , $u \propto \varphi$, P , то $\delta = \delta(\varphi, P)$. Сила трения является функцией тангенциальных деформаций $T = T(\delta)$, и потому

$$T = f(\varphi_0, P), \quad (5)$$

где φ_0 — половина центрального угла, под которым видна область местного сжатия из точки на оси цилиндра. Это и есть искомый закон трения.

Заметим, что вертикальные перемещения точек не могут быть причиной бокового давления одного выступа на другой, т. е. вызывать силу трения. Однако они существенно влияют на силу трения, увеличивая продолжительность контакта, нарушаемого в каждый момент времени качением.

Перейдем к определению вида функции (5). Плоскость находится под действием распределенного давления цилиндра и сил трения скольжения, препятствующих проскальзыванию цилиндра по плоскости. Если в какой-либо точке на границе плоскости приложены силы qdr и μqdr (рис. 4), то они вызовут перемещения du и dv в точке $\mu(r, \theta)$, которые определяются способом, аналогичным тому, которым пользуется С. П. Тимошенко. Имеем

$$\frac{du}{dr} = -\frac{2q}{\pi E} (\cos \theta - \mu \sin \theta) \ln r - \\ -\frac{q(1-\gamma)}{\pi E} \theta \sin \theta - \frac{q\mu(1-\gamma)}{\pi E} \theta \cos \theta + A \sin \theta + B \sin \theta,$$

где A, B — произвольные постоянные, E — модуль Юнга и γ — коэффициент Пуассона.

Произвольные постоянные определяются из предположения, что смещения исчезают на границе сферы радиуса a , описанной из начала полярных координат; тогда нужно нам решение на границе плоскости ($\theta = \frac{\pi}{2}$) найдем в следующем виде:

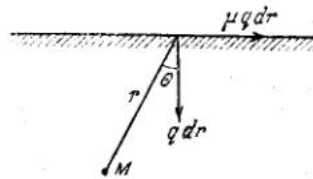


Рис. 4

$$\frac{du}{dr} = \frac{2\mu}{\pi E} q(r) \ln \frac{r}{a},$$

откуда

$$u = \frac{2\mu}{\pi E} \int_0^l q(r) \ln \frac{r}{a} dr. \quad (6)$$

При вычислении перемещений автор пользовался советом проф. И. Я. Штаермана и его методом решения задачи о сжатии круглых цилиндров.

Перейдем к рассмотрению перемещений точек цилиндра. Для каждой пары элементарных сил, приложенных к цилиндру в точках $z_1 = \rho e^{i\psi}$ и $z_2 = \rho e^{i(\pi-\psi)}$, комплексное перемещение $u + iv$ в произвольной точке $z = \rho e^{i\varphi}$ определяется из соотношения

$$2\mu(u + iv) = \frac{\lambda + 3\mu}{\lambda + \mu} \varphi_1(z) - z \bar{\varphi}'_1(\bar{z}) - \bar{\psi}_1(\bar{z}), \quad (7)$$

где λ и μ — коэффициенты Ляме; φ_1 и ψ_1 — функции комплексного переменного z и $\bar{\varphi}'_1, \bar{\psi}_1$ — функции, сопряженные соответственно с φ'_1 и ψ_1 . Для определения этих функций служат соотношения

$$\varphi_1(z) = -\frac{\rho}{2\pi} \left[-\ln(z_1 - z) + \ln(z_2 - z) + \frac{\bar{z}_1 - \bar{z}_2}{2\rho^2} z \right], \\ \psi_1(z) = \frac{\rho}{2\pi} \left[-\ln(z_1 - z) + \ln(z_2 - z) + \frac{\bar{z}_1}{z_1 - z} - \frac{\bar{z}_2}{z_2 - z} \right].$$

Пусть в некоторой точке цилиндра, лежащей в области местного сжатия и видимой под углом φ из центра цилиндра, приложены эле-

ментарные силы: нормальная qdr и тангенциальная μqdr . Заменяя их равнодействующей $q\sqrt{1+\mu^2}$, мы приведем задачу к нахождению перемещений другой точки цилиндра, лежащей в области местного сжатия и видимой из центра цилиндра под углом φ , происходящих от сил, действующих по хордам.

Углы ψ и φ образованы вертикальным радиусом цилиндра, проведенным в среднюю точку области сжатия, и радиусами, проведенными в рассматриваемые точки (рис. 5).

Пользуясь методом, изложенным акад. Мусхелишвили [10], получим из равенства (7) посредством разделения действительной, и мнимой частей и замены силы p элементарной равнодействующей $q\sqrt{1+\mu^2}$. Элементарное перемещение другой точки в области местного сжатия

$$dv = [-\eta(\theta_1 + \theta_2) + \omega \sin(\theta_1 + \theta_2) \cos(\theta_1 - \theta_2) + \\ + \eta \cos(\alpha - \psi) \sin(\alpha - \psi)] \sqrt{1 - \mu_1^2} q(r) dr,$$

$$\text{где } \omega = \frac{1}{2\pi\mu}; \quad \eta = \frac{1}{2\pi(\lambda + \mu)};$$

$$r = 2\rho \sin \frac{|\varphi + \psi|}{2}; \quad \theta_1 = \frac{\pi}{2} + \frac{\psi - \varphi}{2} - \alpha; \quad \theta_2 = \frac{\varphi + \psi}{2}; \quad \alpha = \arcsin \frac{\mu}{\sqrt{1 + \mu_1^2}}.$$

Преобразуя полученные уравнения к переменным φ и ψ и интегрируя в пределах $(-\varphi_0, \varphi_0)$, где $2|\varphi_0|$ — центральный угол, опирающийся на область местного сжатия, найдем

$$v_1 = -\eta \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} \sqrt{1+k^2} \arcsin \frac{1}{\sqrt{1+k^2}} q(\psi) \cos \frac{\varphi + \psi}{2} \rho d\psi + \\ + \omega \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} \frac{1}{\sqrt{1+k^2}} q(\psi) \cos \frac{\varphi + \psi}{2} [k + \sin|\varphi + \psi|] \rho d\psi + \\ + \eta \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} \frac{1}{\sqrt{1+k^2}} q(\psi) \cos \frac{\varphi + \psi}{2} [k(1 + k \sin \psi) - \sin \varphi] \rho d\psi. \quad (8)$$

Перейдем к определению упругой реакции, возникающей при тангенциальных деформациях каждой пары выступов. Преобразуя уравнение (6) к переменным φ и ψ и подставляя u и v_1 в равенство (4), получим

$$\delta = \frac{1}{2N\varphi} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} q(\psi) \left(\frac{2\mu}{\pi E} \ln \frac{2\rho}{a} \cos \frac{\varphi + \psi}{2} + \frac{2\mu}{\pi E} \ln \sin \frac{\varphi + \psi}{2} \cos \frac{\varphi + \psi}{2} - \right. \\ \left. - \eta \sqrt{1+k^2} \arcsin \frac{1}{\sqrt{1+k^2}} \cos \frac{\varphi + \psi}{2} + \frac{\omega}{\sqrt{1+k^2}} \cos \frac{\varphi + \psi}{2} [k + \sin|\varphi + \psi|] + \right. \\ \left. + \frac{\omega}{\sqrt{1+k^2}} \cos \frac{\varphi + \psi}{2} [k(1 + k \sin \psi) - \sin \varphi] \right) d\psi. \quad (9)$$

Зapiшем равенство (9) короче:

$$\delta = \frac{1}{2N\varphi} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} q(\psi) \cdot \Phi(\varphi, \psi) d\psi. \quad (9a)$$

С другой стороны, пользуясь коэффициентом формы $p = \frac{8h}{x_0^3}$, характеризующим микрогеометрическую структуру поверхности (h — высота выступа, x_0 — его ширина у основания), так же как это делается при исследовании трения скольжения, напомним зависимость между тангенциальной деформацией δ и тангенциальной силой $\Delta\tau$, соответствующей одному контакту,

$$\delta = \frac{12\Delta\tau p^{1/3} h^{2/3}}{5\pi E}. \quad (10)$$

Сравнив равенства (10) и (9а), найдем

$$\Delta\tau = \frac{5\pi E}{12p^{1/3} h^{2/3}} \cdot \frac{1}{2N\varphi} \int_{\varphi_0}^{\varphi_0} q(\psi) \Phi(\varphi, \psi) d\psi.$$

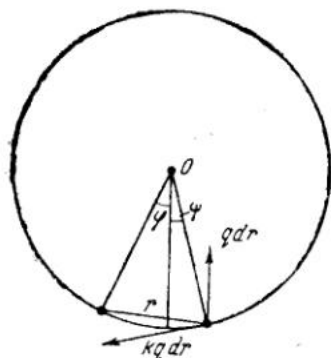


Рис. 5

Число выступов на дуге $r d\varphi$ равно $N r d\varphi$; усилие, возникающее от всех контактов на этой дуге для одного слоя поверхности, равно

$$d\tau = \frac{5\pi E r}{24p^{1/3} h^{2/3}} \cdot \frac{r d\varphi}{r} \int_{\varphi_0}^{\varphi_0} q(\psi) \Phi(\varphi, \psi) d\psi.$$

Следовательно, полное тангенциальное усилие на всей дуге ($-\varphi_0, \varphi_0$) для одного слоя поверхности выразится величиной

$$\tau = \frac{5\pi E r}{24p^{1/3} h^{2/3}} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} \int_{\varphi_0}^{\varphi_0} q(\psi) \Phi(\varphi, \psi) \frac{d\varphi}{\varphi} d\psi.$$

Если закон распределения выступов по высоте выражается функцией

$$n = n(l),$$

где l — глубина слоя поверхности, то вероятное число контактов равно произведению числа вершин в слое dl_2 на глубине l_2 одной поверхности на вероятность встречи каждой пары, т. е.

$$\frac{1}{N} n(l_1) n(l_2) dl_1 dl_2.$$

Общее возможное число контактов для всех слоев обеих поверхностей получим суммированием по всем слоям

$$\frac{1}{2\varphi\varphi_0 N} \int_0^{1/2\Delta y} \int_0^{1/2\Delta y} n(l_1) n(l_2) dl_1 dl_2,$$

где Δy — общее сближение обеих поверхностей.

Умножив τ на общее число контактов, получим силу трения

$$T = \frac{5\pi E}{48\rho^{1/2}h^{3/2}\varphi_0 N} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} q(\psi) \Phi(\varphi, \psi) \frac{d\varphi}{\varphi} d\psi \int_0^{\Delta y} \int_0^{\Delta y-l_1} n(l_1) n(l_2) dl_1 dl_2.$$

В частности, для линейного распределения

$$n(l) = cl$$

получим

$$T = \frac{5\pi E c^2 \cdot (\Delta y)^4}{48 \cdot 64 \rho^{1/2} h^{3/2} \varphi_0 N} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} q(\psi) \Phi(\varphi, \psi) \frac{d\varphi}{\varphi} d\psi. \quad (11)$$

С другой стороны, если q — нормальное усилие, воспринимаемое одной парой выступов, то, принимая его по Герцу и замечая, что деформация сжатия равна $\Delta y - (l_1 + l_2)$, посредством того же метода суммирования, что и выше, получим полное нормальное давление

$$P = \int_0^{\Delta y} \int_0^{\Delta y-l_1} \frac{q}{N} n(l_1) h(l_2) dl_1 dl_2 = \frac{\sqrt{2} \pi^2 m^3 A c^2}{4 N \rho \varphi_0 (12 n \theta)^{1/2} k (\alpha + \gamma)^{1/2}} \cdot (\Delta y)^{3/2} \quad (12)$$

где c — коэффициент распределения; $k = \frac{1-\nu^2}{\pi E}$; $\theta = \int_0^{\pi/2} \frac{dz}{1 + \gamma \cos z}$; $\alpha, \gamma,$

m и n — коэффициенты Герца, определяющие полуоси эллипса сжатия.

Исключая Δy из уравнений (11) и (12) и полагая приближенно: $6^{1/2} \approx 1$; $2^{3/2} \approx 2$; $(n\theta)^{1/2} \approx n\theta$; $m^{3/2} \approx m^2$; $\pi^{3/2} \approx \sqrt{\pi}$, получим

$$T = \alpha \frac{E n (\alpha + \gamma)^{1/2} \theta k^{3/2}}{m^2} \cdot \frac{k^{1/2}}{A^{1/2} N^{3/2}} \times \\ \times \frac{\rho}{\varphi_0^{3/2}} \cdot \frac{1}{\rho^{1/2} h^{3/2}} P^{3/2} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} \int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} q(\psi) \Phi(\varphi, \psi) \frac{d\varphi}{\varphi} d\psi, \quad (13)$$

где $A = \frac{5}{2\pi^{1/2}}$ — числовой коэффициент.

Итак, задача привела к нахождению распределения давления по поверхности давления $q = q(\psi)$ и к вычислению интеграла (13).

Мы получим достаточную для практики степень точности, если примем распределение давления по Герцу

$$q = \frac{P}{\pi b^2} \sqrt{b^2 - x^2} = \frac{P}{\pi b^2} \sqrt{b^2 - \rho^2 \sin^2 \psi},$$

что при малых значениях ψ приводит к приближенному уравнению

$$q(\psi) = \frac{P}{\pi b^2} \left(b - \frac{\rho^2}{2b} \psi^2 \right). \quad (14)$$

Сохраняя величины до 3-го порядка малости, получим

$$\int_{-\varphi_0}^{\varphi_0} \int_{-\psi_0}^{\psi_0} q(\psi) \Phi(\varphi, \psi) \frac{d\varphi}{\varphi} d\psi = M \frac{4\mu P}{\pi^2 b E} \varphi_0^2.$$

Подставив это значение в уравнение (11) и принимая во внимание, что $\varphi_0 = \frac{b}{\rho}$, найдем

$$T = \beta \frac{0n\mu (\alpha + \gamma)^{1/n} k^{1/n}}{m^2} \cdot \frac{c^{1/n}}{A^{1/n} N^{1/n}} \cdot \left(\frac{b}{\rho}\right)^{1/n} \frac{1}{p^{1/n} h^{1/n}} P^{1/n}, \quad (15)$$

где $\beta = \frac{4aM}{\pi^2}$ — числовой коэффициент.

В частности, если выступы имеют форму полушарий (шаровая модель), то $h=R$; $p = \frac{8}{R^3}$; $m=n=1$, где R — радиус шарового выступа, и уравнение (15) принимает вид

$$T = \beta_1 \mu \left(\frac{1-\nu^2}{\pi E}\right)^{1/n} \cdot \left(\frac{\sigma^8}{N^3}\right)^{1/n} \cdot \left(\frac{b}{\rho}\right)^{1/n} R P^{1/n}, \quad (16)$$

где β_1 — новый числовой коэффициент; $\sigma = \frac{c}{A}$ — параметр распределения выступов по высоте.

Отметим следующие особенности формул (15) и (16). Наличие множителя $P^{1/n}$ и $\sqrt[n]{\rho^8}$ в знаменателе сближают по виду эти формулы с формулами А. Ю. Ишлинского, в которых для разных случаев содержатся $P^{1/n}$; $P^{1/n}$ и $P^{1/n}$ и $\sqrt[n]{\rho}$; $\sqrt[n]{\rho^2}$; $\sqrt[n]{\rho}$. Так как формулы Ишлинского получены для различных случаев пластического трения, то они не содержат микрогеометрических параметров; в данном же случае мы имеем упругое трение и потому микрогеометрические параметры входят. Множитель $\frac{b}{\rho}$ соответствует величине $\frac{\hat{f}}{R}$ в формуле Морена. Из полученного закона трения в форме (15) и (16) видно, что коэффициент трения качения зависит от:

1) упругих свойств материала катка и плоскости, причем эта зависимость выражена множителями

$$\frac{0n\mu (\alpha + \gamma)^{1/n} k^{1/n}}{m^2}, \quad \text{или} \quad \mu \left(\frac{1-\nu^2}{\pi E}\right)^{1/n}.$$

Отсюда видно, что материалы с большим модулем Юнга при прочих равных условиях будут обладать меньшим коэффициентом трения;

2) закона распределения выступов на поверхности по высоте.

Влияние этого закона учтено множителем

$$\frac{c^{1/n}}{A^{1/n} N^{1/n}},$$

где c — тангенс угла наклона „микрогеометрической прямой“ распределения к оси абсцисс. Следовательно, трение качения будет тем

больше, чем круче расположится эта прямая, т. е. с увеличением „относительной шероховатости“ трение увеличивается. Уплотнение совокупности уменьшает трение и потому является положительным фактором. Число A определяется характером закона распределения (линейный, Гаусса, биномиальный и т. д.). Выгоднее такой закон распределения, для которого A меньше, но зависимость закона распределения от способа обработки поверхности еще не установлена;

3) радиуса катка, уменьшаясь с увеличением этого радиуса;

4) внешнего давления P , так как величина b , эквивалентная \hat{f} , зависит от P . С увеличением внешнего давления коэффициент трения качения увеличивается;

5) „абсолютной шероховатости“, влияние которой учитывается множителем:

$$\frac{1}{p^{1/2} h^{1/2}} \quad \text{или} \quad R.$$

С увеличением средней высоты h коэффициент формы $p = \frac{8h}{\lambda_0^3}$ тоже увеличивается, а коэффициент трения качения уменьшается. Следовательно, гладкие поверхности „с большей абсолютной шероховатостью“ обладают меньшим коэффициентом трения.

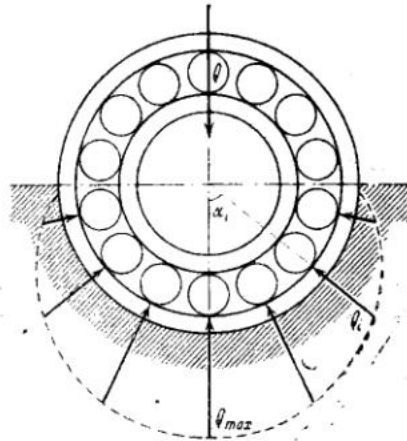


Рис. 6

Формулы (15) и (16) практически дают достаточную точность при качении цилиндрического ролика по внутренней поверхности круглого цилиндра, радиус которого значительно больше радиуса ролика. Поэтому они с успехом могут быть применены для вычисления силы трения качения в роликовых и игольчатых подшипниках. Эюра нормальных давлений Q показана на рис. 6. Нормальное давление Q_i на ролик с номером i (если считать от вертикали) равно

$$Q_i = Q_{\max} \cdot \cos \alpha_i.$$

В таком случае полная сила трения качения будет равна

$$T = \mu \left(\frac{1 - \nu^2}{\pi E} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{\sigma^6}{N^3} \right)^{1/2} \cdot \frac{2}{\rho^{1/2}} \sum_{i=1}^n b_i^{1/2} (\cos \alpha_i)^{1/2} \cdot Q_{\max}^{1/2}, \quad (17)$$

где величины σ , N , b_i определяются экспериментально.

Углы α_i — измеряются на подшипнике

n — число роликов, находящихся в четверти подшипника;

ρ — радиус ролика;

β_1 — числовой коэффициент, который находится вычислением;

μ — коэффициент Ляме, зависящий от модулей упругости ролика;

ν — коэффициент Пуассона для материала ролика;

E — модуль Юнга для материала ролика.

Коэффициент трения, вычисленный по формуле (19), выражается, как правило, тысячными долями единицы.

МИСИ

ЛИТЕРАТУРА

1. Coulomb A. Théorie des machines simples. Paris, 1821.
2. Morin A. Leçon de mécanique pratique. Paris, 1846.
3. Depuit. Essai et expériences sur le tirage de voitures et sur le frottement de second espèce. Paris, 1867.
4. Reynolds O. On Rolling Friction. Philos. Transact. of the Royal Soc. of London. 166, 155, 1876.
5. Мерцалов Н. И. Динамика механизмов, 1913.
6. Ишлинский А. Ю. Трение качения. Прикладная математика и механика. Новая серия, 2, вып. 2, 245, 1938.
7. Крагельский И. В. Влияние различных параметров на величину коэффициента трения несмазанных поверхностей. ЖТФ, 13, вып. 3, 1943.
8. Tomlinson. A molecular theory of friction. Philosophical Magazine, June, 1928.
9. Тимошенко С. П. Теория упругости, 1937.
10. Акад. Мухомелишвили Н. И. Некоторые задачи теории упругости. 1933.

И. И. ТРОЯНОВ

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ ТРЕНИЯ
В ПРЕССОВЫХ КОНИЧЕСКИХ СОПРЯЖЕНИЯХ**

§ 1. В современном машиностроении наряду с цилиндрическими часто применяются посадки на круглый конус. В ряде случаев они по своим специфическим особенностям незаменимы, ибо позволяют осуществлять сопряжения без зазоров и самоцентрируют детали. Это имеет значение как в приборостроении, так и в различных областях машиностроения.

Основные преимущества посадок на конус следующие:

- 1) конструктивная и технологическая простота;
- 2) быстрота крепления и разъема деталей;
- 3) возможность получения строгой соосности в соединяемых деталях;
- 4) возможность получения заданного натяга.

Недостаток как подвижных, так и неподвижных соединений состоит в том, что при конусности выше 1:20 соединения требуют соевой силы, без которой происходит самовыпадание конуса. Чтобы избежать этого, уменьшают конусность соединения. Уже при конусности 1:50, как показали наши экспериментальные данные, имеет место обратное явление — сила запрессовки конуса превышает силу запрессовки примерно на 20%.

§ 2. Рассмотрим вопрос о силах трения при запрессовке, распрессовке и выкручивании конуса в паре сталь — чугун применительно к призмам весовых устройств. Цель исследования — выявить силы трения, возникающие в запрессованном конусе, а также определить расчетные величины коэффициентов трения в зависимости от давления (натяга).

Исследования проведены на конических сопряжениях опорной призмы в грузоприемном рычаге автомобильных весов грузоподъемностью 10 т. Конусность соединения принята 1:50. Размеры соединения указаны на рис. 1. Материал конусов — сталь У8 с закалкой на $R_c = 59-63$. Поверхность шлифована. Материал втулки — литейный чугун с $H_B = 120-170$. Отверстия подвергались расточке и развертывались ручной разверткой. Сопрягаемые поверхности конуса и втулки имели едва заметные следы обработки. Во всех сопрягаемых парах имело место весьма плотное соединение без какой-либо качки. Сопрягаемые поверхности также проверялись „на краску“. Опыты проводились с технически „сухими“, а также смазанными маслом и насухо вытертыми поверхностями. В первом случае перед первичной запрессовкой, как и перед каждой из последующих, поверхности конусов и отверстий втулок промывались техническим бензином и сушились.

§ 3. Применительно к коническому соединению (рис. 1) уравнение равновесия, принимая закон трения Амонтона, представится следующим образом:

$$P = N \sin \alpha + N \mu \cos \alpha. \quad (1)$$

Здесь P — осевое усилие запрессовки конуса;
 N — нормальное давление между конусом и втулкой;
 μ — коэффициент трения;
 α — угол уклона (половина угла при вершине конуса).

В этой формуле часть осевого усилия $N \sin \alpha$ идет на деформацию конуса и втулки, другая же часть $N \mu \cos \alpha$ расходуется на преодоление сил трения. Предположим, что трение отсутствует ($\mu = 0$), тогда усилие запрессовки P_0 определится выражением:

$$P_0 = N \sin \alpha = P - N \mu \cos \alpha, \quad (2)$$

откуда нормальная к образующей конуса сила

$$N = \frac{P - P_0}{\mu \cos \alpha}. \quad (3)$$

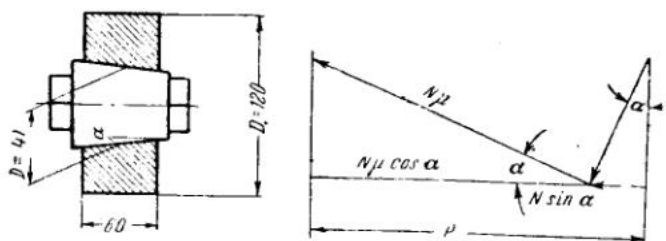


Рис. 1

Подставляя значение N из последнего уравнения в уравнение (1) имеем

$$P = \frac{(P - P_0) \sin \alpha}{\mu \cos \alpha} + \frac{(P - P_0) \mu \cos \alpha}{\mu \cos \alpha}. \quad (4)$$

После сокращения получаем

$$\mu = \frac{P - P_0}{P_0} \operatorname{tg} \alpha. \quad (5)$$

Окончательно

$$\mu = \frac{P - N \sin \alpha}{N \sin \alpha} \operatorname{tg} \alpha. \quad (6)$$

Здесь сила P отсчитывается непосредственно по прибору в момент запрессовки конуса. Порядок же определения силы N следующий:

1. По величине просадки конуса определяем упругую деформацию тела конуса и втулки

$$\Delta D = \Delta H \cdot 2 \operatorname{tg} \alpha \quad (7)$$

(методика определения величины упругой посадки ΔH дана ниже).

2. Применяв известную формулу Ляме, определим величину удельного давления на сопрягаемых поверхностях конуса и втулки

$$P_y = \frac{\Delta D}{\frac{D}{E_b} \left(\frac{D_1^2 + D^2}{D_1^2 - D^2} + E_b \right) + \frac{D}{E_k} (1 - E_k)} \quad (8)$$

Зная величину рабочей поверхности втулки F , полное противодействие стенок выразится

$$N = P_y F. \quad (9)$$

Действующие силы при испытании на чистое выкручивание запрессованных конусов (рис. 2) должны удовлетворять условию

$$N \mu R \leq Gl. \quad (10)$$

Здесь R — средний радиус отверстия втулки;
 G — нагрузка на ключевой рычаг;
 l — плечо рычага.

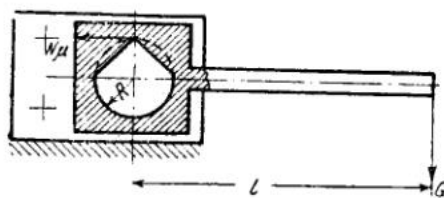


Рис. 2

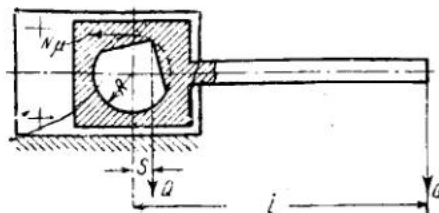


Рис. 3

Следовательно, коэффициент трения выкручивания при данном натяге конуса втулки равен

$$\mu = \frac{Gl}{NR} = \frac{M_n}{NR}, \quad (11)$$

где M_n — момент выкручивания.

Испытание запрессованных конусов на выкручивание с применением нагрузок на лезвиях призм и их смещение от вертикали на величину $S = 5$ мм производилось по прилагаемой схеме (рис. 3). Анализ схемы действующих сил показал (мы его здесь не приводим за отсутствием места), что в данном случае при определении коэффициента трения, в первом приближении, применима также формула (11). Выкручивающий призму момент здесь равен $M_n = QS + Gl$, где Q — нагрузка на призму.

§ 4. Специфичность деталей конического соединения призм со втулкой и воспринимаемых ими нагрузок исключила возможность проводить экспериментальные работы на общепринятых испытательных машинах. Поэтому опыты по определению прочности конического сопряжения призм и втулки выполнялись на специальном, для этой цели изготовленном приспособлении (рис. 4), работающем по принципу рычага. Рисунок изображает момент выкручивания конуса с применением нагрузки на лезвия призм при их смещении. В основном приспособление состоит из сварного каркаса 1, приваренных к нему двух швеллеров 2 и проходящего сквозь каркас и швеллеры рычага 2-го рода 3. В процессе запрессовки или выпрессовки конуса конусная пара ставится на приварной к каркасу стул 4. Нажим рычага на конус производится через шарик 5. Усилие запрессовки измеряется контрольными гирями 6. Первоначальная координата

ната поставленного во втулку конуса и величина его просадки измеряются индикатором.

При испытании конусной пары на чистое выкручивание втулка с запрессованным конусом крепится между вертикальными швеллерами. Выкручивание производится при помощи ключевого рычага 7 и подвешиваемых к нему разновесок 8. Этот рычаг имеет съемные щечки 9, которые охватывают призму конуса. На одной из щечек укреплена стрелка 10, показывающая по циферблату 11 момент смещения конуса от первоначального положения.

При испытании на выкручивание конусов со смещенными лезвиями призм и одновременной нагрузкой на них в указанное приспособление добавляются траверса 12 и 2 серьги 13. Назначение их — служить связывающим звеном между лезвиями призм и рычагом 3.

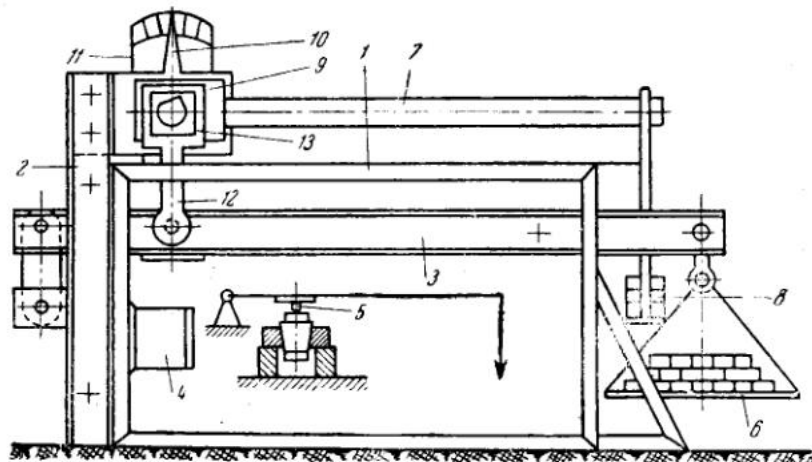


Рис. 4

Возможное минимальное усилие запрессовки на данном приспособлении равно 330 кг. Максимальное усилие равно 5926 кг.

Как показал анализ, погрешность при замерах усилий составляет около 4—5%.

Методика и описание экспериментальной работы в данном случае не отделямы от приведенного здесь как пример протокола записи получаемых данных.

Протокол № 1 от 23 августа 1944 г.

Испытание на определение величины просадки конуса во втулку в зависимости от усилия запрессовки. Втулка № 11. Сопрягаемые поверхности „сухие“ и не деформированы.

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|--------|---------------|----------|------------|--------------------|------------|-----------------|------------|
| № п.п. | H (мм) | P (кг) | H_1 (мм) | P_1 (кг) | H_2 (мм) | ΔH (мм) | H_n (мм) |
| 1 | $H_0 = 48.22$ | 330 | 48.53 | 384 | 0.31 | 0.04 | 0.27 |
| 2 | 48.49 | 547 | 48.71 | 655 | 0.49 | 0.09 | 0.40 |
| 3 | 48.62 | 767 | 48.94 | 926 | 0.72 | 0.11 | 0.61 |
| 4 | 48.83 | 960 | 49.04 | 1176 | 0.82 | 0.15 | 0.67 |
| ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| 15 | 49.29 | 4759 | 50.71 | 5407 | 2.49 | 1.36 | 1.13 |
| 16 | 49.35 | 5926 | 51.54 | Выпрес. молотк. | 3.32 | 2.08 | 1.24 |
| 17 | 49.46 | | | | | | |

Порядок операции следующий: в коническое отверстие втулки (рис. 5) нажимом руки призма ставится так, чтобы ее лезвие совпадало с риской на торцевой поверхности втулки. Величину H_0 , показываемую индикатором, принимаем за начало координат просадки конуса и проставляем ее в раздел 2 протокола. Создаваемое усилие запрессовки P проставляем в том же ряду, раздел 3. После 15-минутной выдержки под данной нагрузкой полученную координату просадки H_1 заносим в раздел 4. Производим выпрессовку конуса. Усилие выпрессовки P_1 проставляем в раздел 5.

После осмотра, промывки и просушки сопрягаемых поверхностей цикл операций повторяется в том же порядке, с каждым разом увеличивая усилие запрессовки до величины $P=5926$ кг. Величина общей просадки при каждом данном усилии запрессовки конуса есть разность между полученной координатой просадки и его начальной, т. е.

$$H_2 = H_1 - H_0. \quad (12)$$

Полученные по последней формуле величины просадки заносим в раздел 6 протокола.

При запрессовке конуса его просадка происходит как за счет пластической, так и упругой деформации.

Упругая деформация определяется по формуле (7). Входящая в эту формулу величина упругой просадки определяется по уравнению

$$\Delta H = H_1 - H. \quad (13)$$

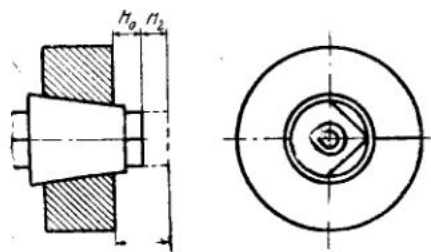


Рис. 5

Таблица 1

Коэффициент трения при запрессовке конуса

| № п.п. | P_y , кг/см ² уд. давл. | коэффициент трения μ | | | |
|--------|---|--------------------------|-----------------|-------------------------|-----------------|
| | | „Сухие“ поверхности | | „Полусухие“ поверхности | |
| | | 1-я запрессовка | 2-я запрессовка | 1-я запрессовка | 2-я запрессовка |
| 1 | 10 | 0.33 | — | 0.34 | 0.22 |
| 2 | 15 | 0.46 | 0.25 | 0.39 | 0.31 |
| 3 | 20 | 0.48 | 0.35 | 0.38 | 0.32 |
| 4 | 25 | 0.49 | 0.38 | 0.38 | 0.33 |
| 5 | 30 | 0.48 | 0.39 | 0.37 | 0.32 |
| 6 | 40 | 0.45 | 0.37 | 0.37 | 0.33 |
| 7 | 50 | 0.42 | 0.35 | 0.46 | 0.33 |
| 8 | 100 | 0.35 | 0.27 | 0.42 | 0.30 |
| 9 | 150 | 0.32 | 0.24 | 0.23 | 0.25 |
| 10 | 200 | 0.28 | 0.22 | 0.23 | 0.23 |
| 11 | 250 | 0.26 | 0.21 | 0.20 | 0.22 |
| 12 | 300 | 0.23 | 0.20 | 0.18 | 0.17 |
| 13 | 350 | 0.20 | 0.19 | 0.17 | 0.16 |
| 14 | 400 | 0.18 | 0.17 | 0.14 | 0.15 |
| 15 | 450 | 0.15 | 0.16 | 0.14 | 0.15 |
| 16 | 500 | 0.12 | 0.14 | 0.13 | 0.14 |
| 17 | 550 | — | — | 0.12 | 0.13 |
| 18 | 600 | — | — | 0.11 | 0.12 |

Таблица 2

Коэффициент трения при выкручивании (с нагрузкой на лезвиях и без нагрузки)

| № п.п. | P_y , кг/см ² уд. давл. | μ коэфф. трения «сухие» поверхн. | | P_y , кг/см ² с нагрузкой на лезвиях призм | μ коэфф. трения первичная запрессовка | |
|--------|---|----------------------------------|-----------------|--|---------------------------------------|-----------------------|
| | | 1-я запрессовка | 2-я запрессовка | | сухие поверхности | полусухие поверхности |
| 1 | 10 | — | — | 10 | — | — |
| 2 | 15 | 0.10 | — | 15 | — | — |
| 3 | 20 | 0.13 | — | 20 | — | — |
| 4 | 25 | 0.17 | — | 25 | — | — |
| 5 | 30 | 0.20 | — | 30 | — | — |
| 6 | 40 | 0.23 | — | 40 | — | — |
| 7 | 50 | 0.16 | — | 50 | — | 0.19 |
| 8 | 75 | 0.12 | 0.11 | 75 | 0.19 | 0.19 |
| 9 | 100 | 0.12 | 0.11 | 100 | 0.19 | 0.19 |
| 10 | 150 | 0.12 | 0.11 | 150 | 0.19 | 0.19 |
| 11 | 200 | 0.12 | 0.11 | 200 | 0.18 | 0.18 |
| 12 | 300 | 0.12 | 0.11 | 300 | 0.16 | 0.16 |
| 13 | 400 | 0.12 | 0.11 | 400 | 0.16 | 0.13 |
| 14 | 500 | 0.12 | 0.11 | 500 | 0.16 | 0.13 |
| 15 | 600 | 0.12 | — | 600 | 0.16 | 0.13 |
| 16 | 700 | 0.12 | — | 700 | 0.16 | 0.13 |
| 17 | 750 | 0.12 | — | 750 | — | 0.13 |

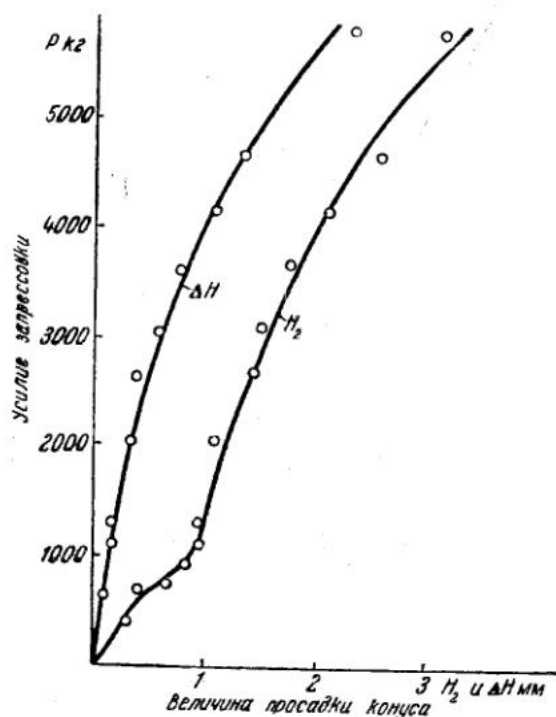


Рис. 6

Здесь H — координата конуса, поставленного во втулку нажимом руки перед последующей его запрессовкой (после промывки и просушки поверхности). Величину упругой просадки проставляем в раздел 7 протокола.

Помимо упругой просадки необходимо знать также и величины просадки конуса, получающиеся за счет пластической микродеформации сопрягаемых поверхностей, так как в практических условиях при замене изношенных призм поверхности втулок уже пластически деформированы. Эти величины определяются из уравнения

$$H = H_0 - \Delta H. \quad (14)$$

Указанный метод за некоторыми исключениями и добавлениями в деталях применялся и при испытании на выкручивание конусов. Обработка протокольных данных производилась графически, методом выравнивания кривых зависимости просадки конуса от усилия запрессовки.

На рис. 6 дан один из таких графиков зависимости ΔH и H_2 от P . Величины, входящие в расчетные формулы определения коэффициентов трения, взяты с прокорректированных кривых, вычерченных в большом масштабе.

На рис. 7 приведена в увеличенном масштабе одна из индикаторных кривых запрессовки конуса, полученная на разрывной машине Амслера.

§ 5. В результате экспериментальных работ по запрессовке и выкручиванию конусных пар получены величины коэффициентов трения

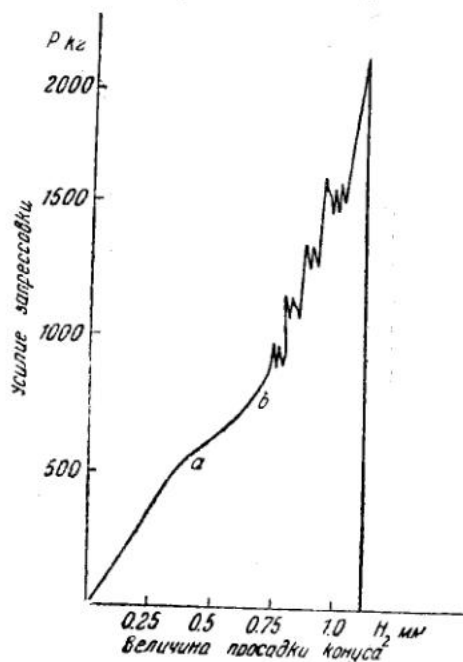


Рис. 7

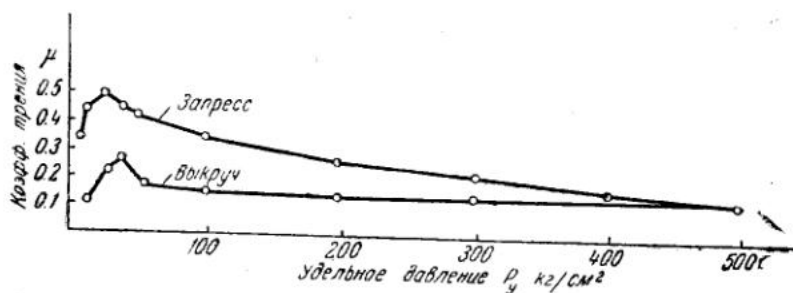


Рис. 8

в зависимости от удельного давления. Эти величины сведены в табл. 1 и 2 (стр. 189, 190).

На рис. 8 приведены образцы графиков изменения коэффициента трения в зависимости от удельного давления поверхности при запрессовке и выкручивании конуса. Аналогичные графики были нами получены для других серий испытаний.

Из приведенных таблиц и графиков видим, что:

1) величина коэффициента трения переходит через максимум, т. е. закон Амонтона не соблюдается; максимальной величины коэффициента

ент трения достигает при удельном давлении поверхности порядка 20—40 кг/см²;

2) при высоких давлениях коэффициент трения обезжиренных поверхностей мало отличается от коэффициента трения поверхностей, смазанных маслом и насухо вытертых;

3) коэффициент трения при выкручивании конуса ниже, чем при запрессовке.

Протокольные данные показывают, что усилие выпрессовки превосходит усилие запрессовки примерно на 20%.

Проведенные работы показали надежность крепления призм при конусности 1:50. Максимально возможный выкручивающий призму момент в автомобильных весах грузоподъемностью 10 т равен $M_a = QS = 4273 \times 0.5 \approx 2100$ кг. см.

Момент же силы трения по окружности конуса при его упругой просадке $\Delta H = 2$ мм, по протокольным данным, составляет $M_c = 7500$ кг. см, т. е. степень надежности при выкручивании равна

$$K = \frac{M_c}{M_a} = \frac{7500}{2100} \approx 3.5.$$

НИИ-6 Министерства машиностроения
и приборостроения

А. С. АХМАТОВ и Н. Ф. ФОКИН

ВЛИЯНИЕ НАГРЕВА СТАЛИ ТОКАМИ ВЫСОКОЙ ЧАСТОТЫ НА ЕЕ ИЗНОС

Индукционная закалка стали как поверхностная, так и сквозная, находит все большее применение в промышленности. В связи с этим опубликован ряд работ, содержащих характеристики механических свойств стали, прошедшей индукционный нагрев. Из этих работ можно, повидимому, сделать заключение, что индукционный метод по его остаточному механическому эффекту по крайней мере не уступает при прочих равных условиях обычным термическим методам закалки. Характеристики механических свойств, однако, разноречивы как по данным разных авторов, так и по видам испытаний. Кроме того, остается совершенно не разъясненным вопрос о механизме упрочнения при индукционном нагреве, вполне ли он тождествен с эквивалентным процессом обычной термической закалки или же имеет характерные индивидуальные черты, пристраивающиеся из особенностей индукционного метода.

В настоящей работе сделана попытка дать в общем виде ответ на второй вопрос. Ряд соображений, который будет изложен ниже, заставил нас в первую очередь обратиться к исследованию поверхностных слоев металла и, следовательно, предпринять исследование износостойкости стали.

О МЕТОДИКЕ НАБЛЮДЕНИЯ

При испытаниях на износ применялись образцы в виде цилиндров и плиток из стали 50 г. Были изготовлены четыре группы образцов: закаленные после нагрева в печи с последующим отпуском, нешлифованные и шлифованные, а также закаленные после „сквозного“ нагрева токами высокой частоты с отпуском в тех же условиях нешлифованные и шлифованные.

Очень существует вопрос о выборе метода испытаний на износ. В настоящей работе не ставилось задачи исследования износа конкретной фрикционной пары того или иного реального механизма. Работе намеренно был придан характер лабораторного эксперимента, так как, по нашему убеждению, такого рода эксперименты вопреки высказываемым иногда мнениям являются необходимым средством изучения такой сложной проблемы, как износ металлов.

Как термическая, так и индукционная обработка испытуемых образцов была произведена в Термической лаборатории Московского станкоинструментального института им. И. В. Сталина под наблюдением проф. В. С. Владиславлева.

В начале настоящей работы мы пользовались методом диска, однако впоследствии ввиду общеизвестных недостатков метода диска перешли к методу, разработанному А. С. Ахматовым. Им же в начале этой работы метод диска был улучшен в отношении стабилизации давления на поверхности трения и непрерывности регистрации кривых износа; в таком виде, однако, метод диска довольно трудоемок в части последующей графической обработки результатов. В настоящем докладе из соображений экономии времени мы ограничимся лишь кратким описанием метода полого цилиндра Ахматова, при разработке которого автор стремился удовлетворить прежде всего требованиям:

- а) постоянства поверхности трения и удельного давления на нее;
- б) постоянства относительных скоростей на поверхности трения;

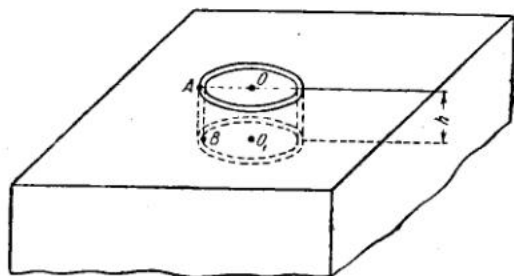


Рис. 1

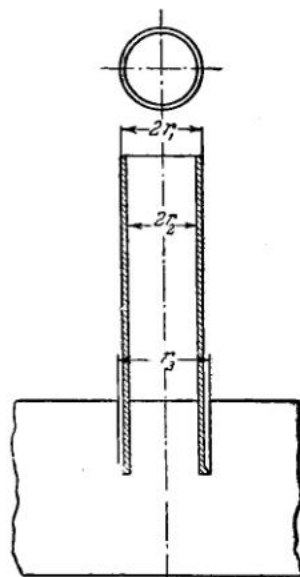


Рис. 2

- в) непрерывной регистрации кривых износа;
- г) „экспресс-методики“.

МЕТОД ПОЛОГО ЦИЛИНДРА

Метод этот заключается в том, что к испытываемой поверхности — предпочтительно плоской — под давлением прижимается своим основанием вращающийся с постоянной угловой скоростью полый тонкостенный цилиндр.

По мере износа цилиндр погружается в испытываемую плоскую поверхность; геометрическая форма дефекта, нанесенного поверхности при таком износе, в точности соответствует цилиндрическому кольцу высоты h (рис. 1 и 2).

Пусть наружный диаметр цилиндра $2r_1$, а внутренний — $2r_2$. Тогда площадь поперечного сечения кольцевого следа износа — одновременно поверхность трения

$$\sigma = \pi(r_1^2 - r_2^2). \quad (1)$$

Совершенно очевидно, что

$$\sigma = \text{const.} \quad (1a)$$

Эта величина представляет собой константу прибора; она измеряется предварительно на цилиндре при помощи простейших приемов. Таким образом, на протяжении всего процесса износа величина поверхности трения остается постоянной.

Схема установки приведена на рис. 3. Она монтирована на небольшом настольном (часовом) токарном станке. Цилиндр C зажимается в патрон P станка и тщательно выверяется (протачивается) для устранения биений. Для устранения поперечных вибраций установка может быть снабжена кольцевым шариковым подшипником S , через который пропускается цилиндр. Испытуемая плоская поверхность M фиксируется держателем Z , который при помощи пружины прижимает испытуемую поверхность к цилиндру. По мере износа пружина подает поверхность справа налево вдоль оси y . По этой причине давление на поверхности трения должно падать, если сжатие пружины, однажды заданное, произвольно не меняется.

Для сохранения постоянства давления в заданных (малых) пределах его изменения мы руководствовались следующими соображениями и приемами.

Пусть напряжение сжатия на единицу деформации по длине будет f ; тогда

$$f = \frac{F}{x},$$

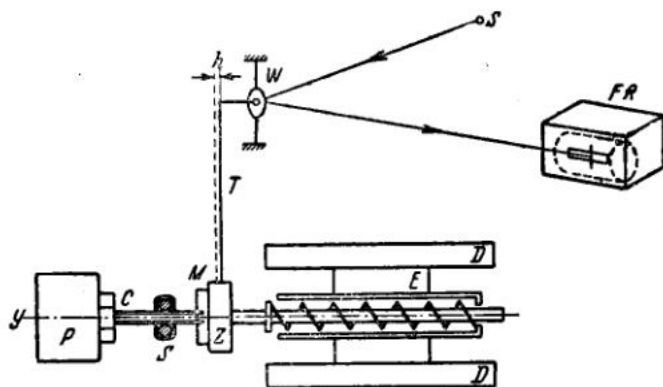


Рис. 3

где F — деформирующая сила в кг, x — сокращение длины пружины в мм. Если для момента времени t при износе имело место увеличение длины пружины h , то

$$fh = \Delta F \quad (2)$$

выражает уменьшение величины деформирующей силы, а величина

$$\frac{\Delta F}{\sigma} = \Delta p$$

уменьшение давления на поверхности трения.

Допустим, что постоянство давления на поверхности трения желательно сохранить с точностью до 1% заданной величины давления p .

Такое требование означает, что и величина F напряжения пружины в процессе износа поверхности должна изменяться не более 1%. Зная из опыта, каково может быть максимальное значение величины h (обычно $h_{\max} \gg 0.5$ мм), легко можно подобрать такое динамометрическое устройство, которое удовлетворит условиям постоянства величины F и p с точностью до 1%.

Для этого, очевидно, необходимо подобрать такую пружину, для которой

$$f \cdot h_{\max} \gg \frac{F}{100}$$

Поясним эти соображения на примере: допустим, что на поверхности трения желательнее иметь удельное давление порядка

$$p = 100 \text{ кг/см}^2,$$

а размеры цилиндра устанавливаются такими:

$$\begin{aligned} r_3 &= 10 \text{ мм}, \\ r_1 &= 9.5 \text{ мм}. \end{aligned}$$

Тогда σ окажется равной 30.6 мм².

Возьмем пружину, которая, например, под нагрузкой $F = 3$ кг сокращает длину на $x = 10$ см. При таком сжатии этой пружины

$$p = \frac{F}{\sigma} = \frac{3 \text{ кг}}{30.6 \text{ мм}^2} \approx 0.1 \text{ кг/мм}^2.$$

Посмотрим теперь, насколько изменится давление за время износа. Примем (с большим преувеличением), что

$$h_{\max} = 1 \text{ мм}.$$

Упругая характеристика пружины

$$f = \frac{F}{x} = \frac{3 \text{ кг}}{100 \text{ мм}} = 0.03 \text{ кг/мм}.$$

Следовательно,

$$f h_{\max} = 0.03 \text{ кг},$$

что составляет 1% F , а следовательно, и 1% величины давления.

Обращаемся теперь к вопросу о регистрации диаграмм износа. Объем изношенного материала

$$v = \pi(r_1^2 - r_2^2)h = ch. \quad (3)$$

Эта величина, следовательно, пропорциональна первой степени перемещения испытываемой поверхности при ее износе (h). Именно это обстоятельство и дает возможность легко записать диаграмму износа. На рис. 3 показана принципиальная схема такой записи при помощи светового луча, испускаемого источником S , отражаемого зеркалом W на щель регистрирующего аппарата FR , в котором медленно движется фоточувствительная пленка или бумага.

Полученная таким образом кривая представляет собой полную диаграмму износа и не требует какой-либо дополнительной обработки. Масштаб на осях этой диаграммы может быть найден из градуировки. Градуировка оси абсцисс по времени не требует пояснений; градуировка оси ординат производится при снятом цилиндре (рис. 8) при помощи микрометра, который устанавливается вместо цилиндра. Таким способом находим соотношение между абсолютными значениями h и соответствующими им значениями ординат экспериментальной кривой z . Так как

$$\Delta m = \rho v = \rho ch$$

(здесь ρ — плотность изнашиваемого материала), то масштаб ординат

$$b = \frac{\rho ch}{z_1}$$

Например, $\rho ch = 10^{-3}$; соответственное значение $z = 10$ мм; следовательно $b = 10^{-4}$ г/мм.

Заканчивая рассмотрение описанного выше метода исследования износа, который может быть назван „методом полого цилиндра“, мы приведем еще несколько замечаний.

1. Строго говоря, в этом методе линейные скорости на поверхности трения неодинаковы, а поэтому неравноценны на этой поверхности и условия износа. Однако висткуда не следует, что такие условия испытаний на износ являются порочными. Они правильно выражают отношения, которые встречаются на каждом шагу на практике. Если такое замечание имеет реальную почву, то это означает лишь, что существует некоторый „радиальный градиент износа“; регистрируется же средний эффект, который дает вполне правильное представление о процессе. Нет принципиальных препятствий, если бы это оказалось нужным, и к установлению величины „радиального градиента“.

Во-вторых, изнашивающий поверхность цилиндр предлагается таких размеров, для которых разность радиусов поперечных сечений мала. В этих условиях мала и разность скоростей на поверхности трения, так как

$$\frac{r_1}{r_2} = \frac{v_1}{v_2} = \alpha.$$

Для приведенного выше примера ($r_1 = 10$ мм, $r_2 = 9.5$ мм) $\alpha = 0.95$. В таких условиях можно считать, что на поверхности трения господствует единая линейная скорость, постоянство которой сохраняется с точностью до 5%.

2. Отметим еще следующую техническую деталь метода. Наружный диаметр цилиндра $2r_3$ взят лишь на торце его, истирающей испытываемую поверхность, а по всей длине (рис. 2) наружный диаметр цилиндра $2r_1$ меньше $2r_3$. Благодаря этому при углублении цилиндра в испытываемую поверхность между наружной поверхностью цилиндра и стенкой лунки образуется кольцевая щель, облегчающая отведение продуктов износа и не допускающая бокового трения.

3. Монтаж держателя зеркала регулируется вне станочка, на основании, свободном от вибраций, для понижения которых целесообразно применить тот или иной демпфер. Полной ликвидации вибраций не требуется.

4. Измерения можно вести и методом разовых отсчетов, например при помощи шкалы, установленной вместо фоторегистрирующего аппарата.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИЗМЕРЕНИЯ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ. ЭФФЕКТ ИНДУКЦИОННОГО УПРОЧНЕНИЯ СТАЛИ

Переходим к изложению результатов.

Как уже упоминалось, основной эксперимент заключался в сопоставлении кривых износа при закалке нагревом в печи с нагревом токами высокой частоты при прочих тождественных условиях.

На рис. 4. сопоставлены кривые износа стали, полученные в указанных выше условиях. Кривая 1 относится к закалке в печи, кривая 2—к закалке токами высокой частоты.¹

Из рассмотрения кривых можно сделать следующие заключения.

Износ для обычной термической обработки стали систематически выше износа стали, закаленной после нагрева током высокой частоты.

Это различие особенно велико в самом начале процесса ($\frac{v_1}{v_2} = 2.0-3.0$). Затем оно достигает некоторого минимума ($N \approx 300$), а далее вследствие различия угловых коэффициентов рабочей части

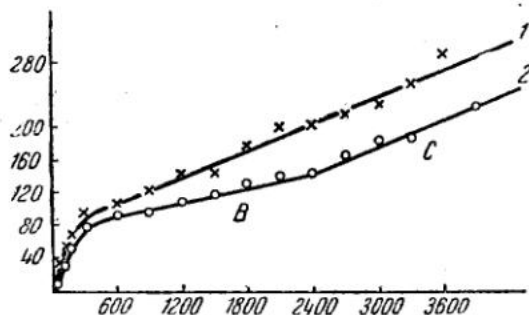


Рис. 4

обеих кривых (скоростей износа) вновь растет до некоторой точки ($N \approx 2400$), после которой кривые идут почти параллельно. В этой точке кривая 2 имеет ясную точку перегиба.

Таким образом, притирание (приработка) для стали, закаленной нагревом токами высокой частоты, идет при более низком износе, чем у стали, закаленной в печи; однако длительность этого периода в обоих случаях примерно одинакова.

Особый интерес имеет точка перегиба кривой износа, соответствующая числу оборотов $N=2400$. Эта точка наблюдается во всех наших экспериментах со сталью и, несомненно, представляет собой характерную черту исследуемого процесса.

Действительно, всякому значению объема сношенного материала соответствует определенное значение глубины проникновения изнашивающего тела h . Указанной точке соответствует $v_2 = 133 \cdot 10^{-3}$ мм и глубина $h_k \approx 0.04$ мм.

После истирания поверхностных слоев, лежащих на глубине

$$h < h_k,$$

кривая износа показывает увеличение скорости износа. Этому явлению может быть дано только одно объяснение: сталь, закаленная нагревом токами высокой частоты, несет на своей поверхности тонкий упрочненный слой, после пробивания (изнашивания) которого существенно возрастает износ. Толщина этого слоя, в условиях наших экспериментов и при сквозной закалке, составляет примерно 0.04 мм.

Диаграмма износа стали, прошедшей индукционный нагрев, очень существенно отличается от обычной формы этой кривой, которая описана в литературе и является общеизвестной. Различие состоит в том, что в интересующем нас случае диаграмма износа построена не из трех, а из четырех частей. Рабочая часть диаграммы разделена здесь на две области (B и C, рис. 4): пониженного износа поверх-

¹ Приведенные в настоящей работе кривые получены как средние из 3—6 отдельных экспериментов.

ностного слоя *B* и нормального износа материала. На рис. 5 приведены идеализированные кривые износа стали, закаленной нагревом в печи (кривая 1) и закаленной индукционным методом (кривая 2). Эти кривые иллюстрируют вышеизложенное.

Сделанное нами заключение о наличии у стали, прошедшей индукционную закалку поверхностного слоя, повышенной прочности может быть проверено при помощи вспомогательного, специально для этого поставленного контрольного эксперимента. Толщина упрочненного слоя, как это вытекает из вышеизложенного, не превышает 0.1 мм. Таким образом, если шлифовкой снять с поверхности стали, прошедшей индукционную закалку, слой указанной толщины, а затем на таком образце получить диаграмму износа, то последняя не должна, очевидно, показать явлений упрочнения поверхностных слоев.

Такие эксперименты были нами проделаны. Шлифовкой был удален слой толщиной 0.125 мм. Полученная как средняя из трех опытов кривая приведена на рис. 6. Крестиками нанесены точки, соответствующие стали, закаленной после нагрева в печи, кружками — точки для стали, закаленной индукционным методом.

Как не трудно видеть, кривая для стали, закаленной индукционным методом и затем шлифованной, совпадает с кривой нешлифованной стали, закаленной после нагрева в печи. Никакого эффекта поверхностного упрочнения стали нет.

Таким образом, возникновение под действием индукционного нагрева стали поверхностного упрочненного слоя можно считать доказанным.

Кроме вышеизложенных, нами была проделана еще одна серия экспериментов. На образцах армо-железа, тождественных по размерам, форме и обработке с образцами стали, были получены диаграммы износа как при нагреве их в печи, так и при нагреве токами высокой частоты.

Полученные нами результаты представлены на рис. 7. Кривая 1 соответствует нагреву в печи, кривая 2 — нагреву током высокой частоты.

Обращают на себя внимание очень высокие цифры: износ армо-железа в десятки раз выше износа стали. Из рассмотрения кривых можно с полной несомненностью сделать заключение, что износ при индукционном нагреве систематически ниже и что кривые в области значений *N* от 100 до 700 с хорошей точностью параллельны друг другу. В этом — главный результат этих опытов. В начальной области обеих кривых (*N* = 0 — 150), соответствующей области приработки, наблюдаемые точки перекрывают друг друга. Следует сказать, что точность измерений вообще для этой области кривых недостаточна для их дифференцирования ввиду близости величины износа друг к другу.

Для объяснения полученных результатов прежде всего следует принять во внимание, что магнитная проницаемость армо-железа почти в 4 раза выше, чем магнитная проницаемость стали

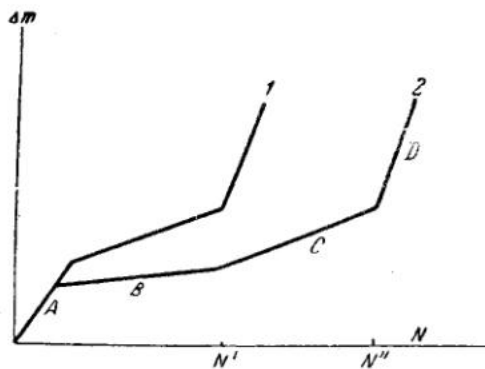


Рис. 5

$$\frac{\mu_{Fe}}{\mu_S} = \frac{15000}{4000}$$

Глубина проникновения индукционных токов в армо-железо, следовательно, должна быть примерно в два раза меньше, чем в стали. Если, таким образом, эффект индукционного поверхностного упрочнения в армо-железе имеет место, то толщина упрочненного слоя в этом случае не может быть больше толщины этого слоя для стали. Вероятнее, однако, что для армо-железа толщина упрочненного слоя уменьшается пропорционально глубине скин-эффекта и составляет, следовательно, в условиях наших наблюдений около 0,02 мм. Эта величина соответствует объему изношенного материала $v = 60 \cdot 10^{-3} \text{ мм}^3$ и числу оборотов $N = 15 - 20$. Отсюда ясно, что точка перегиба

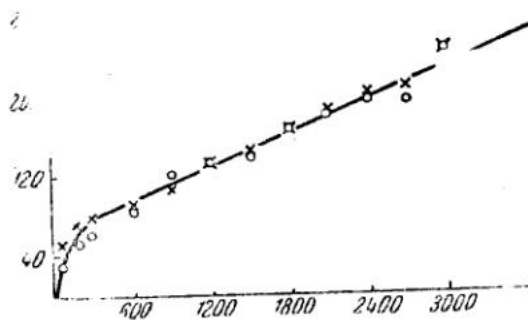


Рис. 6

кривой износа, выражающая окончание износа упрочненного слоя (она помечена на рисунке значком Δ), должна лежать у самого начала координат. Положение этой точки, между прочим, в соответствии с тем, что приведены расчетными данными (v ; N), довольно точно определяется также и ходом кривой 2 (рис. 7). Таким образом основные требования, которые предъявляет к диаграммам износа наличие упрочненного поверхностного слоя, на опыте удовлетворяются.

В заключение необходимо подчеркнуть наиболее важный результат настоящей работы. Как было указано выше, шлифовка ликвидирует явления поверхностного упрочнения стали при ее индукционном нагреве. Так как в этих опытах закалка была сплошной, то следует сделать заключение, что поверхностное упрочнение, обнаруженное нами, вызывается не закалкой, а процессами иной природы.

Как известно, индукционное упрочнение до сих пор всегда трактовалось с точки зрения только явлений закалки.

Главнейший результат настоящей работы, таким образом, заключается в том, что обнаружено новое явление — эффект непосредственно индукционного упрочнения поверхностных слоев металла, не зависящий от процесса закалки и наблюдаемый на материалах, мало способных к закалке.

Теория скин-эффекта в ее современном состоянии не может дать объяснения указанному выше явлению поверхностного упрочнения стали при ее индукционном нагреве.

Причина этого положения с точки зрения одного из нас (А. С. Ахматов) заключается в том, что современная теория скин-эффекта иг-

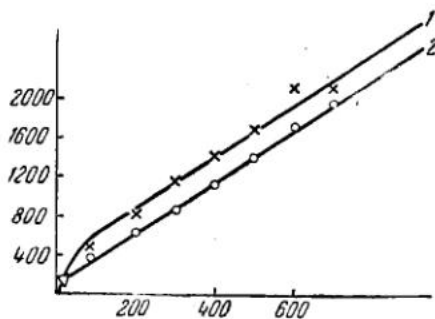


Рис. 7

норирует структурное строение металла, рассматривая его как изотропную среду. Между тем возможно обосновать теорию скин-эффекта с точки зрения реального металла как структурного тела. Развитие такой теории дает возможность найти объяснение и обнаруженным в настоящей работе явлениям поверхностного индукционного упрочнения стали.¹

Технический отдел Министерства станкостроения
Физическая лаборатория
Московского станкоинструментального
института им. И. В. Сталина

¹ См. доклад А. С. Ахматова в настоящем сборнике, стр. 202.

А. С. АХМАТОВ

**К ОБОСНОВАНИЮ ТЕОРИИ СКИН-ЭФФЕКТА РЕАЛЬНОГО
МЕТАЛЛА КАК СТРУКТУРНОГО ТЕЛА**

Теория скин-эффекта в ее современном состоянии рассматривает металл как идеализированную гомогенную среду, игнорируя, таким образом, его свойства как твердого тела со сложной и разнообразной структурой.

Между тем большая совокупность наблюдений (Герлах, Баркгаузен, Вейсс, Введенский, Аркадьев, Куссман и Шерман, Квитнер, Акулов, Кулебакин и Волков, Лифшиц и др.) позволяет утверждать, что структура металла в широком значении этого слова от грубой его „архитектуры“ до атомного строения зерен оказывает большое влияние на вторичные его магнитные свойства (кривые намагничивания, величины гистерезиса, коэрцитивная сила и т. д.).

В связи с этим не подлежит сомнению, что структура, особенно ферро-магнитных металлов и сплавов, имеет определенное влияние на механизм скин-эффекта как электромагнитного процесса, протекающего в них. Это влияние прежде всего должно выразиться в „структуризации“ металлом первичного, в частном случае однородного, магнитного поля.

ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ И МАГНИТНАЯ СТРУКТУРНЫЕ СЕТКИ

Электропроводность, а также магнитные свойства элементов структуры металлов и сплавов весьма различны и изучены еще далеко не достаточно.

Как известно, гетерогенность электропроводности металлической структуры позволяет рассматривать металл как бы построенным из двух или более пространственных сеток с различным удельным сопротивлением. При значительных различиях в электропроводности сеток электрический, например, постоянный ток будет нести, главным образом, одна из этих сетей, которая и будет играть роль практически единственной „электропроводящей структурной сетки“ металла.

При наличии в структуре двух главных архитектурных составляющих со значительными различиями магнитной проницаемости мы вправе усматривать в таком металле магнитную структурную цепь, через которую и будет протекать практически весь поток индукции. Такая „магнитная структурная сетка“ определяет „структуризацию“ магнитных полей в металле, о чем упоминалось выше.

ОБЪЕМНАЯ ФУНКЦИЯ СКИН-ЭФФЕКТА

Рассмотрим теперь вопрос о том, в какой мере поверхностный эффект в состоянии влиять на структуру как объемную фазу.

Как известно, „глубина скин-эффекта“, например, в цилиндрическом теле связана обратным отношением с так называемым „параметром Ценнека“

$$x = \frac{d}{2} \sqrt{\frac{\pi}{2} \mu \sigma \omega},$$

где d — диаметр цилиндра; ω — частота; σ — электропроводность; $\mu = \frac{\pi d^2 \sigma}{2} \mu_k^2$ — магнитная проницаемость; μ_k — измеряемая, или „кажущаяся“, ее величина.

Радиальный градиент плотности тока равен

$$\frac{dI_x}{dx} = -\alpha I_0 e^{-\alpha x},$$

где $\alpha = 2\pi \sqrt{\omega \mu \sigma}$;

I_0 — плотность тока на поверхности цилиндра;

x — расстояние от наружной поверхности.

Большое влияние, однако, на форму кривой $I = f(x)$ имеют температурные зависимости μ и σ . По достижении поверхностными слоями металла точки Кюри глубина проникновения растет, скин-эффект начинает перемещаться в глубь металла. В надлежащих условиях такой процесс может пройти при своем развитии всю толщину металла; „сквозная“ индукционная закалка стали хорошо известна специалистам по термической обработке металла.

ГРАНИЧНЫЙ МИКРОИНДУКЦИОННЫЙ ЭФФЕКТ

Обратимся теперь к характеристике физических явлений, составляющих основу „структурной теории“ скин-эффекта.

Это, во-первых, граничный микроиндукционный эффект, сущность которого заключается в изменении магнитной индукции при прохождении потока через фазовые границы элементов структуры, и, во-вторых, микроемкостный эффект, определяемый такого рода нарушениями непрерывности (трещины, микрополости), которые как диэлектрические включения выполняют роль „микроконденсаторов“ в элементарных цепях индукционных токов высокой частоты.

Обращаемся сперва к индукционному эффекту. Магнитная индукция в изотропной среде, например, парамагнитном монокристалле кубической симметрии внутри кристалла, всюду одинакова

$$B = H + 4\pi I, \quad (1)$$

где H — напряженность поля; I — намагниченность.

На границе однородных металлических сред с магнитными проницаемостями

$$\eta_1 = 1 + 4\pi k_1, \quad (2)$$

$$\mu_2 = 1 + 4\pi k_2 \quad (2a)$$

линии сил испытывают преломление (рис. 1) согласно закону

$$\frac{\operatorname{tg} \alpha_1}{\operatorname{tg} \alpha_2} = \frac{\mu_1}{\mu_2} \quad (3)$$

Поток индукции N_2 через некоторую площадку в среде с большой магнитной проницаемостью увеличивается. Если $\mu_2 > \mu_1$, то

$$\frac{N_2}{N_1} = \frac{\mu_2}{\mu_1} \cos(B; n), \quad (4)$$

где $\cos(B; n) = \cos(\alpha_2 - \alpha_1)$.

Основываясь на этих законах магнитостатики, можно показать, что и в структуре металлов, если магнитная проницаемость ее элементов различна, при прохождении магнитного потока будут иметь место характерные изменения величины магнитной индукции в элементах структуры.

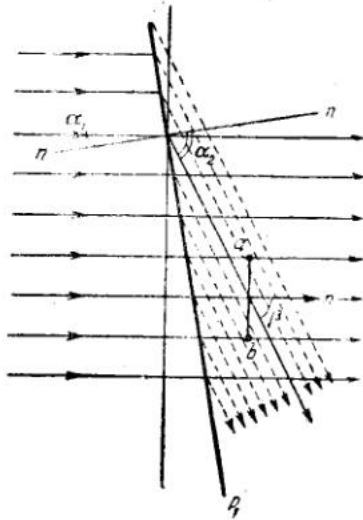


Рис. 1

При этом возможны два типичных случая. Первый, когда элемент структуры ферромагнитной природы может рассматриваться ограниченной средой с меньшей μ или даже диамагнитной, что повлечет за собой концентрацию потока в указанном элементе. Вторым, противоположным первому, случай соответствует парамагнитному элементу структуры ($\mu \approx 1$) или полости (трещине) в ферромагнитном окружении. Это, следовательно, случай „экранирующего действия“ ферромагнитной оболочки. Искажение потока индукции в таких условиях сведется к большему или меньшему вытеснению потока из полости *resp* элемента структуры и к увеличению

концентрации потока в ферромагнитной среде вблизи фазовой границы.

Если, например, полость сфероидальна, то к ней может быть применена формула Ганса для напряженности поля внутри полого шара.

$$H = H_0 \frac{1}{1 + \frac{2}{9} \frac{(\mu - 1)^2}{\mu} \left(1 - \frac{r_1^3}{r_2^3}\right)},$$

где r_1 и r_2 — внутренний и внешний радиусы оболочки шара; H_0 и H — внешнее поле и поле внутри шара. Для случая шарообразной микрополости в ферромагнитной среде при $r_2 = \infty$ получим

$$H = H_0 \frac{1}{\frac{2}{9} \mu - 1}.$$

В таких условиях поле внутри полости практически равно нулю, поток индукции почти полностью будет вытеснен.

В связи с вышеизложенным приобретает интерес величина уплотнения потока вблизи границ элементов структуры и включений.

Решение такого рода задач сводится к задачам сложения полей и ведется в магнитостатике на основе уравнения Лапласа-Пуассона.

Однако в общем виде для „добавочного тела“ произвольной формы это решение не известно и вряд ли возможно. Задачи сложения полей, как известно, нередко настолько сложны, что приходится прибегать к графическому методу, основы которого даны Максвеллом.

В нашем случае задача особенно сложна, т.к. как речь идет о точном описании микроскопической картины поля в зависимости от многочисленных элементов структуры и включений.

Все же ответ на вопрос об увеличении индукции вблизи границ элементов структуры можно получить с приближением, достаточным для выяснения принципиальных следствий такого явления. Такое решение потребует идеализации формы элемента структуры и его изолирования в однородном поле, что приблизит условия задачи к тем частным случаям, для которых решения в магнитостатике известны. Это случаи шар, эллипсоида вращения, цилиндра, пластины. Элементы сфероидальных, игольчатых, волокнистых, пластинчатых структур при их идеализации будут достаточно близки к перечисленным выше правильным геометрическим формам.

Добавочные поля таких поляризованных „включений“ в однородном поле являются довольно близкими между собой убывающими функциями расстояния, что объясняется возможностью трактовать указанные случаи с точки зрения диполя. Что касается поля последнего, то оно может быть представлено как ряд, содержащий нечетные степени расстояния r

$$H = ar^{-3} + br^{-5} + cr^{-7} + \dots$$

Ограничиваясь первым членом разложения, можно считать поле в направлении, перпендикулярном к оси поляризации элементов структуры, например сфероидальной или игольчатой формы, обратно пропорциональным третьей степени расстояния, т. е. весьма быстро убывающим.

Таким образом, можно считать, что искажение однородного поля структурными элементами металла будет характеризоваться в указанных условиях концентрацией потоков индукции у самых границ этих элементов в их поверхностных слоях и на их „стенках“.

Увеличение концентрации потока, как показывает приближенный расчет, аналогичный гидродинамическому,

$$\gamma = 1 + \frac{\sigma}{\sigma_1},$$

где σ_1 и σ — поперечные сечения области возмущения однородного потока и очага возмущения. Концентрация потока для данного сечения, таким образом, зависит как от размеров очага возмущения, так и от размеров области возмущения, за пределами которой можно полагать изменение индукции ΔB меньше некоторой заданной величины $|\Delta B_k|$ и, следовательно, $B = \text{const}$, а поток однородным.

Это заключение указывает на значительное увеличение концентрации потока ввиду того, что σ_1 , как указывалось выше, мало.

Влияние поляризуемости сред вытекает из приведенного выше соотношения (4).

Таким образом, значение граничного микроиндукционного эффекта для теории заключается в том, что им определяется микроскопическая картина распределения в структуре металла потока магнитной индукции, а следовательно, и микрогеография индукционных токов и теплопродук-

ции. В объеме и для заданного слоя эта картина очень сложна и прежде всего зависит от геометрических и магнитно-электрических характеристик структуры металла.

Отметим в заключение, что прямое экспериментальное подтверждение вышеизложенного можно усматривать в той части наблюдений, сделанных при помощи порошковых методов магнитной дефектоскопии, которая касается микроскопических экспериментов.

МИКРОЕМКОСТНЫЙ ЭФФЕКТ ПОЛОСТЕЙ И ТРЕЩИН

Индукционные токи высокой частоты имеют, как известно, вихревой характер. Если в металле имеются микроскопические полости, трещины или диэлектрические включения, то всегда возможно представить себе элементарную петлю тока, для которой такой дефект строения, выполняя роль электрической емкости, будет определять значение ведущего параметра цепи.

Таким образом, выдвигается представление о микротрещинах как „микроконденсаторах“ в элементарных вихревых цепях индукционных токов высокой частоты.

Трудно, конечно, точно указать величину емкости такого микроконденсатора. Наиболее простой путь заключается в том, чтобы рассчитать ее как емкость плоского конденсатора, задавшись вероятными значениями „эффективных“ величин расстояния между стенками d и их поверхности S .

В табл. 1 приведены емкости плоского конденсатора в абсолютных единицах для значений d в области $10^{-2} - 10^{-7}$ см и S в пределах $10^{-5} - 1.0$ см².

Таблица 1

$C=0.8 \text{ CGSE}$ $\epsilon=1$

| S (см ²) | d (см) | | | | | |
|------------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| | 10^{-2} | 10^{-3} | 10^{-4} | 10^{-5} | 10^{-6} | 10^{-7} |
| 10^{-5} | 10^{-4} | 10^{-3} | 10^{-2} | 10^{-1} | 1 | 10 |
| 10^{-4} | 10^{-3} | 10^{-2} | 10^{-1} | 1 | 10 | 10^2 |
| 10^{-3} | 10^{-2} | 10^{-1} | 1 | 10 | 10^2 | 10^4 |
| 10^{-2} | 10^{-1} | 1 | 10 | 10^2 | 10^4 | 10^6 |
| 10^{-1} | 1 | 10 | 10^2 | 10^3 | 10^4 | 10^5 |
| 1 | 10 | 10^2 | 10^3 | 10^4 | 10^5 | 10^6 |

Из таблицы видно, что относительно широкие трещины малых размеров имеют малую емкость, измеряемую долями сантиметра. Электрическая емкость таких трещин растет пропорционально величине поверхности их стенок и может достигать сотен сантиметров. Электрическая емкость микротрещин уже весьма значительна и для разветвленных микротрещин с большой поверхностью шероховатых стенок приближается к $1 \mu F$.

Обратимся теперь к роли микротрещин как „микроконденсаторов“.

Из теории токов высокой частоты известно, что даже малая емкость при высокой частоте тока способна играть крупную роль при расчете цепи. Рассмотрим две параллельные ветви тока, одна из которых содержит самоиндукции, а другая емкость.

Сила тока в этих ветвях соответственно выразится

$$I_1 = \frac{E}{\omega L},$$

$$I_2 = \omega CE.$$

Величину отношения $\frac{L}{C}$ легко получить для условия

$$LC = \frac{1}{\omega^2}.$$

Рассмотрим в качестве примера условия, в которых микротрещины с большой емкостью ($C = 10^5$ см) примут на себя относительно большую плотность тока.

Обычные установки высокой частоты, применяемые в технике, имеют $\omega = 10^6$. Следовательно,

$$LC = 10^{-12}.$$

Зададим условие:

$$\frac{I_2}{I_1} = 10.$$

Тогда

$$L = \frac{10^{-11}}{C}.$$

При $C = 10^5$ см, $L = 10^{-16}$ CGSE = $9 \cdot 10^5$ генри.

Таким образом, при высокой частоте тока даже малая самоиндукция в одной из параллельных его ветвей будет достаточна для того, чтобы 90% тока было направлено через „микроконденсатор“.

Вышеизложенные соображения могут быть применены для разъяснения распределения токов высокой частоты в поверхностных слоях металла, имеющих микротрещины или диэлектрические включения.

Основным при этом является представление о двух параллельных системах элементарных петель индукционного тока, из которых в одной ведущая роль принадлежит самоиндукции, а в другой — емкости „микроконденсатора“. Вихревой характер токов Фуко, пронизывающих структуру металла, непосредственно связан с представлением о целой системе замкнутых внутри металла макро- и микропетель тока, избирающего себе траектории в соответствии с общими законами течения переменного тока, а в данном случае тока высокой частоты.

Что касается величины самоиндукции параллельных „микроконденсатору“ петель тока, то точный расчет ее встречает затруднения ввиду произвольности размерной модели индукционных токов. „Микросамоиндукция“ элементарных петель тока, повидимому, все же достаточно велика, чтобы удовлетворить упомянутым выше условиям. Элементарный „вихревой соленоид“ можно представлять в виде ряда петель тока, охватывающих в проводящей сетке структурное зерно металла. Так, например, для стали 50Г, которую мы исследовали¹, порядок величины самоиндукции такого элементарного соленоида равен 10^{-5} — 10^{-6} генри.

¹ См. доклад А. С. Ахматова и Н. Ф. Фокина в настоящем сборнике, стр. 193.

МИКРО-СКИН-ЭФФЕКТ

Подведем краткий итог вышеизложенному. Пусть однородный магнитный поток, изменяющийся с большой частотой, пронизывает стальной цилиндр параллельно его оси.

Из теории электромагнитной индукции и теории скин-эффекта следует, что в любом нормальном сечении цилиндра изотропной среды возникает вихревая система круговых индукционных токов. Переменное магнитное поле каждой линии тока, согласно закону Фарадея, вызывает в соседней линии появление э. д. с. индукции и изменение плотности тока. В результате этих взаимодействий ток будет вытеснен из осевых частей цилиндра.

С точки зрения соображений, приведенных выше, эта схема может быть дополнена в следующих отношениях.

Структура металла вследствие граничного микроиндукционного эффекта нарушает однородность потока, вызывая образование микрообластей его концентрации и рассеяния соответственно различиям в магнитной проницаемости элементов структуры. Именно этот процесс определяет микромеханизм скин-эффекта, не изменяя конечного макроскопического результата как эффекта вытеснения тока.

Представим себе участок структуры у поверхности цилиндра, для которого интеркристаллическая сетка и зерна имеют большие различия в величине μ . Пусть магнитное поле будет концентрировано, например, в веществе прослойки. Представим себе, далее, сечение интеркристаллической прослойки в большом увеличении. К магнитному потоку, заключенному между границами зерен и проходящему через заданную площадку, могут быть применены законы индукции и скин-эффекта, из которых следует, что в интеркристаллическом веществе должно иметь место вытеснение микроиндукционных токов к границам зерен, что равносильно наличию „внутреннего“ или „интеркристаллического скин-эффекта“.

Представим себе замкнутую петлю в системе прослоек; легко понять, что индукционные токи вследствие „микро-скин-эффекта“ протекают в поверхностных слоях интеркристаллического вещества у самых границ зерен. При этом распределение индукционных токов не ограничивается, конечно, обтеканием одиночных зерен металла, а может распространяться в системе прослоек на значительную область, заключающую большие участки структуры.

В рассмотренном выше случае ферромагнитных прослоек и парамагнитных зерен магнитный поток, хотя и очень ослабленный, пронизывает и вещество зерен; можно поэтому считать, что и здесь имеет место микро-скин-эффект, выражающийся в оттеснении слабых интракристаллических индукционных токов к фазовым границам. С этой точки зрения следует иметь в виду две составляющие микро-скин-эффекта: интеркристаллический и интракристаллический скин-эффект.

Следует подчеркнуть, что в результате граничного микроиндукционного эффекта имеет место многократное локальное увеличение плотности индукционных токов по сравнению с условиями отсутствия упомянутого эффекта. Описанный выше механизм скин-эффекта представляет собой схему, в которой на первое место выдвинуты основные черты процесса и которая нуждается в развитии и дополнениях.

О МЕХАНИЗМЕ ТЕПЛОПРОДУКЦИИ ПРИ СКИН-ЭФФЕКТЕ

С точки зрения развитых выше представлений вопрос о теплопродукции при скин-эффекте и о его принципиальной стороне решается без особых затруднений.

Как известно, теория скин-эффекта любому металлическому слою, параллельному поверхности, например, стального цилиндрического образца, приписывает в стационарных условиях постоянство плотности индукционного тока, а следовательно, и постоянство теплопродукции.

Из результатов настоящей работы следует, что эта картина является лишь приближенной схемой, не соответствующей действительному микроскопическому механизму процесса.

Теплопродукция при скин-эффекте не представляет собой сплошного объемного или поверхностного процесса, а имеет прерывный и структурный характер в соответствии с „структурным“ распределением индукционных токов. Активная в отношении теплопродукции система в металле определяется структурой металла и отвечает структурному скелету фазовых границ элементов структуры.

Вопрос о теплопродукции с точки зрения теории скин-эффекта реального металла как структурного тела довольно обширен и требует отдельного рассмотрения.

Отметим кратко лишь одно интересное заключение, вытекающее из рассмотрения микромеханизма теплопродукции при скин-эффекте. Совместный результат граничного микроиндукционного и микроемкостного эффектов для микротрещин заключается в значительном увеличении выделения тепла на их стенках по сравнению с окружающей средой. Это явление должно приводить в такого рода условиях одностороннего теплового расширения к закрытию микротрещин, которое, как можно показать, для узких трещин течет в виде термомеханического необратимого процесса. Ясно, что закрытие микротрещин не может не сказаться на прочности металла.

В связи с этим заключением отметим, что автором совместно с Н. Ф. Фокиным экспериментально было обнаружено явление повышения износостойкости стали и армо-железа под действием индукционного высокочастотного нагрева, не зависящее от процессов закалки.

ВЫВОДЫ

1. Современная теория скин-эффекта развита в применении к металлу как изотропной и бесструктурной среде.

Между тем, известен обширный ряд магнитоструктурных процессов, которые позволяют ожидать решающего влияния структуры металла как на механизм формирования и распределения индукционных токов, так и на процессы их вытеснения.

2. Процессы, текущие при скин-эффекте, имеют не только поверхностную, но и объемную функцию, что определяет взаимное влияние скин-эффекта и структуры металла как объемной фазы.

3. Различие в магнитных и электрических свойствах элементов структуры металла и характер ее геометрического строения позволяют сделать заключение о наличии в металле структурных сеток с различными магнитными проницаемостями („магнитная структурная цепь“) и различной электропроводностью („электропроводящая структурная сетка“). Эти сетки представляют собой главные системы, в которых возникают и распространяются вихревые индукционные токи.

4. Вследствие преломления линий магнитного потока на фазовых границах элементов структуры *геср* взаимодействия полей имеет место искажение первичного поля структурой металла. Это явление, которое можно характеризовать как „граничный микроиндукционный эффект“, выражается в образовании микрообластей кон-

центрации (ферромагнитные элементы) и рассеяния (полости, пара и диамагнитные элементы) потока индукции.

5. Концентрация магнитных потоков происходит в непосредственной близости фазовых границ элементов структуры, что имеет следствием относительное увеличение плотности индукционных токов в этой области.

6. Микрополя элементов структуры характеризуются явлениями „внутреннего микро-скин-эффекта“. „Интеркристаллический“ или „интракристаллический скин-эффект“ приводит к оттеснению первичных вихревых петель индукционных токов к самым границам элементов структуры.

7. Индукционные токи, плотность которых существенно увеличена вследствие микроиндукционного эффекта, таким образом протекают по фазовым границам элементов структуры. Формирование их в микро- и макропетли определяется магнитно-электрическими и геометрическими свойствами магнитной и электропроводящей сетки металла.

8. Микротрещины и диэлектрические включения могут выполнять роль „микроконденсаторов“ в цепях индукционных токов высокой частоты. „Микроемкостный эффект“ полостей и трещин заключается в особом распределении индукционных токов, характеризующем увеличением плотности тока в цепи „микроконденсатора“.

9. Распределение индукционных токов (§ 4—8) определяет механизм и микротопографию теплопродукции при скин-эффекте. Выделение тепла при скин-эффекте имеет, следовательно, не сплошной, а „структурный“ характер. Активными в отношении теплопродукции являются слои, непосредственно лежащие у фазовых границ элементов структуры, трещин и включений.

10. Структурность теплопродукции делает весьма вероятным в некоторых случаях селективный характер ее влияния на определенные элементы структуры.

11. Следует считать, что при скин-эффекте поверхностные микротрещины вследствие локального выделения тепла на их стенках закрываются. Это явление, протекающее как необратимый термомеханический процесс, надо иметь в виду при изучении причин упрочнения металла (стали) при индукционном нагреве.

12. Описанные выше явления соответственно природе скин-эффекта следует относить к поверхностным слоям металла. При этом, однако, не следует упускать из вида „объемной функции“ скин-эффекта.

13. Экспериментальные подтверждения выдвинутых в настоящем докладе положений заключаются в явлениях повышения прочности металлов (на износ) при индукционном нагреве,¹ наблюдениях магнитных полей на поверхности металла при помощи метода порошков и ряде косвенных указаний, вытекающих из работ по исследованию магнитоструктурных эффектов.

14. Настоящая работа представляет собой первый шаг к обоснованию теории скин-эффекта реального металла как структурного тела. Эта теория нуждается в дальнейшем теоретическом и экспериментальном развитии.

Физическая лаборатория Московского
станкоинструментального института
им. И. В. Сталина

¹ См. доклад А. С. Ахматова и Н. Ф. Фокина в настоящем сборнике стр. 193.

РАЗДЕЛ II

БОРЬБА С ИЗНОСОМ В МАШИНАХ

Редактор
профессор М. М. ХРУЩОВ



В. А. КИСЛИК

ИЗНОС ДЕТАЛЕЙ ПАРОВОЗОВ

§ 1. Трущиеся узлы паровозов работают в тяжелых условиях. Детали этих узлов изнашиваются интенсивно, что приводит к частой их смене даже при сравнительно больших допускаемых нормах износа.

Для получения систематизированных данных по износу паровозных деталей были организованы наблюдения в депо Лиски и Россошь Юго-Вост. ж. д. за паровозами серии ФД (1939—1941 гг.), в депо Ховрино Окт. ж. д. за паровозами серии Ш^А (1941—1946 гг.), в депо Москва-Сорг. М.-Ряз. ж. д. за паровозами серии СО (1945—1946 гг.), а также в некоторых других пунктах сети. Обработка полученных материалов позволяет сделать ряд констатаций и обобщений, характеризующих износ деталей при различных конструкциях трущихся узлов.

1. Цилиндры паровозов. Значения измерителя износа (в мм на 10^4 км пробега паровоза), приведенные на рис. 1, показывают, что давления на стенки цилиндра

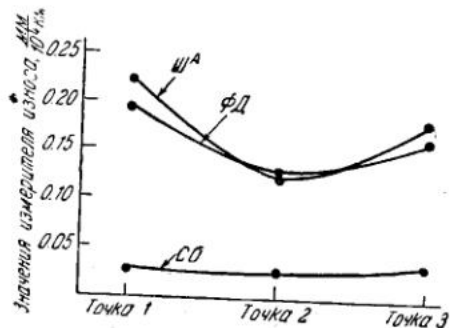


Рис. 1. Износ паровозных цилиндров.

Точка 1—крайнее переднее положение поршня; точка 2—середина хода поршня; точка 3—крайнее заднее положение поршня

от распора поршневых колец паром и давления их от упругих свойств, обычно являющиеся расчетными характеристиками колец и практически одинаковые у паровозов всех трех серий, не оказывают существенного влияния на изнашивание цилиндров. Износ цилиндров определяется главным образом характером движения поршня и связанными с этим движением давлениями на стенки цилиндра; у паровозов без контрштоков (ФД, Ш^А) поршень свободно перемещается в направлении, перпендикулярном к оси штока, и это дает значительный износ в точках 1 и 3 при перемене направления движения поршня, тогда как у паровозов с контрштоками (СО) износ во много раз меньше и достигает максимума в задней точке цилиндра при наибольшем провисании поршня.

Сальник поршневого штока систем Кинга и Пакстон-Митчелл препятствует свободному перемещению штока в направлении, перпендикулярном к его оси, за счет чего износ цилиндров у паровозов серий ФД и Ш^А в точке 3 меньше, чем в точке 1.

2. Поршневые кольца. Секционные поршневые кольца у паровозов серии ФД изнашиваются равномерно как по их окружности, так и в каждом из трех ручьев поршня. Среднее значение измерителя

износа равно $0.80 \text{ мм}/10^4 \text{ км}$ (измерение по радиальной толщине колец). Целые кольца у паровозов серии Ш^А, фиксированные в их расположении на поршне, имеют наибольшую выработку в точке, противоположной замку, а наименьшую — в точках, прилегающих к разрезу в замке. Значение измерителя по месту наибольшей выработки равно $2.6 \text{ мм}/10^4 \text{ км}$, а по месту наименьшей выработки $1.3 \text{ мм}/10^4 \text{ км}$. Пробег паровозов между сменами секционных поршневых колец в 2—3 раза больше, чем целых колец. Можно предполагать, что равномерный износ секционных поршневых колец определяется их свободным перемещением в ручьях.

3. Золотниковые втулки. При нераздвижных золотниках у паровозов серии ФД и Ш^А износ золотниковых втулок нарастает значительно быстрее, чем при раздвижных золотниках у паровозов

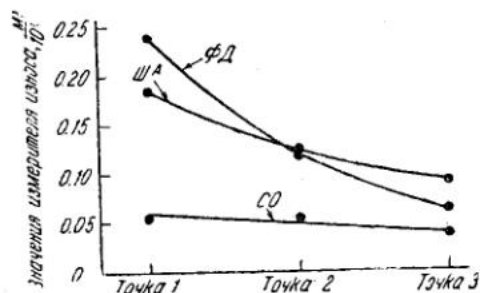


Рис. 2. Износ поршневых штоков.

Точка 1 — крайнее положение уплотняющих колец у диска поршня; точка 2 — среднее положение уплотняющих колец; точка 3 — крайнее положение уплотняющих колец у крейцкопфа

толщине на $1.00 \text{ мм}/10^4 \text{ км}$, паровыпускные — на $0.71 \text{ мм}/10^4 \text{ км}$ в среднем. Износ колец у паровозов серии Ш^А несколько больше вследствие их местной выработки по прямым перемычкам окон в золотниковой втулке. Срок службы колец у паровозов с раздвижными золотниками (серии СО) в 2.5—3 раза больше, чем у паровозов с нераздвижными золотниками (серий ФД и Ш^А).

5. Поршневые штоки. Диаграмма рис. 2 показывает характер износа поршневых штоков у паровозов серии ФД (сальники системы Кинга), паровозов серии Ш^А (сальники системы Пакстон-Митчелл) и паровозов серии СО (сальники системы Кинга). Расположение точек на линиях, относящихся к паровозам ФД и СО, показывает, что давление уплотняющих колец сальников на шток, вызванное давлением пара, даже при нагруженных сальниках не является решающим фактором, определяющим износ штоков. Наличие контрштоков устраняет перемещение поршня в направлениях, перпендикулярных к оси штока, и обеспечивает длительную работу узла как при сальниках Кинга, так и при разгруженных сальниках конструкции ЦНИИ МПС с чугунными уплотняющими кольцами. Полунагруженный сальник Пакстон-Митчелл дает несколько более равномерный износ штоков, чем нагруженный сальник Кинга.

6. Уплотняющие кольца сальников. Кольца сальников Пакстон-Митчелл на паровозах серии Ш^А в 70% случаев были сменены вследствие пропуска пара. Неудовлетворительный порядок обмера штоков не дает возможности определять наибольший износ их, наблюдающийся в трудно доступных точках (у диска поршня); выработка штоков является причиной смены колец из-за пропуска пара. Кольца

При нераздвижных золотниках у паровозов серии СО. Величины измерителя износа по диаметру равны в среднем $0.34 \text{ мм}/10^4 \text{ км}$ у паровозов серии ФД при косых перемычках окон, $0.5 \text{ мм}/10^4 \text{ км}$ у паровозов серии Ш^А при прямых перемычках и $0.06 \text{ мм}/10^4 \text{ км}$ у паровозов серии СО. Раздвижные золотники меньше изнашивают золотниковые втулки как вследствие наличия раздвижных дисков, так и вследствие наличия контрштока.

4. Золотниковые кольца. Паровпускные золотниковые кольца паровозов серии ФД изнашиваются по радиальной

сальников Кинга на паровозах серии ФД работают примерно в два раза более длительный срок, чем кольца сальников Пакстон-Митчелл на паровозах серии Ш^А. Чугунные кольца разгруженных сальников, по наблюдениям за единичными экземплярами, работали значительно более длительный срок, чем кольца сальников Кинга и Пакстон-Митчелл.

7. Подшипники. Бронзовые подшипники в дышлах (включая крейцкопфный подшипник) значительно деформируются в службе. Плавающие втулки на паровозах серии ФД раскатываются, причем износ их за счет деформации составляет около 30% общего износа. Втулочные подшипники на паровозах серии Ш^А сменяются вследствие деформации и ослабления в запрессовке в количестве 85—88% по подшипникам пальца кривошипа ведущей оси и 30% по подшипникам пальцев сцепных осей. Крейцкопфные подшипники изнашиваются главным образом за счет деформации.

Втулочные крейцкопфные подшипники на паровозах серии Ш^А изнашиваются на 0.46 мм/10⁴ км в среднем, тогда как разрезные крейцкопфные подшипники паровозов серии ФД имеют средний износ 0.6 мм/10⁴ км (по обеим половинам). Плавающие втулки, работающие по ведущему пальцу, имеют измеритель износа 0.94 мм/10⁴ км и работающие по сцепным пальцам 0.53—0.65 мм/10⁴ км в среднем.

Пробег паровозов серии Ш^А до смены втулочных подшипников вследствие износа приблизительно в 2 раза больше, чем паровозов серии ФД до смены плавающих втулок.

Стальные детали, сопряженные с бронзовыми, изнашиваются незначительно.

8. Втулки и валики сочленений дышел. Втулки сочленений дышел паровозов серии ФД, изготовленные из бронзы, изнашиваются на величину 0.7—0.9 мм/10⁴ км, тогда как стальные втулки имеют измеритель износа 0.5—0.6 мм/10⁴ км. Сопряженные с ними валики имеют измеритель износа 0.03—0.06 мм/10⁴ км по бронзовым втулкам и 0.15—0.19 мм/10⁴ км по стальным втулкам. Износ бронзовых втулок нарастает в основном за счет их деформации.

9. Бандажи. Бандажи паровозов изнашиваются неравномерно. Наибольший износ имеет место на бандажах ведущей оси (рис. 3), причем, как правило, в одной точке поверхности нарастает. Связь между равномерностью износа ведущих бандажей по их окружности (разность наибольшего и наименьшего проката) и измерителем работы (пробег на 1 мм проката) характеризуется для паровозов серии ФД коэффициентами корреляции от —0.252 до —0.374. Пробег также тем больше, чем меньше разница в износе бандажей всех сцепных осей.

Местный прокат, определяющий постановку паровозов в подъемочный ремонт, располагается на поверхностях ведущих бандажей, чаще всего в двух диаметрально противоположных точках (рис. 4) вследствие периодических, повторяющихся при каждом обороте колес силовых воздействий. Эти воздействия связаны с дополнительным проскальзыванием и в меньшей мере — с увеличенным давлением колес на рельсы. Испытания на износ в условиях, аналогичных условиям

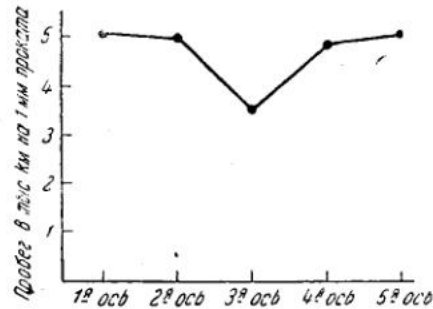


Рис. 3. Износ бандажей паровозов серии ФД

износа бандажей в службе, показали сравнительно небольшое повышение испытания при трении качения вследствие увеличения давления и крайне резкое увеличение истирания при введении даже небольшого (до 5%) проскальзывания. Можно полагать, что местное проскальзывание, являющееся причиной местного проката, возникает при каждом обороте паровозных колес при благоприятном для него сочетании зазоров в движущем механизме и буксах паровоза.

Перечисленные характеристики износа паровозных деталей дают основание для оценки конструкций с точки зрения износа деталей трущихся узлов и для выбора материалов и деталей, подлежащих упрочнению против износа. На основе изучения диаграмм изнашива-

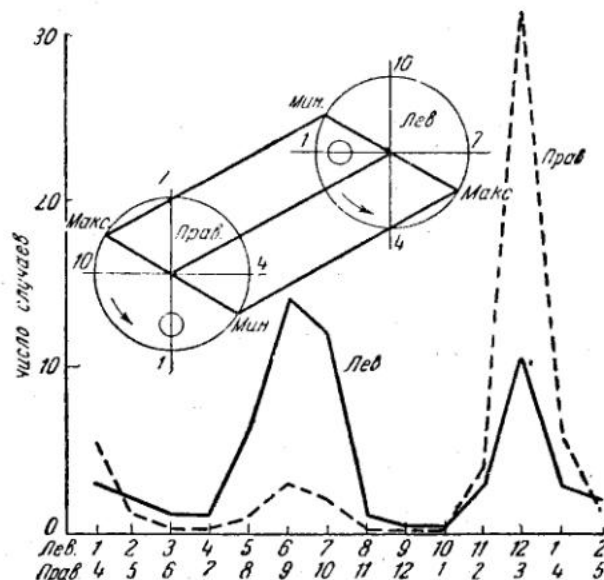


Рис. 4. Зоны наиболее часто встречающегося места расположения максимального проката на бандажах паровозов серии ФД

ния деталей могут быть оценены также установленные нормы износа с точки зрения влияния износа деталей узла на интенсивность изнашивания.

§ 2. Износ паровозных деталей является результатом их истирания и деформации. Объемная деформация наблюдается у деталей, изготовленных из цветных сплавов, и свидетельствуют о том, что напряжения, возникающие в деталях, выше предела текучести сплавов. Истирание поверхностей протекает наиболее активно при сочетании в трущихся парах черных металлов (стали, чугуна), причем разрушаются в этих случаях обе поверхности; истирание стальных поверхностей, спаренных с поверхностями из цветных сплавов, незначительное, тогда как истирание цветных сплавов в некоторых случаях интенсивное и сопровождается намазыванием их на сталь.

Изучение поверхностей трения паровозных деталей, подвергающихся интенсивному изнашиванию по всей поверхности или в отдельных зонах, показало наличие несовершенной их смазки. Приработанные поверхности содержат значительные риски, развитые в тем большей степени, чем более интенсивно изнашивается деталь или зона на поверхности трения детали (рис. 5 и 6). Риски на поверхностях трения возникают в результате взаимодействия трущихся поверхностей, всту-

пающих во взаимный контакт и не разделенных слоем смазки. Истирание поверхностей при этом происходит за счет взаимного зацепления поверхностей и их откалывания и за счет схватывания поверхностей в отдельных точках, в которых возникает молекулярный контакт, с последующим разрушением образующихся связей при перемещении поверхностей.

Истирание за счет механического зацепления неровностей является преобладающим процессом разрушения только в начальный период приработки. Грубая обработка паровозных деталей при ремонте паровозов (модальное значение наибольшей высоты неровностей 15—25 микрон, максимальное 120 микрон) обуславливает зацепление неровностей, их откалывание и сглаживание поверхностей трения. Приработанные поверхности имеют наиболее часто встречающуюся высоту шероховатости до 5 микрон. По мере срабатывания исходных неровностей на поверхностях трения начинают возникать узлы схватывания и риски в направлении относительного перемещения поверхностей при разрушении этих узлов. Число рисков и отчасти размеры их в поперечном сечении тем больше, чем больше интенсивность истирания. Возникновение неровностей при образовании рисков обуславливает непрерывность процесса истирания за счет механического зацепления.

Для повышения износостойкости паровозных деталей необходимо оценить и выбрать материалы, устойчивые против истирания в условиях разрушения за счет схватывания и механического зацепления неровностей при непосредственном (без слоя смазки) контакте. Лабораторные испытания на износ при трении скольжения практически сухих поверхностей на машине типа Амслера воспроизводят разрушение при трении за счет схватывания и механического зацепления. Экспериментально установлено, что в этих условиях истирания износостойкость углеродистых сталей и нелегированных серых чугунов связана с другими качественными характеристиками в следующем порядке: а) износ тем меньше, чем выше содержание углерода в стали или связанного углерода в сером чугуне; б) при равном содержании углерода износ тем меньше, чем выше твердость; в) при равной твердости и одинаковом содержании углерода износ меньше при такой структуре, которая соответствует меньшей скорости охлаждения в интервале критических температур.

Износ пары сопряженных поверхностей зависит от их взаимодействия друг с другом (схватывания, механического зацепления), и поэтому повышение устойчивости против этого типа разрушения одного из компонентов пары трения приводит к снижению износа одновременно и другого компонента. Это положение находит экспериментальное подтверждение в результатах лабораторных испытаний и в результатах наблюдений за износом в службе деталей подвижного состава. С этой точки зрения применение покрытий деталей стойкими против схватывания металлами (например, покрытие хромом пальцев кривошипа) является мероприятием, активно снижающим износ сопряженных частей (например подшипников в дышлах).

Упрочнение деталей, изготавливаемых из цветных сплавов, против износа за счет деформации целесообразно осуществлять путем использования сплавов в виде тонких покрытий на поверхностях трения, а корпусы деталей изготавливать при этом из более стойких против деформации материалов (стали, чугуна). Устойчивость против деформации тонкого слоя сплава зависит не только от свойств самого сплава, но также от его соединения с другим материалом и от свойств этого материала. Поэтому тонкий слой пластичного сплава, соединен-

ный с более прочным металлом, обладает большей стойкостью против деформации. На рис. 7 представлена зависимость напряжения, соответствующего началу текучести бронзы в тонком слое, от величины отношения толщины слоя к размеру поперечного сечения; абсолютные размеры изменялись в пределах от 1 до 10 мм по толщине и от 5 до 20 мм по радиусу крешера. Напряжение, соответствующее началу текучести бронзы марки ОЦС 5-5-5 в тонком слое, может быть доведено до значения, равного пределу текучести стали марки Ст. 5, если толщина слоя бронзы не превышает 0.1 размера поперечного сечения. Используя эффект малой толщины, можно повысить сопротивление деформации бронзы до такой степени, что пластиче-

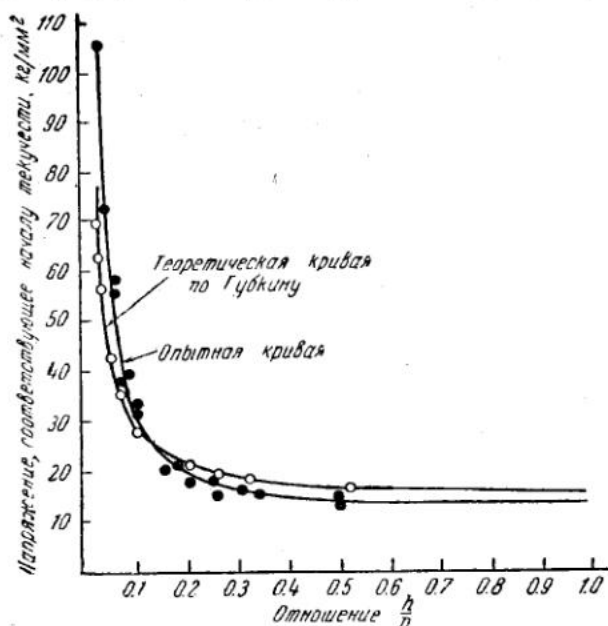


Рис. 7. Зависимость напряжения, соответствующего началу текучести бронзы марки ОЦС 5-5-5 в тонком слое в зависимости от величины отношения толщины слоя h к диаметру крешера D

ская деформация ее начнется при напряжениях, не меньших, чем предел текучести стали, т. е. эта деформация будет практически исключена в деталях работающих механизмов.

§ 3. На основе установленных закономерностей, определяющих зависимость износостойкости материалов в условиях работы деталей подвижного состава, разработаны способы упрочнения против износа деталей различных узлов.

Интенсивно изнашивающиеся чугунные детали цилиндровой группы должны подвергаться термической обработке. Проверка эффекта от термообработки произведена в применении к золотниковым втулкам и кольцам паровозов серии ФД, Ш^А, СО и С^У. Детали изготовлялись из чугуна марки Сч-40, перлитного класса, имеющего твердость от 179 до 229 единиц по Бринелю. Заготовки золотниковых колец подвергались воздушной закалке или нормализации с температуры 825—850°.

Эксплуатационные испытания деталей показали увеличение срока службы втулок в 1.5—2 раза при нераздвижных золотниках и в 3.5—4 раза при раздвижных золотниках; срок службы золотниковых колец

увеличивался в 1.5—2 раза. Термообработка введена как обязательная операция для всей сети дорог СССР.

Термическая обработка чугунных клиньев и накладок паровозных букс дает увеличение срока их службы в 1.5 раза и значительно сокращает поверхностные разрушения усталостного типа.

На основе полученных данных следует рекомендовать термическую обработку чугунных направляющих в вагонных буксах, а также использовать термически обработанный чугун для изготовления втулок парораспределительного механизма, клиньев фрикционных аппаратов автосцепки и других деталей, работающих в аналогичных условиях.

Сталь для трущихся частей должна использоваться возможно более высокоуглеродистая в термически обработанном состоянии. Предпочтительная схема термообработки должна включать охлаждение с минимальной скоростью, обеспечивающей, однако, заданное значение твердости. Желательно не подвергать детали отпуску, а использовать одиарную термообработку. Нагревы до температур ниже нижней критической точки следует применять для снятия внутренних напряжений, если это необходимо по соображениям прочности или если эти напряжения имеют положительный знак на трущихся поверхностях.

Интенсивно изнашивающиеся бронзовые детали необходимо заменять биметаллическими, у которых бронза нанесена в виде тонкого слоя на поверхность, а корпуса изготовлены из стали или чугуна. Толщина слоя должна быть тем меньше, чем меньше размеры поверхности трения и ниже предел текучести сплава. Для деталей паровозов (втулок и подшипников) с обычным соотношением длины и диаметра размер толщины слоя бронзы выбирался в зависимости от длины в следующем порядке:

$$t = \text{от } 0.015 \text{ до } 0.045 L,$$

где t — толщина слоя бронзы в мм;

L — длина вкладыша в мм.

Были изготовлены из биметалла (бронза, сталь) втулки сочленений дышел, втулки эксцентриковой тяги, крейцкопфные подшипники и дышловые подшипники пальцев сцепных осей. Эффект в службе от использования биметалла взамен бронзы был различным в зависимости от условий работы деталей и толщины слоя бронзы. Детали, имеющие небольшое относительное перемещение поверхностей трения и изнашивающиеся в основном за счет деформации (втулки сочленений дышел, крейцкопфные подшипники), изнашивались в 3—8 раз меньше, чем при изготовлении их целиком из бронзы. При этом достигалась значительная многократная экономия бронзы. Детали, изнашивающиеся главным образом за счет истирания, имели преимущество в службе в уменьшении числа случаев ослабления в запрессовке. Эксплуатационные испытания производились на паровозах серии ФД и Ш^А.

§ 4. Установленные положения, характеризующие способы упрочнения деталей паровозов, могут быть применены к различным деталям и узлам. Выбор способов упрочнения в зависимости от условий работы и износа деталей может быть сделан на основе изучения характера износа деталей по аналогии с изученными примерами. Эти положения характерны не только для деталей подвижного состава железных дорог, но также и для других машин и механизмов, трущиеся узлы которых работают в аналогичных условиях по типу процессов разрушения, имеющих место при износе деталей.

Р. В. КУГЕЛЬ

НОРМИРОВАНИЕ СРОКОВ СЛУЖБЫ АГРЕГАТОВ АВТОМОБИЛЕЙ

Важнейшими показателями качества автомобилей являются:

Надежность, характеризующаяся длительностью работы без неполадок и выходов из строя.

Срок службы, определяющийся прочностью и износоупорностью, характеризующийся пробегом между ремонтами.

Экономичность, характеризующаяся затратами на обслуживание и эксплуатацию автомобилей, в частности, расходом горючего и запасных частей.

Оптимальная для данных условий величина перечисленных важнейших показателей качества зависит от ряда техно-экономических факторов и различна для автомобилей разного типа, класса и назначения.

При создании автомобиля размеры, конструкция, материалы и технология обработки отдельных узлов выбираются в зависимости от общего и межремонтного срока его службы.

Ротвейлер [1] сообщает, что для дешевых немецких легковых автомобилей небольшого размера на всех передачах допускается значительное превышение расчетной нагрузки на подшипники по сравнению с той нагрузкой, которая рекомендована подшипниковой фирмой. Для дорогих легковых автомобилей большого размера превышение нагрузки допускается только на редко применяемых низших передачах. Следовательно, при конструировании предусмотрено, что опоры дешевых легковых автомобилей широкого потребления выйдут из строя значительно раньше, чем опоры легковых автомобилей высокого класса.

Это обстоятельство подтверждает Боден [2], указавший, что безремонтный срок службы заднего моста дешевого американского легкового автомобиля составляет от 30 до 50% срока службы заднего моста дорогого легкового автомобиля.

Померой [3], рассматривая вопрос о типаже английских легковых автомобилей, сообщает следующее: „Нам пришлось видеть в одной экспериментальной лаборатории результаты стендовых и дорожных испытаний целого ряда одинаковых двигателей, которые были идентичны во всех отношениях, кроме некоторой разницы в коленчатых валах: каждый двигатель имел коленчатый вал с разной степенью уравновешенности. Полностью уравновешенный вал давал, естественно, меньший износ, но, с другой стороны, требовал большего расхода металла и стоял дороже. Этот вал мог работать от 96 до 112 тыс. км,

не требуя новых подшипников, и был, следовательно, слишком хорош для обычной модели. Совершенно неуравновешенный вал вызывал признаки износа примерно при 32 тыс. км и был недостаточно хорош. Необходимым требованиям удовлетворял коленчатый вал, обеспечивающий пробег в 64 тыс. км⁴.

Таким образом, иностранные фирмы не только не стремятся добиться максимального срока службы агрегатов своих автомобилей (доступного им при данном техническом оснащении), но, наоборот, сознательно и обдуманно ограничивают их долговечность. Конструкция автомобиля широкого потребления, материалы деталей, технология изготовления, качество доводки и сборки — все приводится в строгое соответствие с заранее выбранным минимально необходимым для данных условий сроком службы.

Сказанное не следует понимать буквально, т. е. что для всех типов автомобилей существуют известные потребителям точные нормы минимального безремонтного пробега. Таких официальных норм нет, но есть неписанные правила, которые заводы вынуждены соблюдать, чтобы в обстановке жестокой конкуренции не потерять покупателей. Это значит, что, например, владелец дешевого английского малолитражного автомобиля будет неприятно поражен, если в нем обнаружатся серьезные неполадки ранее 30—35 тыс. км пробега, а владелец дешевого американского легкового автомобиля ожидает, что необходимость в капитальном ремонте двигателя и трансмиссии возникнет не ранее 80—90 тыс. км пробега. В отдельных, правда редких, случаях заводы прямо указывают гарантийный пробег. Так, английская фирма Слингер перед войной гарантировала для своих малолитражных автомобилей пробег без расточки цилиндров двигателя 40 тыс. км, а фирма Роллс-Ройс гарантировала для автомобиля „Бентли Марка V“ пробег 160 тыс. км без всякого ремонта, кроме смены тормозных обшивок.

Уточнение фактических безремонтных пробегов стало возможным благодаря непрерывному систематическому изучению заводами своей продукции. Образцы новых автомобилей и серийно выпускаемые машины подвергаются на полигонах всесторонним испытаниям до полного разрушения. Кроме того, сотни агрегатов и деталей подвергаются лабораторным испытаниям на стендах. Результаты всех исследований суммируются, обобщаются и сопоставляются с эксплуатационными данными. Систематическое проведение такой работы на протяжении ряда лет дает заводу точное знание свойств своей продукции и возможность менять их в желательном направлении.

Причем в иностранной автопромышленности эти изменения, обусловленные стремлением снизить себестоимость и повысить прибыль, нередко направлены к снижению запасов прочности и осторожному ухудшению качества.

Совершенно иными, отнюдь не коммерческими соображениями руководствуются конструкторы и технологи нашей автомобильной промышленности, изучающие свою продукцию с целью добиться как можно большего срока ее службы, максимальной надежности. Накопленный к настоящему времени значительный опыт производства и эксплуатации прежних моделей массовых советских автомобилей (ГАЗ-АА, ЗИС-5, ГАЗ-М1) дает основу для четкого количественного определения наших перспективных задач в этой области.

В связи с выпуском новых, значительно более совершенных моделей советских автомобилей (ГАЗ-51, ГАЗ М-20, ЗИС-110, ЗИС-150 и др.) мы полагаем целесообразным по накоплению экспериментальных данных ввести нормирование сроков службы агрегатов,

т. е. установить обязательные для заводов минимальные сроки службы агрегатов, которые последние должны выдерживать при стандартных испытаниях.

Безремонтный срок службы автомобилей и их основных агрегатов должен быть признан важнейшим критерием их качества. Доводку новых моделей нельзя считать законченной, пока любой снятый с конвейера агрегат или целая машина не будет удовлетворять поставленным требованиям в отношении надежности и срока службы.

Минимальные сроки службы должны быть установлены для всех основных агрегатов и деталей, являющихся обычной причиной выхода автомобиля из строя, а также для некоторых деталей, поломка которых особенно опасна. Сюда входят, в частности, двигатель, сцепление, коробка передач, карданная передача, задний мост, рессоры, поворотные цапфы и кулаки.

Фактический срок службы агрегатов должен определяться:

- а) форсированными дорожными испытаниями,
- б) форсированными стендовыми испытаниями, и, кроме того, наблюдением за работой автомобилей в эксплуатации.

Установлению минимальных норм должна предшествовать разработка стандартных методов и режимов испытания для каждого агрегата, а также проектирование и изготовление соответствующего оборудования. В дальнейшем, по мере накопления экспериментальных материалов должно производиться систематическое сопоставление сроков службы агрегатов при стендовых и дорожных испытаниях с данными о сроках службы таких же агрегатов в действительной эксплуатации. Установленные нормы долговечности должны постепенно повышаться, стимулируя повышение качества автомобилей.

Принципиальная возможность нормирования сроков службы агрегатов автомобилей несомненна. Что касается координирования результатов форсированных испытаний с данными нормальной эксплуатации, то ряд источников не только подтверждает возможность установления практического эквивалента между длительностью форсированного испытания при условном режиме и пробегом автомобиля в нормальной эксплуатации, но и свидетельствует о величайшей практической ценности полученных при этом сведений. Так, при стендовых испытаниях четырехскоростных коробок передач армейских легковых автомобилей в Англии было установлено, что после работы в течение 20—25 час. на третьей передаче, 10—12 час. на второй передаче и 2 час. на первой передаче и заднем ходе (суммарно) под действием полного крутящего момента двигателя износ получается такой же, как после пробега 160 тыс. км в нормальной эксплуатации. Одна из американских фирм, выпускающая легковые автомобили, испытывает коробки передач при полном крутящем моменте двигателя и считает их удовлетворительными, если они выдерживают 2,6 часа на низшей передаче, 4,4 часа на второй; шестерни постоянного зацепления должны выдерживать 7 час. непрерывной работы. По более ранним данным Фреша [4], если трехскоростная коробка легкового автомобиля проработала на второй передаче на стенде под полной нагрузкой только 33 часа, то в нормальных условиях эксплуатации она выдержала бы около 150 тыс. км пробега. Равным образом на первой передаче коробка должна выдержать всего 5 час. работы под полной нагрузкой, на заднем ходе — почти 2 часа. Для легких грузовиков полному сроку службы соответствуют 150 час. работы второй передачи на стенде при полном крутящем моменте двигателя. По данным Алмена, 100 тыс. оборотов ведущей шестерни заднего моста при максималь-

ном моменте двигателя и низшей передаче соответствуют полному сроку службы автомобиля при самых тяжелых условиях эксплуатации. Для пары шестерен первой передачи в трехскоростной коробке минимальной нормой считается также 100 тыс. оборотов, для пары второй передачи—300 тыс. оборотов, а пара шестерен постоянного зацепления должна выдержать соответственно 400 тыс. оборотов при максимальной нагрузке.

В литературе имеются указания также о нормах усталостной стойкости рессор, пружин, полуосей и других автомобильных деталей, о нормах износа цилиндров и поршневых колец двигателя, отнесенных к тысяче километров пробега, и тому подобные сведения, но мы ограничимся приведенными выше примерами.

Регулярные стандартизированные испытания агрегатов тем более необходимы, что теоретический расчет усталостной прочности деталей автомобиля является в значительной мере условным. Автомобиль эксплуатируется при переменном режиме, причем влияющие на срок службы факторы сочетаются в самых разнообразных комбинациях и создают громадный диапазон непрерывно меняющихся условий. Поэтому расчет деталей на усталость, произведенный как по максимальным, так и по приближенно выбранным средним действующим нагрузкам, имеет практическую ценность в том случае, если он подкреплен результатами соответствующих стендовых испытаний. Более того, известно, что даже весьма тщательный теоретический расчет конструкции при правильном выборе материала и термообработки отнюдь не обеспечивает высокого срока службы. Например, испытания более 400 задних мостов до разрушения от усталости показали, что концентрация напряжений, вызванная деформацией шестерен, подшипников и картера, искажением формы зубцов, штрихами от механической обработки и т. п., варьирует в столь широких пределах, что в значительной мере перекрывает влияние металла и термообработки. В упомянутой выше работе [4] описываются результаты испытания четырех одинаковых коробок передач, две из которых были выполнены одним заводом, две — другим, причем изготовление производилось по одинаковым чертежам и техническим условиям. Проверка изготовленных коробок обычными методами не выявила никакой разницы между ними. Тем не менее при испытании на стенде под полной нагрузкой коробки одного завода выдержали 2 часа, коробки другого завода — 20 час. Следовательно, одни только, так сказать, технологические нюансы могут оказать громадное влияние на срок службы.

90% случаев разрушения деталей от усталости как в эксплуатации, так и в лабораторных условиях вызваны дефектами конструкции и технологии изготовления; только 10% могут быть отнесены за счет материала и термообработки [5]. Единственный способ выявить эти дефекты для их устранения заключается в экспериментальном изучении агрегатов.

Срок нормальной работы ответственного агрегата автомобиля, как правило, определяется сроком службы одной или нескольких основных его деталей. Причиной разрушения важнейших деталей в эксплуатации обычно являются: 1) износ, вызывающий нарушение формы деталей и их правильного взаимного положения, а также образование недопустимых по величине зазоров; 2) усталость металла, вызывающая разрушение поверхностного слоя рабочих поверхностей или обуславливающая появление трещин и поломку детали; 3) комбинированное действие этих факторов, тесно переплетающихся друг с другом. Соответственно этим причинам должны быть выбраны мето-

ды и режимы испытаний каждого объекта. Например, срок службы рессор вполне определяется испытанием на усталость, срок деталей рулевого управления — испытанием на износ, а ряд других деталей может потребовать более сложной формы исследования.

Провести четкое разграничение действия разрушающих факторов не всегда возможно. Так, при работе шестерен сначала имеет место абразивный и другие виды износа рабочих поверхностей, в дальнейшем усталость поверхностных слоев металла от многократного механического перенапряжения приводит к явлениям питтинга и, в свою очередь, вызывает форсированный износ. Аналогичным образом при работе подшипников качения имеет место, во-первых, износ; во-вторых, усталостное разрушение поверхностей качения, причем абразивный износ нередко выводит подшипник из строя из-за образования недопустимого люфта задолго до появления признаков усталости. Более того, интенсивный износ поверхности нередко препятствует ее разрушению от усталости.

Лабораторные исследования дают в некоторых случаях возможность, варьируя режим испытания, сделать тот или иной разрушающий фактор доминирующим и, таким образом, выявить его влияние более или менее изолированно. Однако для установления практического срока службы нет настоящей необходимости в дифференцированном изучении влияния различных условий, ибо в данном случае важно выявить способность детали или агрегата противостоять комбинированному действию всех разрушающих факторов, встречающихся в эксплуатации.

Необходимо заранее иметь в виду неизбежное (даже при строгом соблюдении стандартных методов исследования) рассеивание результатов испытаний. Такое рассеивание, являющееся следствием неоднородности продукции, характерное, в частности, для деталей, разрушающихся от усталости, ни в какой мере не умаляет ценности испытаний и не препятствует нормированию сроков службы. Доказательством служит принятая во всем мире практика оценки долговечности подшипников качения, относящихся к числу наиболее ответственных деталей автомобилей. Как известно, при испытании подшипников имеет место весьма значительное рассеивание результатов. Поэтому, в соответствии с решением Международного комитета стандартов, под минимальной долговечностью подшипника подразумевается время, выраженное в часах, в течение которого не менее 90% испытанных подшипников должны нормально проработать до появления признаков усталости. Эта величина нормируется выпускающими подшипники заводами и служит основой для расчета. Средняя долговечность в 3—5 раз превышает минимальную.

Такой же принцип может быть применен при назначении норм минимальной долговечности для ряда других автомобильных деталей и агрегатов.

Характер кривой рассеивания и диапазон колебаний результатов сам по себе является ценным критерием однородности, т. е. одного из важных показателей качества продукции. Так, в первые годы существования подшипниковой промышленности соотношение между самым продолжительным и самым кратким сроком службы подшипника выражалось цифрой 1:1000, в 1918 г. — примерно 1:400, между 1931 и 1937 г. оно по различным источникам колебалось в пределах от 1:20 до 1:40 и ожидается, что в недалеком будущем будет доведено до 1:10. Эти данные весьма наглядно характеризуют эволюцию качества деталей.

Указанные цифры типичны именно для подшипников, где на поверхностях качения возникают громадные местные напряжения, в связи с чем исключительно большое влияние на сопротивление усталости оказывают неоднородность металла, местные дефекты поверхностей качения, дефекты формы деталей и тому подобные факторы. Детали и агрегаты автомобилей по окончании наладки производства, вероятно, будут давать меньший диапазон рассеивания сроков службы. Тем не менее, учитывая рассеивание, нельзя ограничиваться испытанием единичных образцов. Для правильного суждения о надежности и сроках службы деталей, агрегатов и целых автомобилей необходимо испытывать достаточное их число.¹ Введение регулярных испытаний серийной продукции наших автозаводов позволит в короткий срок накопить столь большое число данных, что рассеивание результатов не будет затруднять оценки качества.

Следует заметить, что качество серийной продукции нередко с течением времени меняется — в результате изменения или нарушения установленной технологии, ослабления контроля, отклонений качества материалов и тому подобных причин. Нельзя допускать, чтобы такого рода изменения оставались незамеченными заводом и обнаруживались лишь в эксплуатации. Регулярные заводские испытания позволят своевременно выявить дефекты и обеспечить выпуск однородной продукции, обладающей стабильными качественными показателями.

Вопрос о том, каким должен быть срок службы автомобилей и их агрегатов в условиях СССР, требует специального обширного исследования и в настоящем докладе не рассматривается.² Отметим лишь, что иностранные автомобили по своей надежности и долговечности, как правило, не могут служить для нас образцом. Автомобиль, удовлетворяющий потребителей в тех технических и экономических условиях, для которых он предназначен, в других условиях оказывается неудовлетворительным, его эксплуатация недостаточно эффективной и рентабельной.

В капиталистических условиях срок службы автомобиля ограничен рыночной стоимостью машины данного типа и класса, и всякие изменения в ту или иную сторону диктуются исключительно коммерческими соображениями. В СССР срок службы автомобилей должен быть выбран не произвольно и отнюдь не по аналогии со сроками службы аналогичных иностранных моделей, а исходя из экономических и технических интересов государственного планового хозяйства. При этом совершенно очевидно, что громадная потребность нашей страны в автомобилях и специфические условия эксплуатации требуют от большинства типов автомобилей, которые будут выпускаться в ближайшие годы, максимально высокого срока службы при минимальной потребности в запасных частях и агрегатах.

ВЫВОДЫ

1. При разработке технического задания на проектирование автомобиля должен быть заранее установлен необходимый минимальный

¹ Надежность и срок службы, конечно, отнюдь не исчерпывают понятия о качестве узла. Имеется ряд других важных, обычно специальных, показателей, необходимых для полной оценки свойств узла, например жесткость (т. е. величина упругих деформаций при различных вариантах нагрузки), коэффициент полезного действия и т. д. Однако большинство этих показателей колеблется не в столь широких пределах, как сроки службы, и поэтому для серийной продукции не требует регулярных испытаний.

² Некоторые соображения по этому вопросу изложены в нашей работе [6].

срок его службы между капитальными ремонтами, а также оптимальная для данного случая частота замены основных агрегатов и деталей.

2. Размеры, конструкция, материал и технология обработки основных деталей и агрегатов должны быть выбраны в зависимости от требуемого общего и межремонтного срока их службы.

3. Фактический срок службы основных агрегатов и деталей серийно выпускаемых автомобилей должен проверяться регулярными форсированными стендовыми и дорожными испытаниями и удовлетворять минимальным нормам, установленным для автомобилей данного типа, класса и назначения.

4. Регулярные испытания серийно выпускаемых автомобилей и их агрегатов должны производиться стандартными методами при определенных неизменных режимах, соответствующих условиям эксплуатации автомобилей данного типа и обеспечивающих полную сравнимость результатов испытаний, произведенных в разное время.

5. Установленные минимальные нормы долговечности должны постепенно повышаться, стимулируя повышение качества автомобилей.

Автозавод им. Сталина

ЛИТЕРАТУРА

1. Rothweiler. Wirtschaftlicher Einbau von Wälzlagern in Kraftfahrzeuge. ATZ, 31 III 1931.
2. Boden E. G. Deflection Testes of Axles and Transmissions. SAE Journal, XII, 1938.
3. Pomeroy L. How long should a car last? Motor, L, 2 XII 1942.
4. Frehse A. W. Some Thoughts on Present Day Automobile Transmissions. SAE Journal, I, 1936.
5. Almen J. O. Peened surface improve Endurance of Machine Parts. Metal Progress. II, 1943.
6. Кугель Р. В. Расчет подшипников качения автомобилей. 1945.

Академик Е. А. ЧУДАКОВ

**ПРИМЕНЕНИЕ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ВПРЫСКА МАСЛА В ЦЕЛЯХ
СНИЖЕНИЯ ИЗНОСА ДВИГАТЕЛЯ**

Образование масляной пленки необходимой толщины между трущимися деталями возможно лишь при наличии достаточно высокой относительной скорости движения этих деталей. При отдельных рабочих режимах машины масляная пленка между деталями может оказаться слишком тонкой для полного разделения поверхностей, что, естественно, должно вызвать усиленный износ деталей. Такой случай имеет место при пуске двигателя в ход. Вращение двигателя начинается с нулевой скорости, в соответствии с чем двигатель должен сделать значительное число оборотов, прежде чем между его трущимися деталями образуется масляная пленка достаточной толщины. Ее образование затрудняется также тем, что масляный насос двигателя, приводимый в действие одновременно с пуском двигателя в ход, не обеспечивает при малых оборотах эффективной подачи масла в магистраль и далее к поверхностям трущихся деталей.

Наблюдение над работой двигателей полностью подтверждает высказанное положение. Многократно наблюдалось, что двигатель при длительной работе на установившемся режиме дает значительно меньший износ, нежели при переменном режиме и, в частности, при достаточно частых остановках.

Для устранения указанного дефекта автором предложено было подавать масло в магистраль двигателя до того момента, когда производится пуск двигателя в ход (предварительная подача масла). В результате, с самого начала вращения двигателя, хоть бы и очень медленного, к трущимся поверхностям основных деталей будет подведено масло под значительным давлением. Это ускорит образование масляной пленки и снизит тот период времени, в течение которого двигатель работает при отсутствии жидкостного трения. Экспериментальная проверка высказанного положения и являлась одной из задач настоящей работы.

Предварительный впрыск масла в магистраль двигателя предполагалось использовать и для другой цели, а именно: для облегчения пуска двигателя в ход при низкой температуре окружающего воздуха. Основные затруднения, возникающие при запуске двигателя в холодное время, заключаются в следующем:

а) ухудшение условий карбюрации вследствие плохой испаряемости топлива;

б) повышенное сопротивление двигателя повертыванию, затрудняющее сообщение двигателю должной скорости вращения.

Вторая причина, как нам кажется, является наиболее серьезной, особенно при очень низких температурах. Практика показывает, что

при сообщении двигателю значительной скорости вращения (80—100 оборотов в минуту) можно завести двигатель даже при очень низкой температуре (30—35° ниже нуля) и относительно тяжелом бензине. Это объясняется тем, что при повышенной скорости вращения двигателя обеспечивается лучшее испарение топлива, меньшее оседание его на холодных стенках трубопроводов и цилиндров, что в результате обеспечивает получение воспламеняемой смеси. Наоборот, даже при наличии весьма летучего топлива медленное проветривание застывшего двигателя не обеспечивает пуска его в ход.

Основным сопротивлением для быстрого проветривания холодного двигателя является сопротивление застывшей пленки масла.

В целях понижения сопротивления проветриванию двигателя при пуске его в ход в настоящее время применяют обычно прогрев двигателя — чаще всего путем подогрева охлаждающей воды в во-

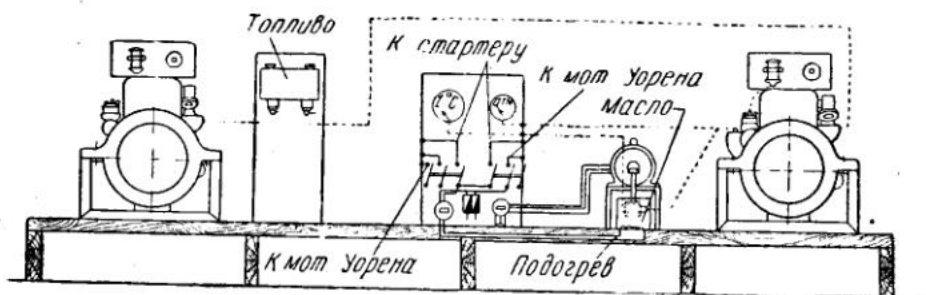


Рис. 1.

дяной рубашке. При этом, для того чтобы прогреть весьма тонкие пленки масла, находящиеся между сопряженными деталями двигателя, приходится первоначально разогреть все эти массивные металлические детали. Предполагалось при помощи отдельного насоса предварительно до пуска двигателя в ход или в момент его пуска подать горячее масло к его трущимся частям, что в результате должно резко облегчить проветривание двигателя.

Для производства испытания была сконструирована и изготовлена специальная установка, состоящая из двух двигателей ЗИС-5, расположенных на общей платформе. На рис. 1 изображена общая схема установки. Один из двигателей был снабжен специальным насосом для предварительного впрыска масла. Такая установка обеспечивала возможность одновременного проведения испытания двух двигателей с предварительным впрыском масла и без такового в возможно одинаковых условиях.

На рис. 2 изображена схема установки дополнительного насоса для предварительной подачи масла в двигатель перед пуском последнего. В качестве насоса использован масляный насос ЗИС-5. Этот насос обозначен цифрой 1. Насос приводится в движение от электромотора при помощи передачи 2. Масло при помощи насоса через редукционный клапан 3 по трубке 4 подается в масляную магистраль двигателя. Редукционный клапан установлен здесь для той цели, чтобы предохранить систему от повреждения при подаче масла в холодный двигатель. Масло засасывается насосом из резервуара 5, в котором оно подогревается при помощи электрического тока.

Из масляной магистрали масло при помощи коротких маслопроводов подается к коренным подшипникам, откуда оно по сверлениям в коленчатом валу поступает к шатунным подшипникам. Для подве-

дения масла к рабочим поверхностям цилиндров в шатунах двигателя установлены дополнительные трубки, в поршневых пальцах сделаны отверстия, как это схематически показано на рис. 3.

Пуск двигателя в ход осуществляется при помощи стартера, питаемого током от динамомашины с независимым возбуждением. Для того чтобы можно было измерить пусковой момент, изготовлено

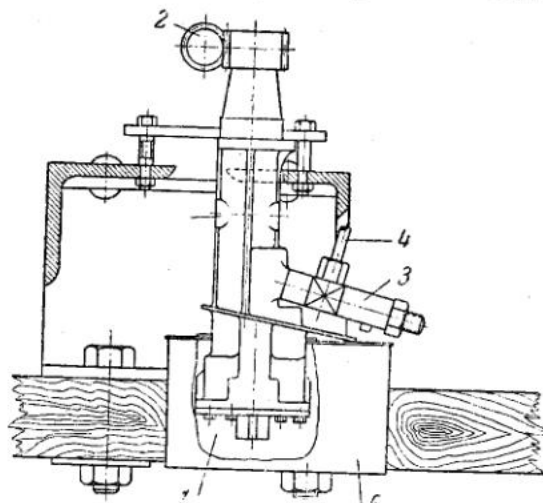


Рис. 2. Добавочный масляный насос ЗИС-5

специальное приспособление, обеспечивающее возможность измерения реактивного момента, получающегося на статоре электрического стартера. На рис. 4 изображена схема этой установки. Со-

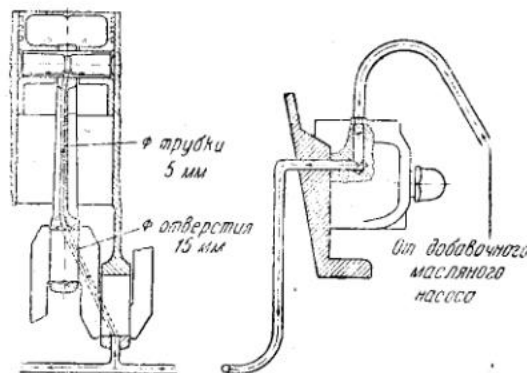


Рис. 3. Схема смазки

гласно этому рисунку, корпус стартера 2 установлен в подшипниках. К корпусу укреплен скоба, которая при повороте этого корпуса перемещает стержень 1. На конце этого стержня укреплен карандаш 4, который на вращающемся барабане 6 отмечает величину крутящего момента, передаваемого через стартер. Барабан 6 приводится во вращение от электромотора 7 при помощи шнуровой передачи.

Для определения числа оборотов стартера (а следовательно, и коленчатого вала), необходимого для пуска двигателя в ход, на конце

вала стартера укреплен винтовая шестерня 3, которая приводит в движение карандаш 5. Этот карандаш вычеркивает на вращающемся барабане 6 кривую, дающую зависимость между числом оборотов вала стартера и временем, протекающим с начала пуска двигателя в ход.

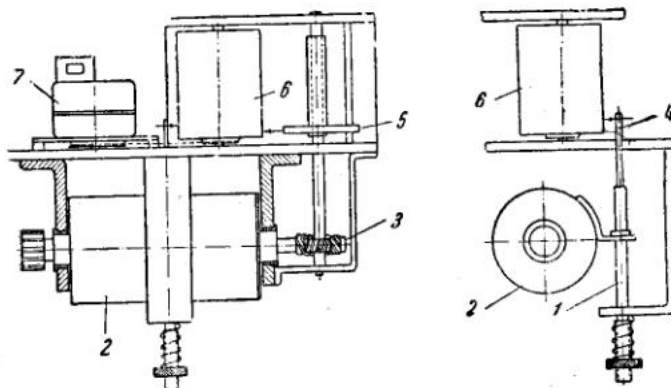


Рис. 4. Установка самопишущего прибора

Описанные выше приспособления для замера пускового крутящего момента и времени запуска двигателя были установлены на обоих испытуемых двигателях.

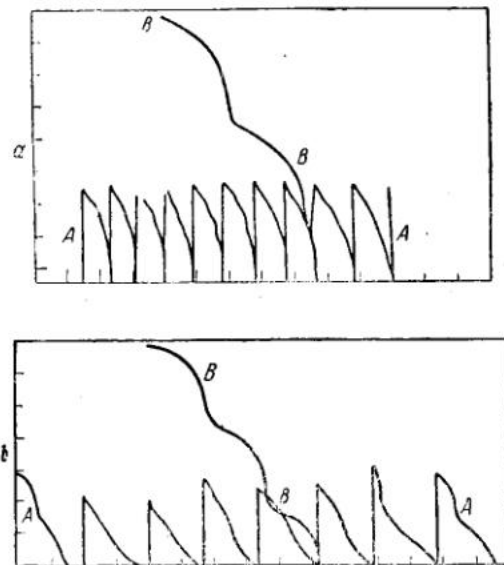


Рис. 5. Кривые крутящего момента и времени пуска.
а—после 1500 запусков двигателя без пускового насоса; б—после 250 запусков двигателя без пускового насоса

На рис. 5 приведен примерный график, получившийся при определении пускового момента и числа оборотов коленчатого вала за процесс пуска двигателя в ход. Здесь кривая А—А, вычерчиваемая карандашом 4 (рис. 4), характеризует изменение по времени пускового крутящего момента, причем один выступ соответствует одному пуску двигателя. Кривая В—В, вычерчиваемая карандашом 5, опре-

деляет полный угол поворота вала стартера, причем каждый участок кривой соответствует одному пуску двигателя. По мере увеличения числа пусков двигателя время пуска и угол поворота стартера заметно уменьшаются.

Перед началом испытания оба двигателя прошли приработку в течение 40 час. При последующих затем испытаниях соблюдались условия, приведенные ниже.

1-я и 2-я ТЫСЯЧИ ПУСКОВ ДВИГАТЕЛЯ В ХОД

Пуск двигателя в ход производился на эксплуатационном бензине 2-го сорта при помощи стартера. Последний питался током от отдельно расположенной динамомашини.

Скорость вращения коленчатого вала при пуске двигателя в ход равнялась около 100 об/мин.

Температура охлаждающей воды (у выхода из головки) поддерживалась по возможности постоянной и равной 50—60°. Температура наружного воздуха колебалась в пределах от 14 до 25° выше нуля.

Длительность запуска двигателя при этих условиях вначале равнялась около 0.5 сек. По мере увеличения числа пусков двигателя это время несколько уменьшалось (в силу приработки двигателя) и после 2000 пусков равнялось около 0.25 сек., т. е. пуск производился с первой-второй вспышки. За начало пуска принималась вспышка, обеспечивающая самостоятельное вращение двигателя. После запуска двигатель работал на холостом ходу в течение 5 сек., после чего зажигание выключалось. Через 10 сек. после остановки двигателя он вновь пускался в ход.

Указанные выше условия испытания сохранялись одинаковыми для обоих двигателей, однако в одном из двигателей производился предварительный впрыск масла в масляную магистраль за 1 сек. до пуска двигателя в ход.

Масло в картере двигателя за все время опытов не менялось и по внешнему своему виду оставалось вполне хорошим.

3-я ТЫСЯЧА ПУСКОВ ДВИГАТЕЛЯ В ХОД

Условия пуска двигателя в ход за первые 2 тысячи пусков соответствовали пуску в ход полностью прогретого двигателя. В результате масло в картере портилось при этом весьма медленно, а произведенный микрометраж показал весьма малый износ деталей двигателя.

Поэтому при дальнейшем испытании двигателя на запуск (3-я тысяча пусков) условия были несколько утяжелены. Температура охлаждения воды в рубашке двигателя поддерживалась равной около 6—8° выше нуля. Запуск производился от электромотора через редуктор, причем скорость вращения коленчатого вала была равна около 35 об/мин. Перед пуском в ход двигатель проворачивался в течение 10 сек. при выключенном зажигании. После включения зажигания пуск занимал около 5—8 сек. После каждого запуска двигатель работал на холостом ходу в течение 15 сек., затем перед следующим пуском делался перерыв на 5 мин.

При таких условиях испытания масло в картере весьма быстро разжижалось бензином; поэтому смена масла производилась через каждые 250 пусков двигателя.

Микрометраж основных деталей двигателя производился, во-первых, после приработки двигателя, во-вторых, после двух тысяч пусков и, наконец, в-третьих, после трех тысяч пусков двигателя в ход.

Обмеру подвергались следующие детали двигателя: цилиндры, поршни, поршневые пальцы и коленчатый вал (шатунные и коренные шейки).

На рис. 6 приведены схемы этих деталей, причем указаны те пояса, в которых производилось измерение диаметров в двух взаимно перпендикулярных плоскостях.

В табл. 1 приведены данные по среднему износу отдельных деталей двигателя в указанных выше двух плоскостях. Здесь знак \parallel обозначает, что измерение производилось: для цилиндра и поршня в плоскостях, параллельных вертикальной плоскости, проходящей через ось коленчатого вала; для шатунных шеек в плоскостях, соответствующих данной шейке щек коленчатого вала; для коренных шеек в плоскости щеки коленчатого вала, прилегающей к этой шейке со стороны первого цилиндра (считая от радиатора); для поршневого

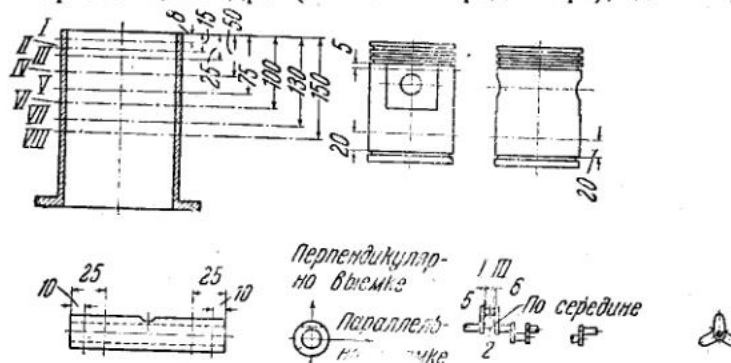


Рис. 6.

пальца в плоскостях, параллельных выемке для крепящего болта. Знаком \perp на той же таблице обозначено то, что измерение производилось в плоскости, перпендикулярной к той, которая соответствует первому измерению.

Согласно табл. 1, средний износ рабочей поверхности цилиндров, считая в обеих плоскостях, при наличии предварительного впрыска масла уменьшается примерно в 7 раз. Для поршней снижение износа получается при этом в 2 раза, а для поршневых пальцев примерно в 1,8 раза.

Износ шеек коленчатого вала остается почти одинаковым вне зависимости от того, производился или нет предварительный впрыск масла в двигатель. Однако здесь необходимо учесть то обстоятельство

Таблица средних износов деталей двигателя

| Наименование деталей | Двигатель с дозавоочным масляным насосом | | | |
|--------------------------------------|--|---------|---------------------|---------|
| | после 2000 запусков | | после 3000 запусков | |
| | \parallel | \perp | \parallel | \perp |
| Цилиндры | 0.070 | 0.000 | 0.006 | 0.004 |
| Поршни | 0.032 | 0.020 | 0.033 | 0.026 |
| Поршневые пальцы | 0.08 | 0.006 | 0.011 | 0.008 |
| Шейки шатунных подшипников | 0.0097 | 0.003 | 0.0147 | 0.0137 |
| Шейки коренных подшипников | 0.010 | 0.013 | 0.016 | 0.0173 |

ство, что в связи с устройством приспособления для подачи масла к рабочим поверхностям цилиндров (рис. 3) рабочая поверхность подшипников была уменьшена примерно на 15%. Кроме того, очевидно, была уменьшена и интенсивность подачи масла к поверхности подшипников, так как часть масла отводилась к поршневому пальцу и далее к рабочим поверхностям цилиндров.

Таким образом, на основании проведенного испытания следует прийти к заключению, что предварительный впрыск масла перед пуском двигателя в ход обеспечивает значительное снижение износа деталей двигателя, особенно цилиндров и поршней.

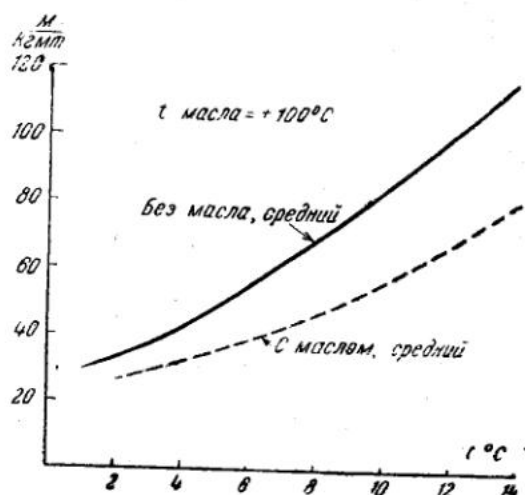


Рис. 7. Величины момента проворачивания мотора ЗИС-5 в зависимости от температуры наружного воздуха (на оси абсцисс отложена температура ниже °С).

Как уже было сказано выше, основным препятствием для пуска двигателя в ход при низкой температуре является большое сопротивление проворачиванию коленчатого вала двигателя, обусловливаемое высокой вязкостью масла. В соответствии с этим и был поставлен опыт для определения влияния предварительного впрыска нагретого масла на вращающий момент, необходимый для проворачивания коленчатого вала двигателя.

Опыт проводился на описанной выше установке, причем проворачивание двигателя производилось при помощи балансирного

Таблица 1

ЗИС-5 при испытании на износ при запуске

| Двигатель без добавочного масляного насоса | | | | Средний износ после 3000 запусков | |
|--|--------|--------------------|--------|-----------------------------------|------------------------------------|
| после 200 запусков | | после 300 запусков | | с предварительным впрыском масла | без предварительного впрыска масла |
| | ⊥ | | ⊥ | | |
| 0.0235 | 0.0193 | 0.039 | 0.0359 | 0.005 | 0.0375 |
| 0.050 | 0.0475 | 0.062 | 0.06 | 0.032 | 0.06 |
| 0.005 | 0.004 | 0.0174 | 0.048 | 0.009 | 0.16 |
| 0.0082 | 0.006 | 0.0162 | 0.014 | 0.014 | 0.015 |
| 0.0143 | 0.015 | 0.016 | 0.0176 | 0.016 | 0.017 |

электромотора, что давало возможность определять необходимый вращающий момент. Скорость вращения коленчатого вала во всех случаях была одинаковой и равной 33—34 об/мин. В качестве масла применялся автол-8.

Все испытание производилось на одном двигателе как с предварительным впрыском подогретого масла, так и без него. Масло, впрыскиваемое в магистраль, предварительно подогревалось электрической грелкой до 100°. Количество впрыскиваемого масла составляло около 1 л.

Охлаждение двигателя достигалось тем, что он перед каждым пуском выдерживался достаточное время на наружном холодном воздухе. При этом удалось произвести испытание при температуре, колеблющейся в пределах от 6 до 20° ниже нуля.

На рис. 7 приведены кривые, иллюстрирующие зависимость от температуры среднего значения (из большого числа пусков) момента, требующегося для проворачивания двигателя. Сплошная кривая соответствует опыту без предварительного впрыска нагретого масла, а пунктирная кривая — проворачиванию двигателя с предварительным впрыском масла.

Согласно рис. 7, предварительный впрыск нагретого масла снижает момент, необходимый для проворачивания двигателя. Однако это снижение получается недостаточно большим для того, чтобы обеспечить возможность пуска двигателя в ход от стартера при низкой температуре. Такое сравнительно малое влияние предварительного впрыска нагретого масла на трение в двигателе обуславливается тем, что масло, поступая в виде тонкой пленки между холодными поверхностями массивных металлических деталей двигателя, весьма быстро остывает и уже не оказывает заметного положительного действия. Таким образом, предварительный впрыск нагретого масла не может являться самостоятельным средством, обеспечивающим возможность запуска двигателя в ход при низкой температуре. Он может быть использован лишь как дополнительное средство при наличии других приемов, облегчающих пуск двигателя в ход.

Институт машиноведения АН СССР

В. А. КИСЛИК

ВЛИЯНИЕ ДЕФОРМАЦИИ НА ИЗНОС СТАЛЕЙ

Исследование износоустойчивости деформированных металлов представляет значительный интерес вследствие того, что: а) подавляющее большинство частей механизмов изнашивается, будучи дефор-

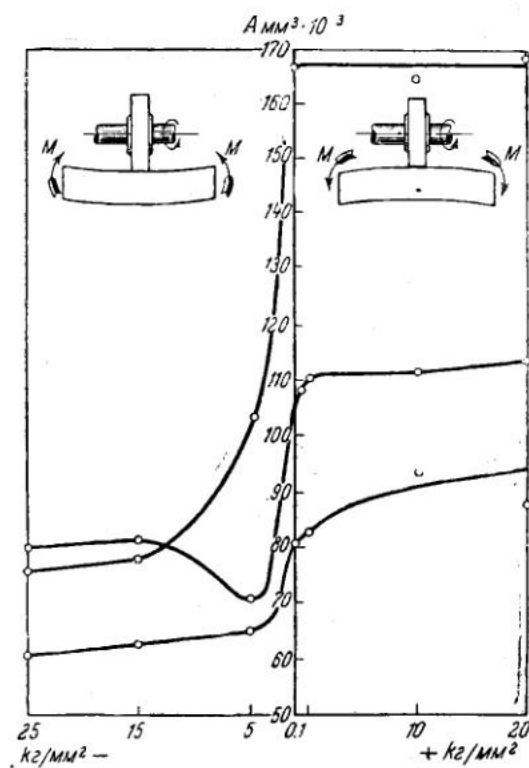


Рис. 1. Зависимость износа по Шкода — Савину (в $\text{mm}^3 \cdot 10^{-3}$) от величины напряжения растяжения (+) и сжатия (-) в верхнем волокне

мированными в упругой стадии, а ряд деталей под влиянием передаваемых ими сил, деформируется пластически и подвергается износу после пластической деформации (подшипники в дышлах паровозов, бандажи, рельсы и др.); б) пластическая деформация поверхности деталей (например, путем накатки роликами) применяется как техно-

логическая операция для повышения износостойкости частей механизмов; в) интенсивная пластическая деформация имеет место в самом процессе износа, представляя собой фазу процесса разрушения при износе. Освещение порядка

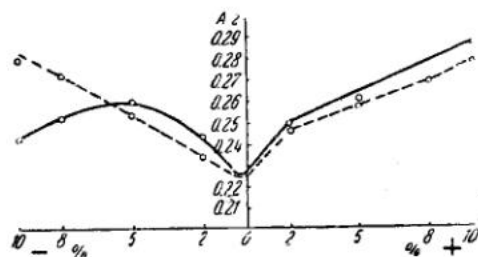


Рис. 2. Изменение износа по Амслеру (в г) стали марки 1 в нормализованном состоянии после деформации растяжением (+) и сжатием (-)

изменения износостойкости металлов под влиянием предварительной деформации (упругой и пластической) может быть использовано поэтому практически для увеличения срока службы деталей, а также при изучении механизма разрушения металлов при износе.

В опубликованной литературе нет материалов, освещающих влияние деформации (упругой или пластической) на износ в виде определенных закономерностей, связывающих износостойкость с величи-

ной и характером деформации. А. К. Зайцев на основе анализа ряда работ указал, что существует „благоприятный“ и „неблагоприятный“ наклеп с точки зрения его влияния на износ, так как в ряде случаев испытания пластически деформированных металлов на изнашивание

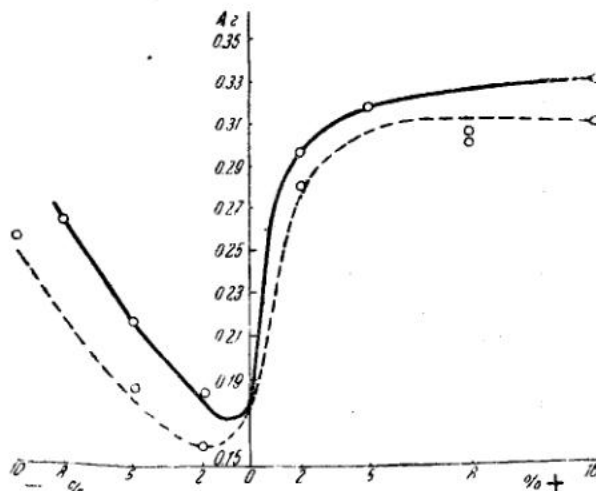


Рис. 3. Изменение износа по Амслеру (в г) стали марки 2 в нормализованном состоянии после деформации растяжением (+) и сжатием (-)

показали увеличение истирания у деформированных металлов, а в ряде других испытаний, наоборот, имело место уменьшение истирания.

В проведенной нами работе выполнены испытания на износ при трении скольжения без смазки образцов трех марок углеродистой стали, химический состав которых указан в таблице (см. ниже).

Испытания производились на машинах типа Шкода-Савина и Амслера. Для испытаний образцов сталей, деформированных в упругой стадии, было изготовлено специальное приспособление, при помощи которого призматические образцы изгибались и в крайних во-

локнах их возникали напряжения растяжения и сжатия. Испытания производились на плоскостях образцов, перпендикулярных к плоскости изгиба. Пластически деформированные образцы были предварительно (в заготовках) сжаты и растянуты до заданных значений величины деформации.

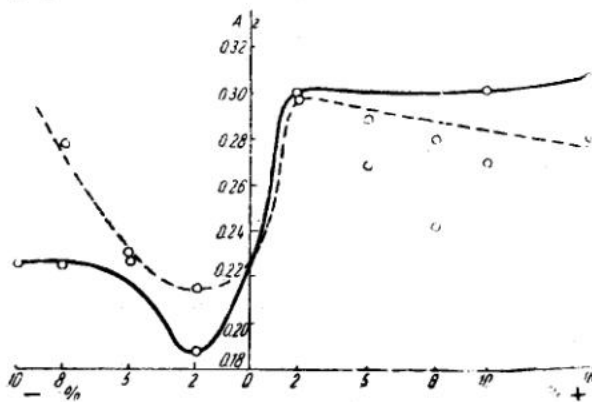


Рис. 4. Изменение износа по Амслеру (в г) стали марки 2 в закаленном и отпущенном состоянии после деформации растяжением (+) и сжатием (-)

Испытания сталей, деформированных в упругой стадии, показали хорошо выраженную зависимость износа от величины упругой деформации. Эта зависимость представлена S-образными кривыми, нижняя часть которых расположена в области упругих деформаций сжатия, а верхняя — в области упругих деформаций растяжения (рис. 1). Такие результаты позволили объ-

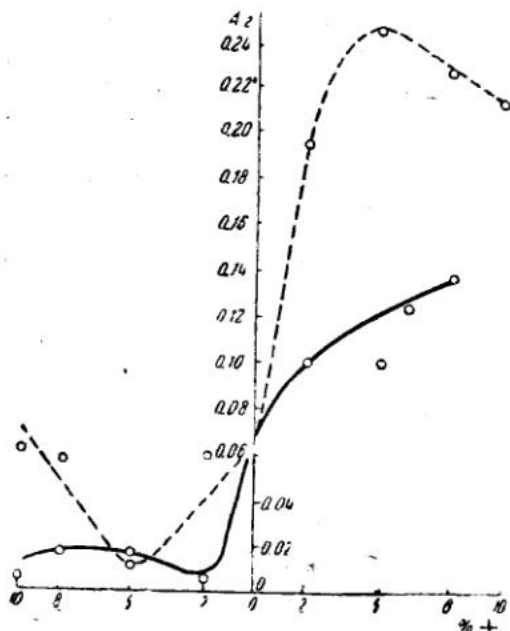


Рис. 5. Изменение износа по Амслеру (в г) стали марки 3 в нормализованном состоянии после деформации растяжением (+) и сжатием (-)

яснить также S-образный характер кривых на диаграммах, построенных по результатам испытаний износ тех же сталей, но предварительно деформированных в пластической стадии (рис. 2, 3, 4, 5 и 6).

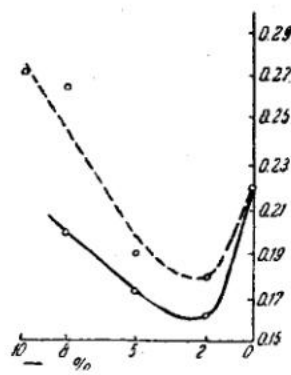


Рис. 6. Изменение износа по Амслеру (в г) стали марки 3 в закаленном и отпущенном состоянии после деформации сжатием (-)

снять также S-образный характер кривых на диаграммах, построенных по результатам испытаний износ тех же сталей, но предварительно деформированных в пластической стадии (рис. 2, 3, 4, 5 и 6).

| | Углерод | Марганец | Кремний | Фосфор | Серя |
|---------|---------|----------|---------|--------|-------|
| Марка 1 | 0.14 | 0.54 | 0.09 | 0.014 | 0.039 |
| » 2 | 0.36 | 0.70 | — | — | — |
| » 3 | 0.56 | 0.79 | 0.29 | 0.03 | 0.022 |

Минимум износа отмечается в этих испытаниях при небольших (2—5%) величинах пластической деформации сжатия, тогда как во всех случаях деформации растяжения и при больших (выше 5—10%) деформациях сжатия износ увеличивался по сравнению с износом недеформированной стали. Снижение износа при деформации сжатием наблюдается тем большее, а минимум обозначается при тем более высоком значении величины деформации, чем больше количество углерода в стали. В свете результатов испытаний на износ в упругой стадии деформации влияние наклепа растяжением и сжатием на износостойкость сталей, пластически деформированных, должно быть объяснено как следствие скольжений в зернах феррита и перлита и как результат возникновения внутренних напряжений второго рода. Остаточное внутреннее напряжение второго рода между зернами перлита и феррита оказывает влияние, аналогичное влиянию напряжений от внешних сил.

Твердость по Виккерсу пластически деформированных сталей увеличивалась по мере увеличения деформации. При деформации сжатием относительно большее значение твердости имело место при испытаниях в направлении, перпендикулярном к направлению деформации, тогда как при деформации растяжением, наоборот, в этом направлении было отмечено относительно меньшее повышение твердости. Разница в значениях твердости при измерении ее по направлению деформации и перпендикулярно этому направлению наблюдается тем большая, чем больше количество углерода в стали. Сопоставление результатов испытания на твердость показало, что число твердости деформированных сплавов не характеризует их износостойкости.

Лаборатория трения
и износа ЦНИИ МПС

Член-корр. АН УССР Б. Д. ГРЗИН

ОБРАЗОВАНИЕ ПИТТИНГА И ПЛАСТИЧЕСКИЕ ДЕФОРМАЦИИ
МЕТАСТАБИЛЬНЫХ СТРУКТУР СТАЛИ

О последовательности развития питтинга можно судить по микрофотографиям поверхностей зубьев шестерен, сделанным при разных стадиях его развития.

Шестерни изготовлены из стали 12 X HA, зацементированы и нормально термически обработаны, согласно техническим карточкам завода, на котором они и исследовались.

На рис. 1 при 400-кратном увеличении показано первоначальное состояние поверхности зуба после шлифовки на станке „M ag“ и самая начальная стадия ее приработки. На этом рисунке, так же как и на других, увеличенных в 400 раз, сфотографирована поверхность площадью около 0.64 мм². Стрелкой *c* обозначено направление перекатывания и скольжения сопряженной поверхности зуба. На рис. 1 видно начало заволакивания царапины 1, более глубокой царапины 2 и начало шелушения поверхности (стрелка *a*).

На рис. 2 при том же увеличении изображены дальнейшая стадия приработки поверхности и дальнейшие стадии развития питтинга. Стрелкой *c* обозначено направление скольжения, так же как и на рис. 1. Стрелками *a*, *b*, *в* обозначены места шелушения, более развитые, чем на рис. 1. В этой стадии приработки сняты и затянуты неглубокие царапины, подобные царапине 1 на предыдущем рисунке, более глубокие 2 сужены и развиваются в трещины (стрелка 3), которые в сочетании с местами шелушения образуют кратер питтинга, подобный обозначенному на рис. 2 стрелкой 2, и далее развиваются в более крупный. На рис. 3 при ув. 400 так же представлена самая начальная стадия развития питтинга. На этом рисунке отчетливо видно постепенное развитие трещин как в ширину, так и в глубину. Все трещины строго ориентированы по направлению царапин от шлифовки (пунктирными стрелками показаны направления шлифовки).

На рис. 4 показаны: стрелкой *B* начало отделения небольших частиц металла и начальное образование очага питтинга и стрелкой *A* большее его развитие. Здесь отчетливо видна постепенная оваллизация контура очага питтинга. Стрелка 3 показывает прямую трещину и пунктир — постепенное закругление и оваллизацию осей слоев металла вокруг очага питтинга. На снимке видны обломки острых краев очага питтинга.

Необходимо отметить, что все трещины и контуры кратеров питтинга ориентированы по направлению рисок от шлифовки (см. пунктирные стрелки) как в данном случае образования в самом начале овальной формы кратера, так и во всех других.

Глубина питтинга нами многократно исследовалась на ряде зубьев шестерен с разными стадиями развития питтинга. По расчету наибольшие касательные напряжения для исследованных нами зубьев шестерен находятся на глубине 0.117 мм, однако ни в одном из случаев мы не обнаружили такой глубины кратера питтинга — обычно эта глубина значительно меньше, порядка 0.01—0.02 мм.

На основании рассмотренного можно сказать, что развитие питтинга происходит не из глубины, а с поверхности металла, и связано полностью с состоянием поверхности в начальный период работы зубьев, а также с теми физическими изменениями свойств наружных слоев металла, которые вызывают механическая обработка и повторное приложение силы трения.

Характер эпюры контактных напряжений зависит от состояния поверхности и измеряется по мере ее приработки. В начальный период работы на эпюре напряжений будут места концентраций их, и вся эпюра будет носить характер не плавной кривой, а искаженной, с рядом пик, тем больших по абсолютной величине и меньших по числу, чем грубее обработана поверхность.

В этот начальный период имеет место полусухое трение. Гребешки неровностей непосредственно воспринимают контактное приложение нагрузки без уравнивающего воздействия смазки. Величина этих напряжений будет значительно выше расчетных и находится за пределами текучести, следовательно, гребешки от обработки или обламываются или сминаются.

Так как сила трения действует на малые объемы металла только известной части поверхности, то материал работает в особых условиях. Ниже и рядом лежащие объемы металла, не подверженные прямому воздействию силы трения, оказывают поддерживающее влияние деформируемому объему. В этих условиях даже закаленная на мартенсит сталь может значительно пластически деформироваться, подобно тому как это бывает при нажатии шариком при испытании на твердость.

Так как сила трения действует повторно, то наклеп тем более легко образуется. Активные объемы металла подвергаются также сильному нагреву, значительно большему, чем средняя температура всей детали, работающей на износ, так как эти объемы являются сами источниками тепла, возникающего в результате их деформации.

При пластической деформации структуры высокого потенциала (аустенит, мартенсит) меняют свою кристаллическую решетку. Непосредственно исследовать наклепанные слои металла на поверхности трения чрезвычайно трудно, так как эти слои имеют толщину порядка десятков микрон.

Таблица 1

Химический состав образцов наклепанной стали

| № п. п. | Название стали | Химический состав (%) | | | | | | |
|---------|------------------|-----------------------|-------|------|-----|---------------|------|------|
| | | C | Mn | Cr | Ni | Si | P | S |
| 1 | Гадфильда . . . | 1.04 | 13.56 | Нет | Нет | 0.32 | 0.48 | 0.01 |
| 2 | Углеродистая . . | 0.92 | 0.66 | » | » | Не определено | 0.07 | 0.06 |
| 3 | Хромистая . . . | 1.06 | 0.46 | 2.64 | » | » | 0.02 | 0.06 |

Для получения некоторого представления о структуре наклепанных слоев мы произвели обжатие крешеров следующих сталей (табл. 1, стр. 240).

Марганцевая сталь Гадфильда взята нами для опытов с целью выяснить поведение устойчивого твердого раствора железа, углерода и марганца под влиянием наклепа, считая это поведение типичным для менее устойчивых твердых растворов аустенитного класса. Хромистая сталь взята как типичная для карбидных сталей.

Крешеры из стали Гадфильда в холодном состоянии были обжаты на 20—40% ударом молота, затем обжатые и необжатые крешеры

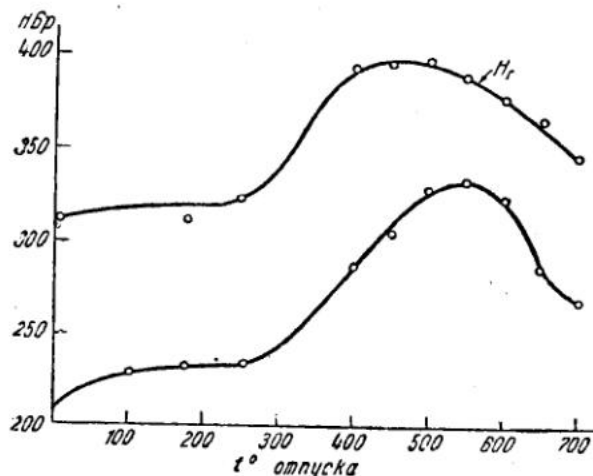


Рис. 5. Твердость наклепанной (H_r) и ненаклепанной стали Гадфильда в зависимости от температуры отпуска

подверглись отпуску, после чего были испытаны на твердость. Выдержка при отпуске 2 ч. 45 мин. Отпуск производился в ваннах. Результат испытаний приведен на рис. 5.

Углеродистая и хромистая стали были подвергнуты изотермической закалке и в аустенитовом состоянии до момента распада аустенита подверглись наклепу ударом молота, причем обжатие образцов достигало 30—50%. Обжатые и необжатые образцы подверглись отпуску.

Результат опытов представлен для углеродистой стали на рис. 6 и для хромистой на рис. 7. На рис. 8 представлена структура наклепанного в холодном состоянии образца стали Гадфильда и на рис. 9 — наклепанного и отпущенного при 450° в течение 3 час. На рис. 8 (ув. 940) отчетливо видны линии сдвига, причем как линии сдвига, так и границы зерен сильно травятся. После наклепа сталь приобрела ферромагнитность. После отпуска на линиях сдвигов весьма отчетливо видны крупные карбиды (рис. 9, ув. 940).

Таким образом, наклеп вызвал выделение карбидов по линиям сдвигов и границам аустенитового зерна стали. В углеродистой стали заметно подобное же явление, однако не так ярко. На рис. 10 представлена структура (при ув. 940) углеродистой стали после наклепа в холодном состоянии, на рис. 11 (ув. 940) — та же структура после травления пикратом натрия. На рис. 10 видно несколько стесненное развитие игл мартенсита, которые в каждом зерне ориентированы в одном направлении, и на рис. 11 видны карбиды, расположенные между иглами мартенсита.

Тот факт, что наклепанные образцы сохраняют после отпуска более высокую твердость, также является косвенным подтверждением выделения карбидов по линиям сдвига зерен.

Для того чтобы подвергнуть наклепу образцы твердой стали, был применен следующий метод. Образцы диам. 4 мм, высотой 10 мм закаленной на мартенсит углеродистой стали с содержанием $C = 0.9\%$, были вставлены в шайбы из мягкой углеродистой стали диам. 18 мм и вместе с шайбами подвергнуты деформации сжатия с относительной осадкой от 16 до 20%. Сопротивление шайбы радиальной де-

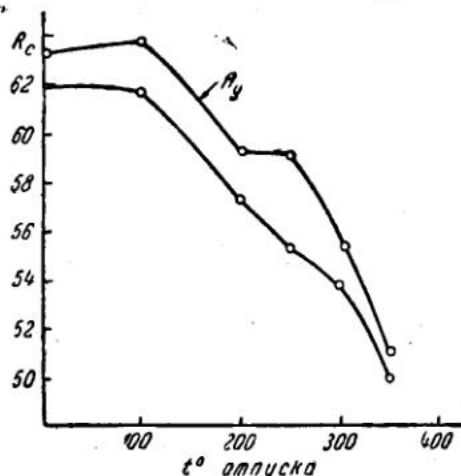


Рис. 6. Твердость в зависимости от отпуска изотермически закаленной углеродистой стали, наклепанной в аустенитовом состоянии (H_y) и ненаклепанной во время закалки

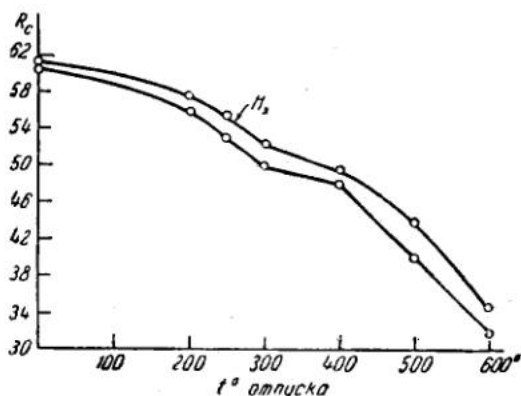


Рис. 7. Твердость в зависимости от отпуска изотермически закаленной хромистой стали, наклепанной в аустенитовом состоянии (H_y) и ненаклепанной

формации оказало поддерживающее действие при деформации закаленных цилиндров. Таким образом, закаленные образцы были подвергнуты всестороннему неравномерному сжатию. Далее, как в предыдущих опытах, образцы были последовательно отпущены и испытаны на твердость. Результаты опытов представлены на рис. 12. Кривая H_M изображает твердость наклепанных образцов мартенситовой структуры в зависимости от температуры их последующего отпуска; твердость их при отпуске от 150 до 400° выше ненаклепанных (вторая кривая рис. 12).

Таким образом, пластические деформации аустенита и мартенсита при последующем отпуске этих структур оказывают влияние на сравнительное повышение твердости структур более низких потенциалов.

Состояние поверхности как фактор, обуславливающий стойкость против износа и других видов динамических нагрузок, достаточно изучено. Однако нам кажется целесообразным подчеркнуть следующие обстоятельства.

Под понятием состояния поверхности чаще всего имеют в виду чисто геометрическое ее состояние, которое в настоящее время достаточно хорошо контролируется как в лабораторных, так и в производственных условиях. Состояние структуры наружных слоев металла не подвергается контролю. Как известно, механическая обработка закаленной поверхности всегда вызывает отпуск небольших объемов металла поверхности. При этом оказывает влияние на стой-

кость деталей не столько изменение твердости поверхностей, сколько неравномерность структуры как по поверхности, так и в некоторой глубине поверхности, и образование в связи с этим внутренних напряжений.

Часто ослабление деталей по причине холодной обработки обуславливается не последней операцией, а предыдущими.

На одном из заводов был исследован ряд коленчатых валов из

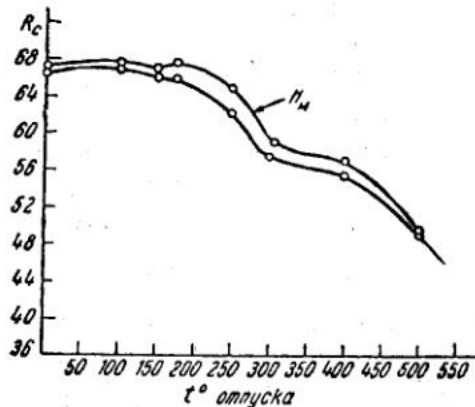


Рис. 12. Твердость в зависимости от температуры отпуска пластически деформированной углеродистой стали мартенситовой структуры (H_m) и той же стали, несклепанной

структуры отпуска происходит уменьшение удельного объема, то темные полосы (см. стрелку a) будут растянуты, как это обозначено стрелками на рис. 13. Кроме того, в плоскости, перпендикулярной к рисунку, по тем же причинам будут действовать растягивающие усилия, которые стремятся оторвать отпущенный объем металла от основной мартенситовой массы. Напряжения от силы трения скольжения сопряженного зуба будут складываться с растягивающими напряжениями отпуска. Величина суммы их будет зависеть от угла, который составляет направление силы трения и внутренних напряжений. В этом отношении наиболее благоприятный случай будет, если сила трения направлена вдоль рисок.

Напряжения от давления смазки, при попадании в риски с отпущенным металлом, будут совпадать по знаку с внутренними напряжениями.

Напряжение от трения качения, как известно, меняет свой знак и величину по синусоидальному закону, а следовательно, то совпадает, то не совпадает по знаку с внутренними напряжениями по вертикальной плоскости.

аварийных моторов. Все валы имели излом усталости. При исследовании путем травления были обнаружены прижоги от шлифовки, причем на многих валах они имели внешний вид рисок от проходки резца. Такая форма прижогов получилась от того, что после токарной обработки шеек вала на гребешки неровностей было большое давление от шлифовального камня, а следовательно, большой нагрев и отпуск структуры.

На рис. 13 (при ув. 200) показана отшлифованная поверхность зуба шестерни после травления. Темные полосы — места отпуска мартенсита в троостит и сорбит. Так как при превращении мартенсита в последующие

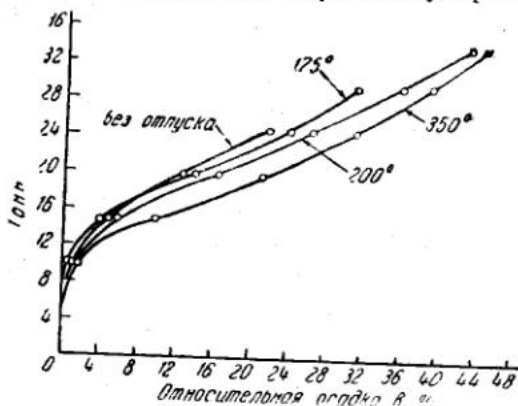


Рис. 14. Деформация сжатия закаленных и отпущенных образцов углеродистой стали

Таким образом, отпущенный объем металла будет находиться под действием переменных несимметричных напряжений сжатия и растяжения. В перпендикулярном направлении к этим напряжениям действуют повторные растягивающие от давления смазки постоянные внутренние напряжения и повторные от силы трения скольжения. Под влиянием такого напряженного состояния образуются трещины, ориентированные по направлениям холодной обработки.

Образование внутренних напряжений в материале от обработки связано с его твердостью и пластичностью, которые зависят от температуры отпуска закаленных изделий. Для определения этой связи нами была произведена деформация образцов от неравномерного всестороннего сжатия. Образцы были изготовлены из углеродистой стали, закалены и отпущены. Методика испытаний описана выше.

Результаты опытов представлены в табл. 2 и на рис. 14.

Таблица 2

Твердость, относительная осадка в зависимости от отпуска

| № п. п. | Термообработка образцов | Средняя твердость | Средняя относительная осадка при нагрузках (%) | | | | | | |
|---------|-------------------------|-------------------|--|------|------|-------|-------|-------|-------|
| | | | 5 т | 10 т | 15 т | 20 т | 25 т | 30 т | 35 т |
| 1 | Закалка без отпуска | 64.0 | 0.25 | 0.88 | 4.53 | 13.24 | 22.06 | — | — |
| 2 | Отпуск 125° | 64.8 | 0.23 | 0.64 | 3.93 | 12.60 | 22.56 | — | — |
| 3 | » 150° | 64.6 | 0.16 | 0.50 | 3.91 | 13.61 | 23.70 | — | — |
| 4 | » 175° | 64.0 | 0.17 | 0.45 | 3.89 | 13.72 | 23.86 | 31.63 | — |
| 5 | » 200° | 61.6 | 0.16 | 0.54 | 5.43 | 16.31 | 26.66 | 36.06 | 43.64 |
| 6 | » 225° | 59.9 | 0.16 | 0.52 | 6.43 | 17.99 | 28.42 | 37.01 | 43.29 |
| 7 | » 250° | 58.3 | 0.19 | 0.67 | 6.91 | 18.56 | 28.90 | 37.60 | 44.66 |
| 8 | » 275° | 57.1 | 0.19 | 0.78 | 7.78 | 19.30 | 29.12 | 37.15 | 43.62 |
| 9 | » 300° | 54.2 | 0.22 | 1.16 | 8.69 | 20.01 | 29.70 | 37.69 | 43.91 |
| 10 | » 350° | 51.1 | 0.13 | 1.52 | 9.91 | 21.47 | 31.29 | 38.92 | 45.23 |

Из указанных данных видно, что выгоднейшее сочетание пластичности и твердости для этой стали находится в пределах отпуска 175—200°

ВЫВОДЫ

1. Питтинг развивается из дефектов металла и механической обработки поверхностей трения под влиянием повторного приложения нагрузки и внутренних напряжений наружных объемов металла.

2. Наклеп аустенита и мартенсита оказывает влияние на сравнительное повышение твердости при отпуске этих структур в структуры более низких потенциалов.

3. Сжатие твердых и хрупких металлов в пластичной обойме дает дополнительные возможности исследовать свойства метастабильных структур.

П. Е. ДЬЯЧЕНКО

ЗАВИСИМОСТЬ МИКРОГЕОМЕТРИИ ПОВЕРХНОСТИ ОТ УСЛОВИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

На величину поверхностных неровностей при обработке режущим инструментом оказывают влияние следующие факторы:

1. Геометрическая (макрогеометрическая и микрогеометрическая) форма режущего лезвия инструмента.
2. Режимы резания (толщина срезаемого слоя и скорость резания).
3. Упругая и пластическая деформации в процессе резания.

К макрогеометрическим характеристикам формы режущего лезвия инструмента относятся (рис. 1):

- 1) углы заточки резца (передний γ , задний α , вспомогательные φ и φ_1 , наклона передней грани λ);
- 2) радиус закругления вершины резца R .

К микрогеометрическим характеристикам формы режущего лезвия относятся:

- 1) радиус округления режущего лезвия ρ ;
- 2) микрогеометрия режущего лезвия.

Назовем высоту неровностей обработанной поверхности через H_{\max} , высоту неровностей режущего лезвия — h_0 .

Из элементов режимов резания решающее влияние на микрогеометрию обработанной поверхности оказывают:

а) толщина срезаемого слоя, определяемая продольной подачей S , и

б) скорость резания v , определяющая скорость и характер деформирования обрабатываемого металла.

В процессе резания на величину неровностей влияют:

а) упругая деформация металла, проявляющаяся в „упругом восстановлении“ металла после прохода режущего лезвия;

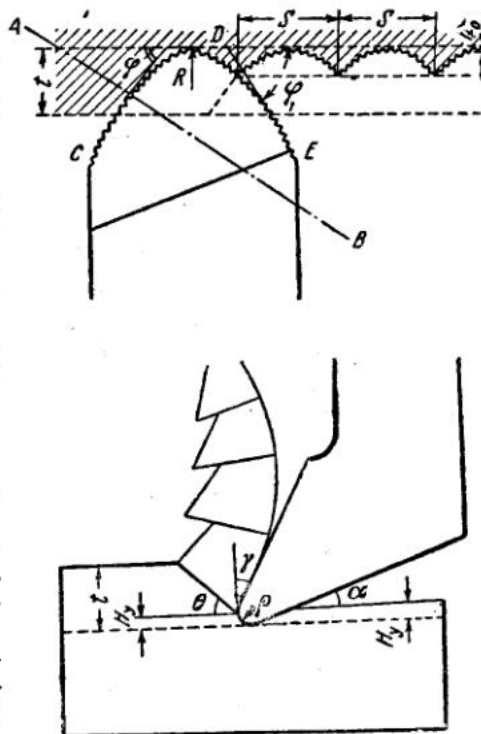


Рис. 1.

б) пластическая деформация, проявляющаяся различно при разных скоростях резания.

На величину деформации при резании влияют такие дополнительные факторы, как:

- а) состав и структура обрабатываемого материала;
- б) теплопроводность обрабатываемого материала;
- в) охлаждение при резании;
- г) материал, из которого изготовлен режущий инструмент.

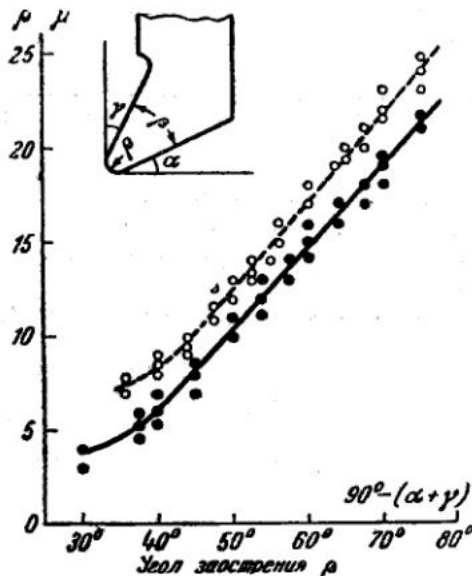


Рис. 2. ○ — резцы из быстрорежущей стали; ● — резцы из победита

поверхности. Микрогеометрию лезвия, или пересечения двух режущих граней, можно измерить двумя предложенными нами способами. Высота неровностей на режущем лезвии определяется при помощи обычного микроскопа с увеличением 250—300. Среднее квадратичное отклонение неровностей определяется при помощи профилометра Аббота, у которого вместо иглы вставляется лопатка из закаленной инструментальной стали с тем же радиусом закругления на конце (12 микрон).

Толщина срезаемого слоя металла очень сильно влияет на величину неровностей. Толщина срезаемого слоя определяется продольной подачей резца. Если бы в процессе резания не было упруго-пластических деформаций, высоту неровностей легко было бы вычислить по геометрической форме вершины резца. Высота неровностей выражалась бы формулой

$$H_p = \frac{S^2}{8R},$$

где H_p — расчетная максимальная высота неровностей.

Но измерение высоты неровностей показывает, что действительная высота неровностей сильно отличается от расчетной, особенно в области малых подач.

На рис. 3 показаны вершина резца и образуемые ею гребешки на поверхности изделия. В области больших подач гребешок образуется

Проанализируем влияние всех перечисленных факторов на микрогеометрию обработанной поверхности.

Микрогеометрические характеристики режущего инструмента до сих пор не оценивались. В их оценке явилась необходимость при оценке микрогеометрии обработанной поверхности.

Радиус округления режущего лезвия ρ характеризует завал, притупление лезвия, имеющее место не только у затупленного, но и у острого резца. Этот радиус измеряется при помощи двойного микроскопа Линника при увеличении 300. На рис. 2 показана зависимость радиуса округления ρ от угла заострения β резца.

Обычные приборы для оценки микрогеометрии оценивают величину неровностей геометрической

главным образом за счет радиуса закругления резца R и подачи s . Неровности лезвия резца, показанные на рис. 3, мало влияют на высоту неровностей обработанной поверхности. В области же малых

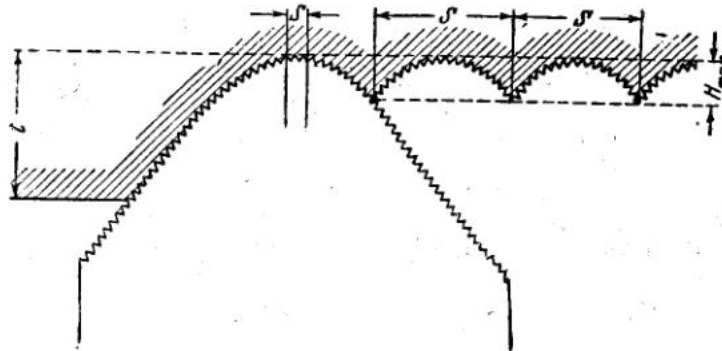


Рис. 3

подач, когда кривизна вершины резца не сказывается на размерах высот неровностей, величина H_{max} обработанной поверхности зависит в основном от микрогеометрии лезвия резца (если не образуется нароста).

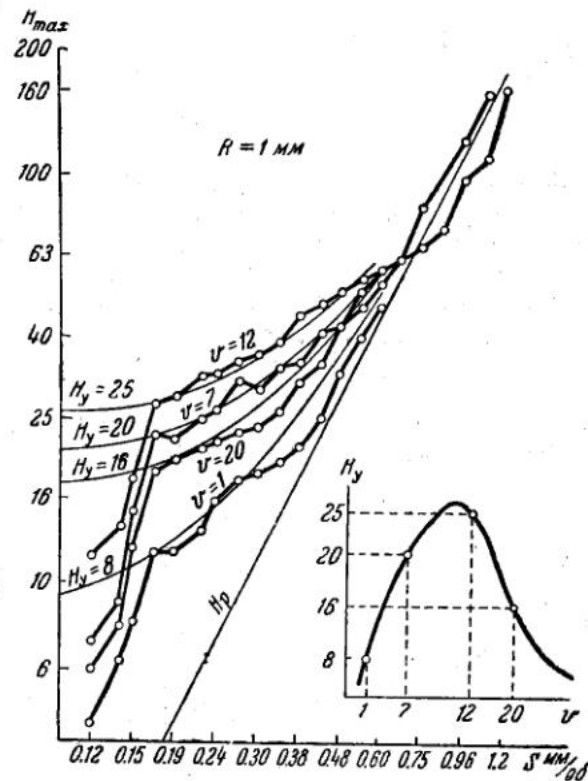


Рис. 4

На рис. 4 показаны экспериментально полученные зависимости высоты неровностей обработанной поверхности от продольной подачи для стали 30 ХГСА при определенных условиях течения. На рис. 5 эта зависимость показана схематически. Здесь H_p изображает расчет-

ную высоту неровностей, вычисленную по геометрическим размерам вершины резца. В зоне I подач (чистовое точение) величина неровностей зависит от микрогеометрии лезвия резца. В зоне II (полуобдирочное и обдирочное точение) высота неровностей зависит от величины подачи, радиуса закругления вершины резца, упругого восстановления H_y обрабатываемого материала после прохода резца и скорости резания. Величина H_y зависит от радиуса округления резца ρ и угла скалывания стружки θ , который связан с продольной усадкой стружки ξ , и выражается формулой $H_y = \rho (1 - \cos \theta)$

При резании металла резцом устанавливается течение стружки по передней грани резца, причем на высоте H_y у вершины резца, имеющей округление, стружка отрывается от основной массы металла. Оставшаяся часть толщиной H_y сминается вершиной резца и упруго

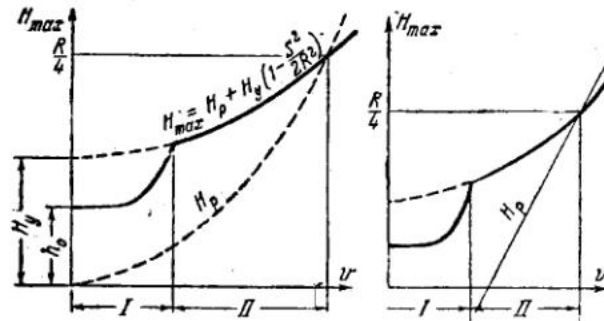


Рис. 5

восстанавливается после прохода резца. Проанализировав искажение профиля гребешков в результате упругого восстановления, получим формулы для определения высоты неровностей при черновом и чистовом точении при отсутствии нароста на резце. Для чернового точения (зона II на рис. 5) высота неровностей выражается

$$H_{\max} = H_p + H_y \left(1 - \frac{S^2}{2R^2} \right),$$

где H_y — упругое восстановление металла после прохода резца.

Для чистового точения (зона I на рис. 5) высота неровностей будет

$$H_{\max} = 1.1 h_0.$$

Эти формулы проверены при точении большого количества различных металлов. Часть экспериментальных данных показана на рис. 4.

Зависимость высоты неровностей от скорости резания схематически представлена на рис. 6 кривой I и аналитически выражается формулой

$$H_{\max} = (A + Bv)e^{-kv} + c.$$

На рис. 7 показана экспериментально полученная зависимость высоты неровностей от скорости резания при точении с разными подачами стали 1045. Максимум кривых для всех подач расположен на одной вертикали. При точении различных металлов максимум перемещается по оси абсцисс в пределах 10–25 м/мин. Это перемещение максимума зависит от температуры в месте резания, наличия охлаждения при резании, свойств обрабатываемого металла, теплопро-

водности резца и обрабатываемого металла. Максимум смещается вправо при наличии охлаждения, более хрупком металле, более теплопроводном резце и обрабатываемом металле, искусственном понижении температуры в месте резания.

Наличие максимума на кривой $H_{\max} = f(v)$ объясняется величиной пластической зоны (нароста) на вершине резца, которая имеет различные размеры при различных скоростях резания. Максимум кривой получается при той же самой скорости резания.

Были проведены специальные эксперименты по изменению хрупкости обрабатываемого металла различными способами: стальной диск наклепывался сначала под паровым молотом, затем при помощи пневматического молотка к чистому алюминию присаживалась в одном случае медь, в другом цинк (для повышения хрупкости). При обработке металлов в таких вариантах максимум кривой $H_{\max} = f(v)$ отклонялся вправо и вниз для более хрупких металлов.

Температура в месте резания оказывает большое влияние на высоту неровностей. При точении с искусственным подогревом и охлаждением образцов

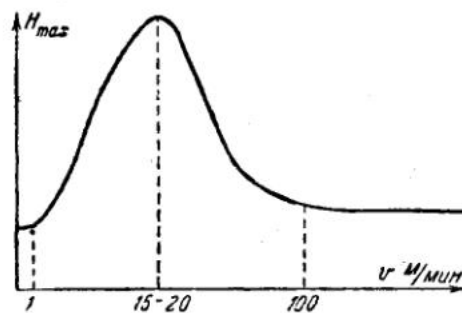
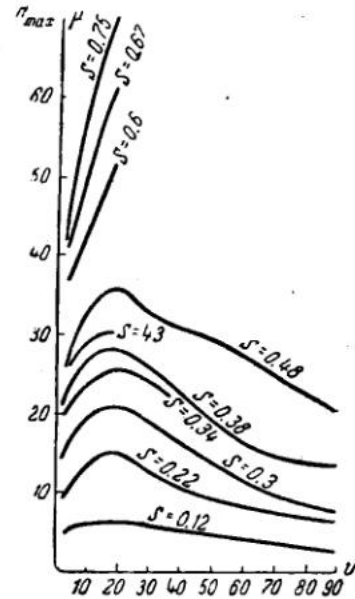


Рис. 6

Рис. 7. $R = 1$ мм, $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 8^\circ$, $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$, без охлаждения, резец РФ1

оказалось, что одна и та же микрогеометрия получается при точении с постоянной температурой и переменной скоростью резания и при постоянной скорости резания, но переменной температуре в месте резания.

Была исследована микрогеометрия поверхности при изменении углов заточки резца. При этом оказалось, что изменения в геометрии вершины резца целиком отражаются на микрогеометрии поверхности. При затуплении резца происходит непрерывное изменение геометрии вершины резца. Соответственно изменяется и микрогеометрия поверхности. При точении быстрорежущим резцом при затуплении по задней грани в 0.5 мм получается наиболее чистая поверхность. В обе стороны от этой величины микрогеометрия ухудшается.

При практическом применении в цеховых условиях предлагаемой методики необходимо иметь график, выражающий зависимость величины неровностей, с одной стороны, от продольной подачи, с другой стороны, от скорости резания, как это показано на рис. 8. Для получения такого графика при точении неизвестного по своим "чистотным" характеристикам материала рекомендуется обточить торец бол-

ванки из исследуемого металла, измерить на торце высоту неровностей при помощи двойного микроскопа от центра к периферии и по этим замерам построить зависимость $H_{\max} = f(v)$ для одной подачи. Затем на этом же графике путем пересчета нужно нанести подобные зависимости для других подач. По приведенным выше формулам, пользуясь построенными графиками, можно построить всю правую часть диаграммы, показанной на рис. 8, т. е. построить зависимость $H_{\max} = f(v)$ для всех нужных подач как для чистового, так и для чернового точения. В левой части такая зависимость построена для

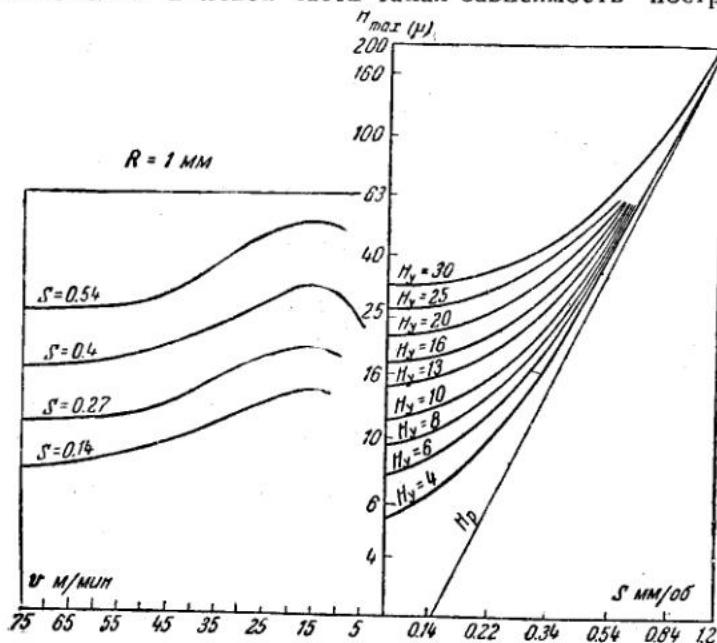


Рис. 8

чернового точения стали У10А. В цеховых условиях такие графики необходимо строить для экономически выгодных скоростей резания и подач.

Экспериментами установлено, что при изменении скорости резания очень отчетливо изменяются: поперечная шероховатость, продольная шероховатость и характер неровностей обработанной поверхности, оцениваемой глазомерно по фотоснимку. Эти параметры изменяются при резании с увеличивающейся скоростью резания точно так же, как при постоянной скорости резания, но с повышающейся температурой обрабатываемого изделия. Тепловой режим на лезвии инструмента создает тот характер следов деформирования металла на поверхности, который мы наблюдаем при различных скоростях резания.

Исходя из этого, нами предложен метод определения теплового режима при различных скоростях резания и метод оценки стойкости режущих инструментов по микрогеометрии поверхности.

М. М. ХРУЦОВ

**ВЛИЯНИЕ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ ЦАПФЫ
НА ТРЕНИЕ ПОДШИПНИКОВЫХ СПЛАВОВ**

Когда поверхности цапфы и подшипника полностью отделены жидким слоем смазки, влияние шероховатости обеих поверхностей на трение незначительно. Но от величины шероховатостей в сильной мере зависят те условия, при которых возникает жидкостное трение: чем поверхности более гладки, тем меньше при прочих равных условиях то „критическое“ значение величины $\left(\frac{\eta\omega}{k}\right)^1$, которое соответствует переходу от трения при несовершенной смазке к трению жидкостному. Можно уверенно сказать, что с точки зрения обеспечения жидкостного трения выгодна наименьшая шероховатость поверхностей подшипника и цапфы.

Однако подшипник не всегда работает при наличии сплошной жидкой пленки. При его пуске в ход или при остановке работа неизбежно происходит некоторое время в условиях несовершенной смазки. Подобные же условия возникают не только при малых значениях угловой скорости ω , но также и при слишком малой вязкости смазки η , обязанной, например, высокой ее температуре, или при слишком высоком удельном давлении k ; в результате значение параметра $\left(\frac{\eta\omega}{k}\right)$ оказывается меньше критического.

Кроме того, ряд других причин также может обуславливать работу подшипника в области несовершенной смазки. Вопрос о том, какова должна быть для этих условий трения шероховатость поверхностей, окончательно не разрешен. В литературе по этому поводу высказываются различные мнения. В целях дополнительного освещения вопроса нами было проведено экспериментальное исследование влияния на трение подшипниковых сплавов цапф с различной финишной обработкой и с различной твердостью. Некоторые результаты этой работы излагаются ниже.

УСЛОВИЯ ИСПЫТАНИЯ. ОБРАЗЦЫ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ

Испытания проводились по схеме трения частичного вкладыша о вращающийся вал. Размеры вкладыша показаны на рис. 1; его поверхность трения равна 5 см² и состоит из двух одинаковых полосок вдоль образующей, разделенных широкой канавкой. Схема нагружения образца показана на рис. 2. Измерение момента трения

¹ η — динамическая вязкость смазочного масла, ω — угловая скорость цапфы, k — удельное давление на проекцию подшипника.

производилось путем уравнивания головки, в которой крепится вкладыш, при помощи грузов, накладываемых в чашечки, подвешенные к концам рычага, с таким расчетом, чтобы рычаг был всегда в одном и том же положении.

В этой испытательной машине наибольшая нагрузка на образец 2,5 т, при этом удельное давление на поверхность образца, указанного на рис. 1, достигает 500 кг/см². Условия трения были выбраны такими, чтобы в пределах нагрузок, допускаемых испытательной машиной, можно было бы обеспечить трение при несовершенной смазке для

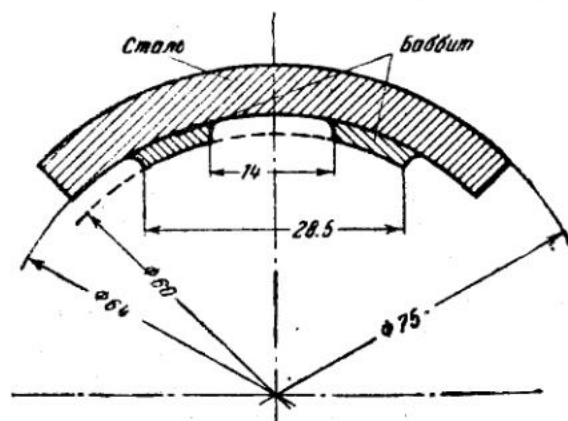


Рис. 1. Вкладыш-образец

случая наиболее гладкой поверхности цапфы. Скорость вращения вала 500 об/мин. Смазка — керосин (очищенный) при постоянной температуре 14–16°, подавалась к цапфе под постоянным напором в количестве 30 л в 1 час; из отверстия в трубке, расположенной вдоль цапфы, керосин брызгал на цапфу тонкими струйками.

Подшипниковые сплавы, подвергнутые испытанию, указаны в табл. 1. Баббит и свинцовистая бронза были залиты по стали методами,

принятыми в производстве, так что образцы-вкладыши были биметаллическими (рис. 1); из алюминиевого сплава образец-вкладыш был изготовлен целиком.

Окончательная механическая обработка рабочей поверхности образцов подшипниковых сплавов заключалась в тонкой алмазной расточке.

Перед испытанием рабочая поверхность каждого вкладыша-образца подвергалась длительной приработке при циклическом изменении скорости; для этого образец-вкладыш устанавливался на испытательной машине в паре со специальной рифленой нитрированной цапфой, и валу сообщались повторные запуски, т. е. мотор, приводящий вал машины во вращение, включался на короткий срок и выключался, затем,

Состав подшипниковых

| Обозначение | Наименование сплава | Основные элементы (%) | | |
|-------------|---|-----------------------|------|------|
| | | Sn | Pb | Cu |
| Б83 | Баббит высокооловянистый | Ост. | 0.36 | 5.71 |
| БМН | Баббит малооловянистый | 9.93 | Ост. | 1.63 |
| БСТ-1 | Баббит малооловянистый | 9.63 | » | 1.00 |
| Св. Бр. | Свинцовистая бронза (бинарная с 30% свинца) | — | 30.0 | Ост. |
| АЖ-6.5 | Алюминиевый сплав | — | — | — |

¹ Твердость по Виккерсу при нагрузке 2 кг, выдержка 3 мин.

через несколько секунд выдержки вала в покое, мотор повторно включался и потом выключался и т. д. Для включения и выключения мотора служил специальный автомат. Число повторных циклов в минуту около 7; длительность пребывания цапфы в покое 6.5 сек. При этой предварительной приработке удельное давление постепенно повышалось до 24 кг/см²; смазка производилась керосином. Конец приработки определялся совершенным прилеганием всей поверхности образца, по визуальной оценке.

Степень шероховатости рабочей поверхности образцов-вкладышей оценивалась микроинтерферометром; в направлении скольжения наибольшая высота неровностей оказалась порядка 0.27 микрон.

Материал цапф — углеродистая сталь 45 по ГОСТ, двух градаций твердости: цапфы „нормальной твердости“ в результате закалки и высокого отпуска („улучшение“) имели твердость по Роквеллу Rc 21—24. Цапфы „высокой твердости“ после поверхностной закалки (с нагревом в высокочастотном магнитном поле) имели твердость по Роквеллу Rc 55—57.

Окончательная механическая обработка рабочей поверхности цапфы была: 1) суперфиниш; 2) тонкая полировка наждачной бумагой; 3) тонкая шлифовка; 4) тонкая обточка. Шероховатость каждой цапфы оценивалась после обработки при помощи профилометра Аббота путем измерения вдоль образующей и оказалась (прибл.): для цапф, обработанных методом суперфиниш, 1—2 микродюйма; полированных 5—6 микродюймов; шлифованных цапф нормальной твердости 11—14 микродюймов; шлифованных цапф высокой твердости 9 микродюймов и обточенных (нормальной твердости) 110 микродюймов.

ПОРЯДОК ИСПЫТАНИЯ И ИХ РЕЗУЛЬТАТЫ

Испытания образца-вкладыша и соответствующей ему парной цапфы начинались без нагрузки, и затем через каждые 2.5 мин. для

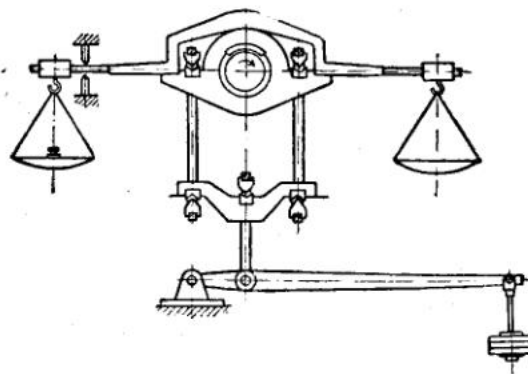


Рис. 2. Схема нагруженного устройства испытательной машины «Р»

Таблица 1

сплавов, подвергнутых испытанию

| Sb | Al | Прочие элементы | Твердость сплава ¹ |
|-------|------|--------------------------------------|-------------------------------|
| 10.98 | — | Cd 1.47; As 0.76; Ni 0.96 Fe 0.18 | 30 |
| 13.52 | — | | 23.2 |
| 15.33 | — | | 20.4 |
| — | — | Fe 5—6; Mg 0.3—0.5 | 39.6 |
| — | Ост. | | 45.7 |

тельности испытания добавлялась одинаковая нагрузка в 5 кг на рычаг, или 6.83 кг/см^2 в пересчете на удельное давление на образец. Во время испытания отмечались величина момента трения и температура образца (по термометре, вставленной в слой антифрикционного металла, так что спай находился на расстоянии около 1 мм от поверхности трения). При повышении коэффициента трения выше 0.05 условно считалось достигнутым состояние начала „заедания“, и опыт прекращался; для случая поверхностей цапф, суперфинишированных и полированных, коэффициент трения, повысившись до 0.05, дальше продолжал обычно повышаться весьма резко.

После этого нагрузка снималась, и опыт повторялся на том же образце-вкладыше и цапфе заново, в том же порядке. После того как два последовательно проведенных опыта давали одинаковые результаты, испытание данной пары вкладыша и цапфы считалось законченным.

В качестве примера в табл. 2 приводятся данные о величинах наибольших удельных давлений, достигнутых при повторных опытах полированных цапф нормальной твердости.

Таблица 2

| Подшипниковый материал | Количество повторных опытов | Наибольшая величина удельного давления, достигнутого в отдельном опыте (кг/см^2) | Окончательная величина удельного давления при начале заедания (кг/см^2) |
|---------------------------------|-----------------------------|---|--|
| Баббит Б ³ | 3 | 410; 410; 425 | 425 |
| Баббит БМН | 3 | 460; 445; 445 | 445 |
| Баббит БСТ-1 | 3 | 450; 420; 390 | 390 |
| Свинцовистая бронза | 6 | 160; 218; 258; 320; 345; 345 | 315 |
| Ал. сплав АЖ-6.5 | 6 | 110; 140; 160; 165; 162; 162 | 162 |

В случае баббитов три повторных опыта обычно оказывались достаточными. В случае свинцовистой бронзы и суперфинишированной цапфы нормальной твердости число повторных опытов было 15.

Результаты испытаний на трение представлены для баббита Б83 на диаграмме рис. 3, приводимой в качестве примера. По оси абсцисс отложены величины удельного давления, а по оси ординат — величина коэффициента трения. Каждая кривая соответствует данным последнего из повторных опытов соответственной серии.

Результаты испытаний трех баббитов оказались очень близкими между собой.

В таком же порядке были проведены испытания тех же подшипниковых сплавов в сочетании с цапфами высокой твердости и разной окончательной механической обработкой поверхности.

В результате проведенных испытаний микрогеометрия цапф изменилась следующим образом: цапфы, обработанные методом суперфиниш, стали более шероховатыми (при измерении профилометром вдоль обрзующей); цапфы, полированные наждачной бумагой, мало изменили величину своей шероховатости; цапфы шлифованные стали более гладкими. Этот характер изменения шероховатости одинаков для цапф нормальной и высокой твердости.

Так, например, работавшие в сопряжении с тремя баббитами суперфинишированные цапфы нормальной твердости изменили шероховатость с 1 до 5 микродюймов; полированные цапфы не изменили шероховатости; шлифованные — дали понижение с 13 до 9 микродюймов.

Повышение шероховатости суперфинишированных цапф произошло вследствие возникновения кольцевых рисок. Понижение шероховатости шлифованных цапф произошло за счет частичного выглаживания следов шлифовки и наложения кольцевых рисок; в результате приработки изменилось направление гребней неровностей.

Величину удельного давления начала заедания, полученную в результате испытания данной пары, можно относить к исходной шероховатости цапфы; она укажет на то наибольшее удельное давление, которое возможно получить для данной пары при данных

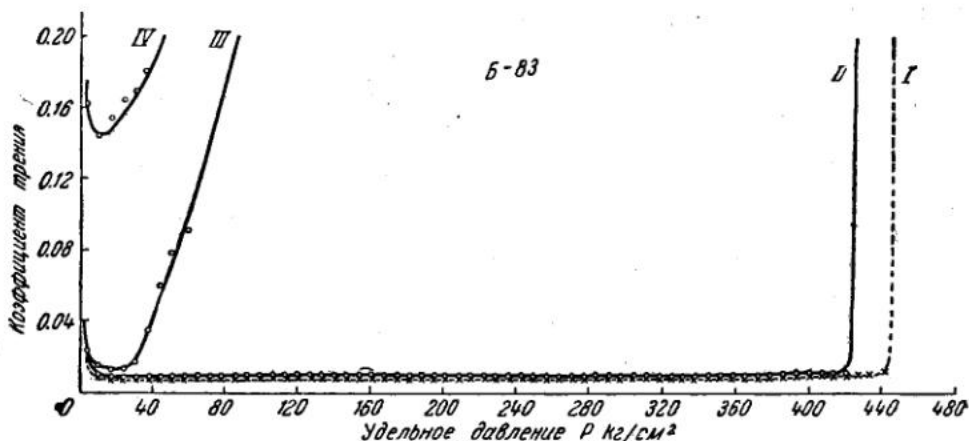


Рис. 3. Результаты испытания баббита Б-83 в паре с цапфами нормальной твердости.

Виды обработки цапф: I — суперфиниш; II — полировка наждачной бумагой; III — тонкая шлифовка; IV — тонкая обточка

внешних условиях трения после полной взаимной приработки поверхностей. Но можно эту же величину удельного давления относить к конечной шероховатости цапфы; в этом случае удельное давление и шероховатость относятся к одному и тому же моменту и состоянию поверхностей.

ЗАВИСИМОСТЬ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ НАЧАЛА ЗАЕДАНИЯ ОТ ШЕРОХОВАТОСТИ ЦАПФ

На диаграммах рис. 4 и 5 представлена зависимость „удельного давления начала заедания“ после приработки цапфы от величины шероховатости цапфы, измеренной после приработки; соответственные данные испытаний представлены кружками с крестиками, причем зачерченные кружки относятся к цапфам высокой твердости.

Результаты проведенных опытов указали на преимущество более гладких поверхностей с точки зрения возможности достижения после приработки максимального давления начала заедания.

Во взаимодействии между вкладышем и цапфой, ведущем к изменению шероховатости поверхности последней, важное значение имеет строение подшипникового материала. Как образование кольцевых рисок на поверхности цапфы, так и смещение гребней неровности, с приданием им ориентировки в направлении относительного движения, совершается в результате главным образом пластического деформирования стали под механическим воздействием на нее твердых структурных элементов антифрикционных сплавов. Баббиты дали одинаковые величины удельного давления начала заедания. Эти

баббиты имеют близкие механические свойства, и во всех трех баббитах имеется один и тот же твердый структурный элемент — кубы Sn, Sb.

В случае бинарной свинцовой бронзы оказалось, что цапфа нормальной твердости, обработанная методом суперфиниш и методом полировки, хотя с трудом, но прирабатывается к свинцовой бронзе, в то время как твердая цапфа практически не прирабатывается. С точки зрения получения в результате приработки наибольшего значения удельного давления начала заедания свинцовистую бронзу следует, согласно полученным нами результатам, применять в сопряжении с цапфой нормальной твердости, поверхность которой получила

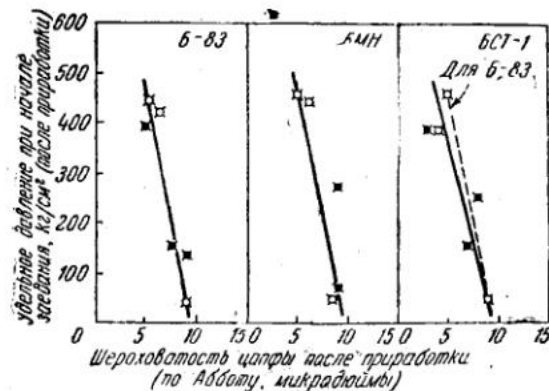


Рис. 4. Зависимость удельного давления начала заедания (после приработки подш. сплава и цапфы) от шероховатости цапфы, измеренной по Абботу (после приработки), для трех баббитов

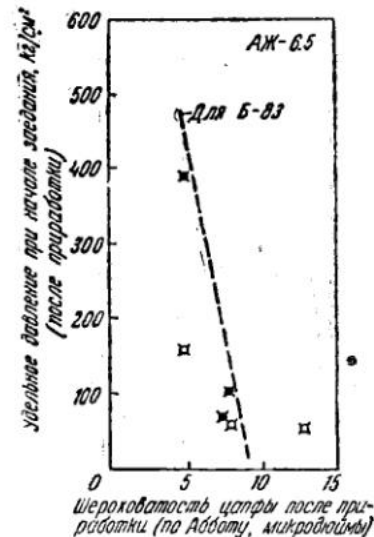


Рис. 5. Зависимость удельного давления начала заедания (после приработки сплава и цапфы) от шероховатости цапфы, измеренной по Абботу (после приработки), для алюминиевого сплава АЖ-6.5

окончательную механическую обработку в виде полировки наждачной бумагой. Цапфы „нормальной твердости“ прирабатываются в случае свинцовой бронзы труднее, чем в случае баббитов; это соответствует отсутствию в бинарной свинцовой бронзе структурных элементов с твердостью, большей, чем твердость наклепанной меди.

Из опыта эксплуатации подшипников свинцовой бронзы известно, что для уменьшения износа цапф и целесообразно придавать высокую поверхностную твердость. В этом случае особенно большое значение приобретает качество обработки и отделки сопряженных деталей, поскольку путем приработки оказывается затруднительным обеспечить их наилучшее взаимное прилегание.

В случае алюминиевого сплава АЖ-6.5 обнаружено, что этот сплав сильно повреждает цапфу, особенно нормальной твердости, что стоит, несомненно, в прямой связи как с весьма высокой твердостью твердых структурных элементов в этом сплаве (микротвердость кристаллов $FeAl_3$ около 960), так и со слишком крупным их размером в данном случае (заготовка для вкладыша была не ковчаная, а прессованная). Более благоприятные результаты получаются при сочетании этого сплава с цапфой высокой твердости.

ВЫВОДЫ

1. Из сопоставления шероховатости цапфы, измеренной вдоль ее образующей до и после испытания, и величины удельного давления при начале заедания на разных стадиях приработанности цапфы найдено, что при приработке цапфы происходит изменение ее шероховатости не только по величине, но и по направленности.

2. Оценка влияния шероховатости цапфы на трение и износ подшипникового сплава должна поэтому производиться с учетом того, что начальная шероховатость цапфы и ее характер в процессе приработки меняются.

3. Между удельным давлением при начале заедания подшипниковых материалов и шероховатостью цапф после их взаимной приработки имеется зависимость, сводящаяся к тому, что это удельное давление повышается с понижением шероховатости.

4. Сопоставление воздействия разных подшипниковых материалов на поверхность цапф разной твердости и чистоты отделки привело к заключению, что наиболее выгодной шероховатостью после финишной обработки должна быть та, которая обеспечит скорейшую приработку цапфы при данных условиях работы подшипника; в зависимости от этих условий и от примененных материалов цапфы и подшипника могут быть различные наиболее выгодные финишные обработки.

5. При примененных в данном исследовании условиях трения и сочетаниях материалов наиболее выгодными оказались: для всех трех баббитов — отделка цапфы методом суперфиниша как в случае цапф нормальной твердости, так и особенно при цапфах высокой твердости; для свинцовистой бронзы — полировка цапфы (цапфы нормальной твердости); для алюминиевого сплава АЖ-6.5 — суперфиниш цапфы (цапфы только высокой твердости).

Институт машиноведения
АН СССР

П. Е. ДЬЯЧЕНКО, В. Э. ВАЙНШТЕЙН и Е. А. ЧИРКОВА

ЗАВИСИМОСТЬ ИЗНОСА МЕТАЛЛОВ ОТ МИКРОГЕОМЕТРИИ ПОВЕРХНОСТИ

При изменении условий эксплуатации изменяется зависимость величины износа от микрогеометрии поверхности. В данной работе проанализированы крайние условия эксплуатации в отношении нагружения трущихся частей и для этих крайних случаев исследована зависимость износа от микрогеометрии поверхности. Исследование производилось в одних случаях при очень высоком удельном давлении на площади соприкосновения трущихся поверхностей, в других случаях при очень низком удельном давлении. При исследовании изменялась только микрогеометрия трущихся поверхностей, все же остальные условия испытаний оставались постоянными.

В нашей работе исследовалась трущаяся пара, соответствующая валу и подшипнику реальных машин. В большей части испытаний микрогеометрия образца, соответствующая подшипнику, оставалась постоянной, а микрогеометрия образца, соответствующего валу, была переменной, и исследовалась зависимость износа вала от микрогеометрии этого же вала. Если попытаться перенести результаты исследования на реальные машины, то можно сказать, что в данной работе исследовалась зависимость износа вала от микрогеометрии вала же при постоянном подшипнике и при крайних условиях нагружения (области высокого и низкого давления на трущихся поверхностях).

Исследования проведены на машинах трения: при высоком удельном давлении на машине Амслера, при низком удельном давлении на машинах трения Амслера, DVL и Зайцева. При изготовлении образцов применялись специальные приемы, позволившие оставить переменной только микрогеометрию.

При исследовании износа в условиях высокого удельного давления образцы, соответствующие валу, изготавливались из нормализованной стали 1045, имеющей большое распространение в машиностроении. Образцы, соответствующие подшипнику, изготавливались в одном случае из закаленной стали У-8, в другом случае из бронзы БрОЦС. Образцы-валы были диаметром 40 мм, образцы-подшипники представляли собою параллелепипед. Испытание производилось без подвода смазки. Таким образом, на машине трения были созданы наиболее тяжелые условия трения.

На рис. 1. показана зависимость величины износа ролика из стали 1045, трущейся по плоской поверхности образца из стали У-8, от числа оборотов ролика, т. е. от пути трения. Начальная микрогеометрия плоского образца была постоянна, ролик имел 3 градации по микрогеометрии: 2.5—3.0 микродюйма, 11—13 микродюймов и 45—50 микродюймов по профилометру Аббота. Для каждой степени

микрогеометрии было испытано по 6 образцов. После 50, 100, 200, 300, 500, 800, 1100 и 1400 оборотов ролика производились взвешивания образцов и определение их износа.

Предварительные испытания показали, что по мере износа микро-

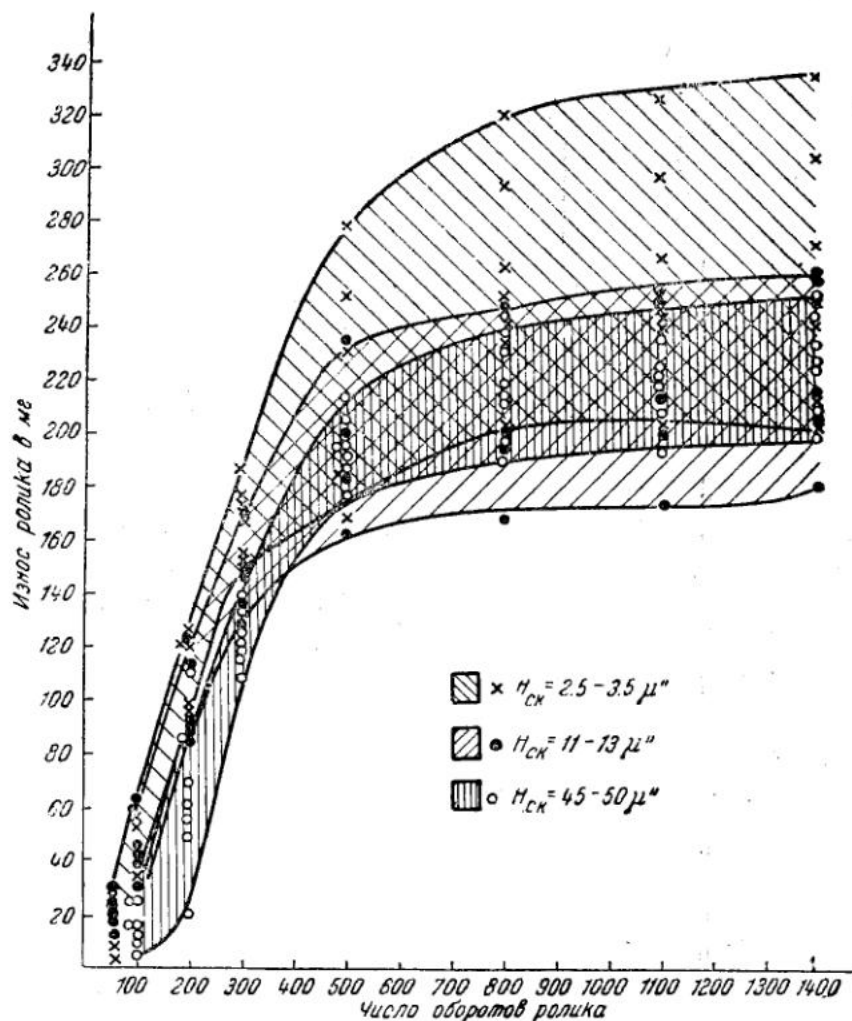


Рис. 1

геометрия поверхности ролика, определенная в направлении образующей, изменяется так, как показано в табл. 1 (стр. 260).

По мере увеличения суммарного числа оборотов (пути трения) на трущейся поверхности ролика в отдельных местах начинали появляться задиры уже при 30—50 оборотах ролика. Возрастающая часть кривой на рис. 1 характеризует нарастание количества задиры на поверхности и изменение направления поверхностных неровностей с направления, полученного при механической обработке, к направлению движения трения. Примерно после 500 оборотов ролика неровности на всей поверхности изменяют как величину (они становятся больше), так и направление (по движению трения). На начальном участке износ ролика интенсивен, в то время как на конечном

Таблица 1

| Продолжительность испытания (мин.) | Суммарное число оборотов ролика | Показания профилометра (микродюймы) |
|------------------------------------|---------------------------------|-------------------------------------|
| 0 | 0 | 13—14 |
| 2 | 60 | 20—22 |
| 7 | 210 | 20—25 |
| 20 | 600 | 130—140 |
| 35 | 1050 | 150—160 |
| 50 | 1500 | 170—180 |
| 80 | 2400 | 200—230 |
| 110 | 3300 | 200—230 |

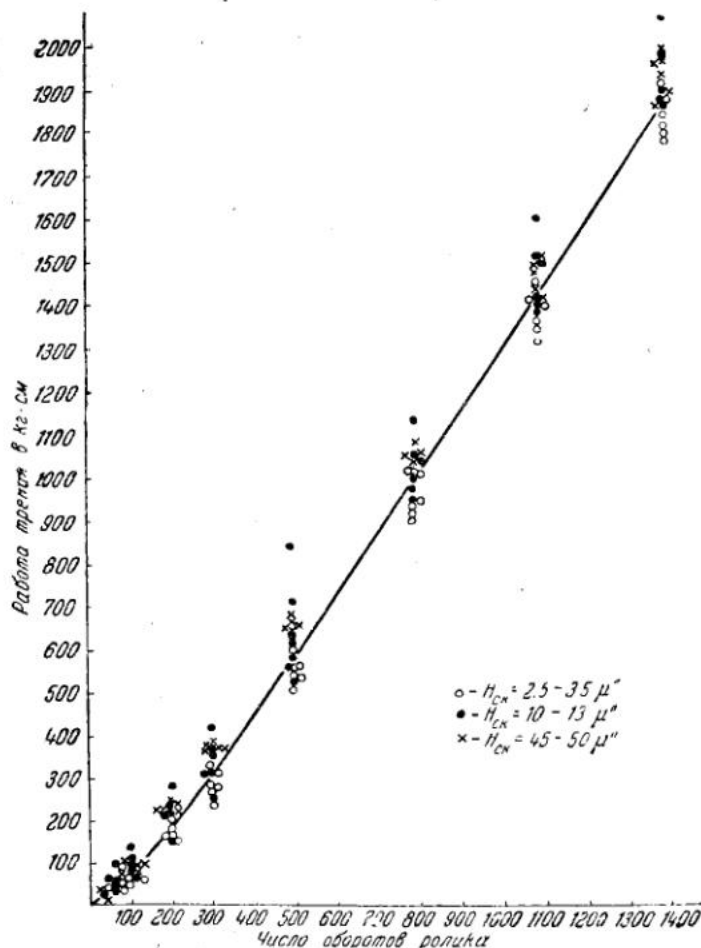


Рис. 2. Ролик — Ст. 1045, обойма Ст. У-8

участке при установившейся новой микрогеометрии износ нарастает очень медленно. Средний участок является переходным от начального к конечному.

Работа трения при этих испытаниях изменяется пропорционально пути трения, что видно на рис. 2 (для образцов с любой начальной микрогеометрией) и почти не зависит от микрогеометрии поверхности. При износе плоского образца по мере образования и увеличения

размера лунки увеличивается площадь контакта и уменьшается удельное давление. В первый период износа, когда на поверхности начинают появляться задиры, наблюдается большое рассеяние замеров износа на различных образцах при испытании на одном и том же режиме. Когда вся поверхность покрывается задирами и устанавливается новая микрогеометрия, ориентированная по направлению движения, рассеяние размеров сильно уменьшается.

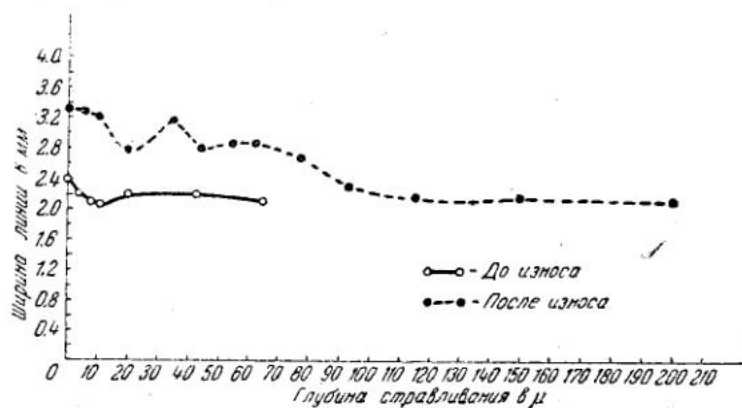


Рис. 3. Кривая распределения напряжений до и после износа образца. $H_{ск} = 2.5-3.0 \mu''$.

Предварительная обработка: точение + нормализация + шлифовка + доводка вручную. Образец № 1 не подвергался испытанию на износ. Образец № 118 подвергался испытанию — 1400 об.

При проведенных испытаниях в условиях высокого удельного давления более чисто обработанная поверхность имеет тенденцию к более высокому износу. Задиры на поверхности более чисто обра-

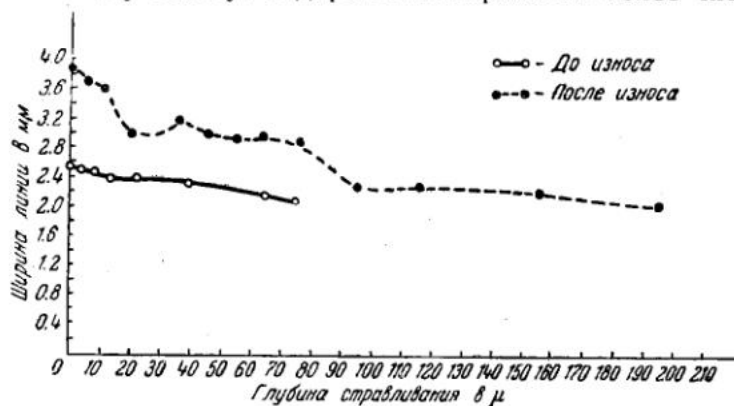


Рис. 4. Кривая распределения напряжений до и после износа образца. $H_{ск} = 10-11 \mu''$.

Предварительная обработка: точение + нормализация + шлифовка. Образец № 85 не подвергался испытанию на износ. Образец № 109 подвергался испытанию — 1400 об.

ботанного образца появляются при меньшем пути трения, чем у более грубо обработанных образцов.

При проведении данной работы было исследовано распределение напряжений II рода в поверхностных слоях ролика при трех градациях микрогеометрии до и после износа. Это рентгенографическое исследование производилось в рентгеновской лаборатории Института

машиноведения АН СССР на скоростной рентгеноструктурной установке В. А. Цукермана и Л. В. Альтшулера. Микрофотометрирование рентгенограммы было произведено на визуальном микрофотометре конструкции Цукермана и Альтшулера.

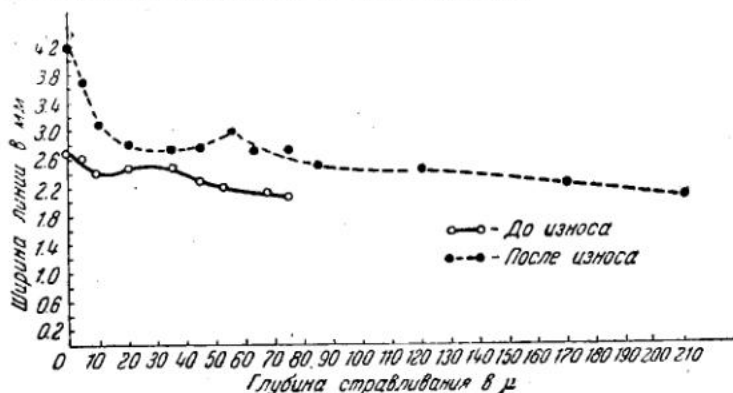


Рис. 5. Кривая распределения напряжений до и после износа образца. $H_{ск} = 45-50 \mu^2$.

Предварительная обработка: точение + нормализация + шлифовка. Образец № 44 не подвергался испытанию на износ. Образец № 21 подвергался износу — 1400 об.

На рис. 3—5 приведены три вида парных кривых, показывающих характер распределения поверхностных напряжений и глубину распространения очага деформации до и после процесса износа образцов с различной микрогеометрией поверхности.

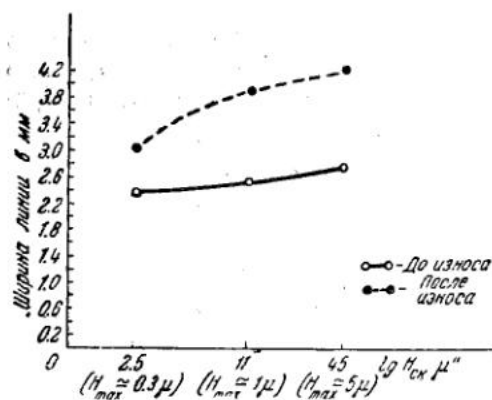


Рис. 6. Кривая поверхностных напряжений в зависимости от микрогеометрии поверхности образцов и испытания их на износ

Из приведенных рисунков видно, что величина поверхностных напряжений и глубина наклепа до процесса износа у образцов с различной микрогеометрией не имеют существенного различия. Разница в ширине интерференционных линий, полученных с поверхности образцов с разной чистотой отделки [отсчет по профилометру в 2.5—3.5 микродюйма (ручная доводка) и 45—50 микродюймов (шлифование)] не превышает 0.3 мм,

или 12.5%. Разница в глубине распространения зоны деформации в этом же случае не превышает 10 микрон, или 13.5%.

Резкое различие показывают кривые, полученные с образцов, прошедших испытание на износ. Здесь выявляется большое влияние непосредственно процесса износа на величину поверхностных напряжений и глубину наклепа. Так, у образцов с различной начальной микрогеометрией поверхности величины поверхностных напряжений возросли на 137—155% (рис. 6), а глубина наклепа на 243—250% (рис. 7). Помимо этого наблюдается определенная зависимость состояния поверхностного слоя, полученного в результате процесса износа, от микрогеометрии поверхности образцов. Так, разница в ширине

интерференционных линий, полученных с изношенной поверхности у образцов с различной микрогеометрией, составляет для ручной доводки 27.6%, а по глубине наклепа — 16.6%.

Помимо вышеизложенного представляет значительный интерес изучение формы кривых, полученных в результате процесса износа. Так, на глубине 30—35 микрон у образцов с $H_{ск} = 2.5$ мд и $H_{ск} = 10$ мд и на глубине 50—55 микрон у образца с $H_{ск} = 45$ мд имеется резкая тенденция к возрастанию напряжений, после чего напряжения равномерно убывают. В этом месте ход кривой напоминает форму „мешка“, примерно одинакового у двух первых образцов и более широкого у последнего образца. Можно предположить, что этот эффект вызван сочетанием в процессе износа действий напряжений контактного сжатия и напряжений при скольжении.

Таким образом, при трении с высоким удельным давлением величина износа мало зависит от микрогеометрии трущихся поверхностей, имеется даже тенденция к большему износу при более чистых трущихся поверхностях. Работа трения в очень малой степени зависит от микрогеометрии трущихся поверхностей. Глубина наклепа и величина напряжений II рода значительно увеличиваются с увеличением шероховатости поверхности.

Вторая серия опытов была проведена при трении образцов с небольшим удельным давлением и при наличии смазки, т. е. при очень легких условиях трения.

Испытания проводились на машинах трения Амслера, DVL и Зайцева.

Трущиеся образцы на машине Амслера—кольца и охватывающие их колодки—были изготовлены из цементированной на глубину 0.7 мм и закаленной хромоникелевой стали ХН. Постоянная нагрузка на образец равнялась 15 кг. Удельное давление составляло 7.5 кг/см². Образцы-кольца и образцы-колодки при изготовлении подгонялись друг к другу по краске. Окружная скорость образца была взята в 25 м/мин. В качестве смазки применялось масло МС, подававшееся по 10 капель в мин.

Для каждой из 5 градаций чистоты поверхности ролика ($H_{max} = 0.2; 0.8; 1.5; 3.0$ и 6.0 микрон) было взято по 10 одинаковых образцов, которые испытывались в продолжение 0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5; 3.0; 4; 6; 10 и 15 час. Таким образом, было получено 50 экспериментальных точек, расположение которых показано на рис. 8.

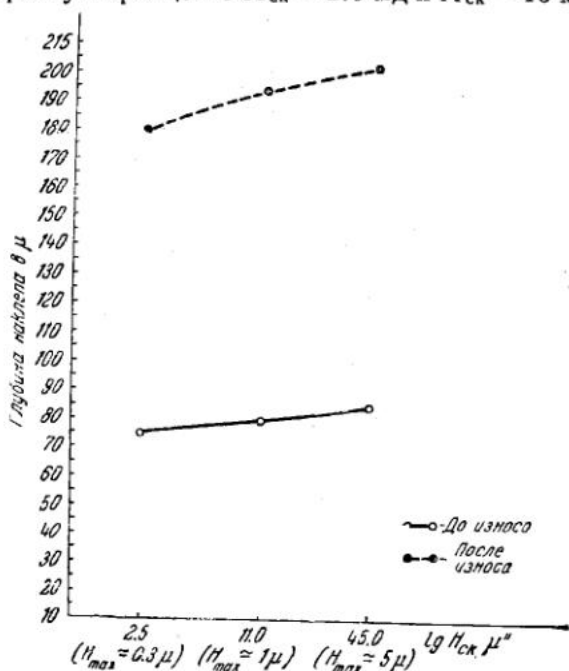


Рис. 7. Кривая распределения напряжений в зависимости от микрогеометрии поверхности образцов и испытания их на износ

Величина износа роликов оценивалась по профилограмме. Образцы-ролики были сделаны по ширине на 4 мм более, чем неподвижные образцы-колодки. Это давало возможность по окончании испытания снять профилограмму с поверхности образца-ролика по образующей на всю длину образца (как с изношенной, так и с неизношенной его

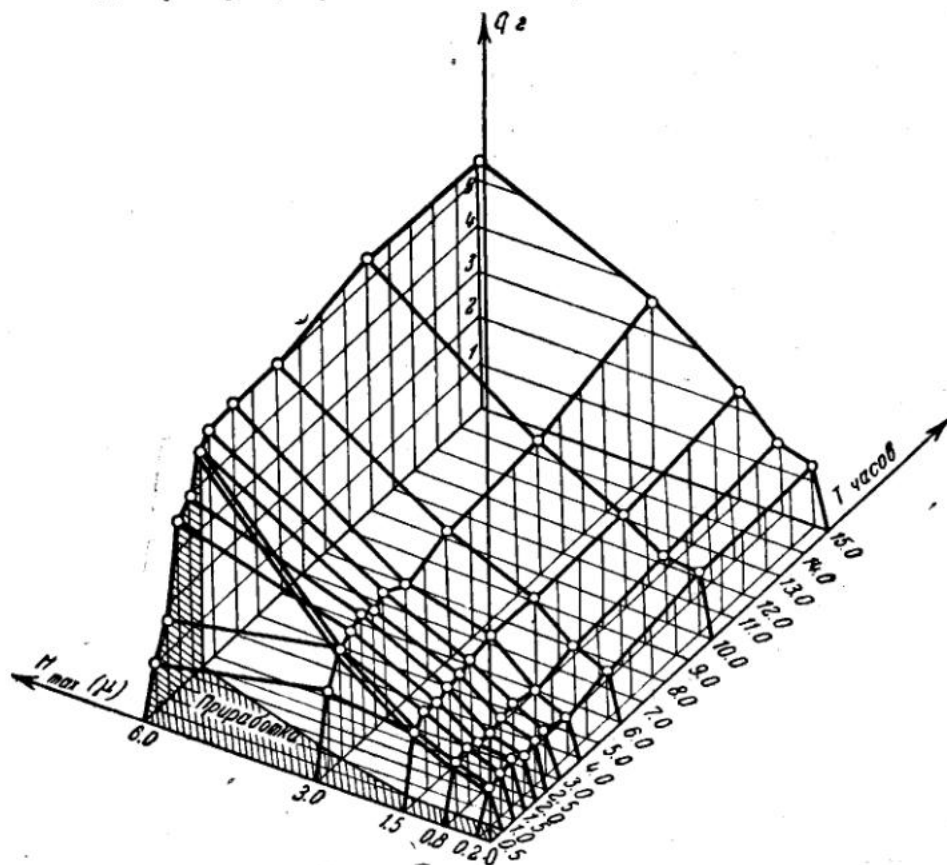


Рис. 8.

части). По профилограмме определялся объем изношенного металла. Метод взвешивания при проведении данных опытов оказался неудовлетворительным.

Из диаграммы на рис. 8 видно, что зависимость износа ролика от ачальной гладкости его поверхности такова, что износ повышается увеличением высоты неровностей. Зависимость износа от продолжительности испытания для различных градаций чистоты поверхности имеет примерно одинаковый качественный характер: величина износа резко возрастает в продолжение первых 0.5—2.5 часа, затем темп возрастания значительно замедляется. На рис. 9 заштрихована область приработки.

Следующие испытания были проведены на машине DVL, предназначенной для испытания подшипников, работающих в паре с образцами, представляющими собой шейку коленчатого вала в натуральную величину, но без кривошипов. Во время испытания создаются условия, близкие к условиям работы коленчатого вала и вкладыша авиационного мотора. Машина имеет эксцентриковое нагружающее устройство, создающее в подшипнике пульсирующую нагрузку.

При испытании применялись вкладыши коленчатого вала непосредственно с мотора. Вместо коленчатого вала на машине работала цапфа. Цапфа установлена на машине неподвижно, подшипник вращается. Смазочное масло (авиационное СС), насос и фильтр поставлены на машину непосредственно с мотора.

При испытаниях применялись вкладыши, залитые свинцовистой бронзой, с гладкостью поверхности в 22 микродюйма по профилометру. Цапфы изготовлялись из хромоникелевой стали 53А1 (закаленные) с различной гладкостью поверхности. Всего было испытано 12 цапф, из которых 3 цапфы имели высоту неровностей после суперфиниширования в 0,2 микрона, следующие 3 цапфы — после полировки фетром — 1,0 микрон и последние 3 цапфы после шлифования — 2,5 микрона (измерение вдоль образующей).

Нагрузка при испытаниях постепенно увеличивалась и доходила до 200 кг/см², оставаясь при всех опытах постоянной. Окружная скорость цапфы при испытаниях 5 м/сек. также выдерживалась постоянной. Давление на подшипник измерялось пьезокварцевой мессдозой через катодный осциллограф.

Величина износа измерялась по разнице в величине отпечатка, сделанного пирамидой с прибора Виккерса на поверхности цапфы до испытания (при нагрузке 10 кг); при этом принималось, что размер диагонали отпечатка в 7 раз больше глубины проникновения вершины пирамиды. Измерение величины износа производилось в 7 местах по образующей и в 4 местах по направляющей цапфы.

Измерение износа вала производилось через 2, 10 и 22 часа работы на машине. Место наибольшего износа цапфы несколько сдвинуто по окружности от места максимального давления на вал.

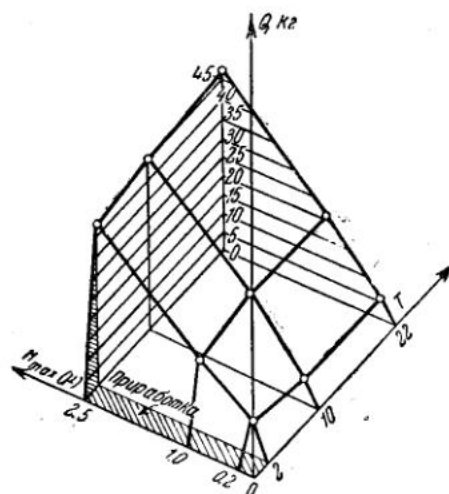


Рис. 10

Выбранный метод измерения износа при помощи измерения диагонали (а следовательно глубины) отпечатков позволил установить величины износа в разных местах поверхности цапфы. На рис. 9 представлено в качестве примера распределение износа по окружности цапфы в одном из ее сечений. Подсчет суммарного объемного износа цапфы проводился путем сложения износа, определенного по ряду сечений и по длине цапфы.

На рис. 10 показана зависимость износа вала от микрогеометрии вала и от времени его работы на машине. Эти зависимости аналогичны зависимостям, приведенным на рис. 8.

Таким образом, при трении с низким удельным давлением и при

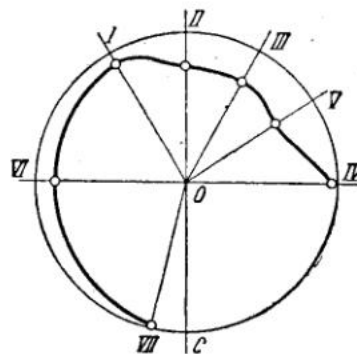


Рис. 8

наличии смазки величина износа очень сильно и закономерно зависит от микрогеометрии трущихся поверхностей.

Резюмируя вышесказанное, можно сделать вывод, что при очень высоком удельном давлении и без смазки величина износа мало зависит от микрогеометрии поверхности, имеется даже тенденция к увеличению износа более гладких поверхностей. По мере облегчения условий износа (уменьшение удельного давления, применение смазки) величина износа все более и более начинает зависеть от микрогеометрии поверхности, увеличиваясь при трении более грубо обработанных поверхностей. Глубина наклепа и величина поверхностных напряжений значительно увеличиваются с увеличением шероховатости поверхности.

Необходимо отметить, что в тех случаях, когда принимались специальные меры при изготовлении образцов для уничтожения дефектов макрогеометрии, более чисто обработанная поверхность изнашивалась меньше. При наличии же макрогеометрических отклонений более чистая поверхность не давала меньшего износа.

Институт машиноведения АН СССР

В. В. ЧЕРНЫШЕВ

**ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СТАЛЕЙ ПРИМЕНИТЕЛЬНО
К ГУСЕНИЧНЫМ МЕХАНИЗМАМ С ОТКРЫТЫМИ ШАРНИРАМИ**

Сталь Гадфильда, являющаяся до настоящего времени основным материалом для отливки в тракторном производстве гусеничных траков с открытым шарниром, не удовлетворяет по своей износоупорности требованиям эксплуатации. Многочисленные наблюдения показали, что после 1000 час. работы тракторов СТЗ-НАТИ на пашне износ отверстия проушин траков достигает 3—4 мм, а после 1500—2000 час. работы проушины истираются почти на всю толщину стенки (8 мм) или разрываются ранее.

При неблагоприятном составе почвы (песок) полный износ и разрывы проушин наблюдались уже после 800 час. работы. Следует при этом отметить, что сопряженная с траками значительно более дешевая деталь гусеницы — палец, изготавливаемый из среднеуглеродистой или, реже, из цементуемой стали, оказывается изношенным за одинаковый промежуток времени примерно в два раза меньше, чем проушины. Те и другие пальцы по сопротивляемости износу практически неразличимы.

Столь неудовлетворительная сопротивляемость износу стали Гадфильда в проушинах траков объясняется тем, что ее способность воспринимать наклеп и этим самым противостоять износу проявляется в сравнительно узких пределах удельных давлений, приблизительно от 80 до 200 кг/см². Ниже этих пределов наклеп стали Гадфильда не наблюдается, а выше возникает ее остаточная деформация.

По условиям работы тракторных гусениц, а также по качеству отливки отдельных траков нельзя гарантировать постоянство удельных давлений в шарнире в указанных пределах, а потому и использовать в надлежащей степени износоупорность стали Гадфильда.

В последние годы в качестве заменителя стали Гадфильда значительное применение в траках нашла сталь марки 30СГ (0.25—0.35% углерода, 0.9—1.3% марганца, 0.9—1.3% кремния) и частично среднеуглеродистая сталь марки 40; в танковых гусеницах — стали марок 40Х (0.35—0.40% углерода; 0.80—1.10% хрома, 0.45—0.70% марганца) и 35ХГ2 (0.30—0.40% углерода, 0.40—0.70% хрома, 1.55—1.95% марганца).

В целях выявления наиболее износоупорной стали из числа применяемых в траках с открытыми шарнирами нами были произведены лабораторные испытания на целых траках в условиях, близких к эксплуатационным. Для этого был использован имеющийся в НАТИ специальный стенд, воспроизводящий возвратно-угловое перемещение одного трака относительно другого, остающегося неподвижным в горизонтальном положении. Вдоль составленного этими траками шар-

Абразивный износ гусеничных траков

| № п. п. | Т р а к и | | | Марка стали |
|---------|--------------------|---------------------------------|-----------------|-------------|
| | Марка стали | Термообработка и твердость | Потеря веса (г) | |
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| 1 | Сталь Гадфильда | Закалка; $H_B 170-228$ | 17.2 | 45 |
| 2 | Сталь Гадфильда | Закалка; $H_B 170-228$ | 17.5 | 20 |
| 3 | Сталь Гадфильда | Закалка; $H_B 170-228$ | 25.5 | 45 |
| 4 | 35ХГ2 . . . | Закалка и отпуск; $H_B 352-401$ | 10.8 | 45 |
| 5 | 35ХГ2 . . . | Закалка и отпуск; $H_B 217-229$ | 11.5 | 45 |
| 6 | 35ХГ2 . . . | Закалка и отпуск; $H_B 352-401$ | 10.1 | 45 |
| 7 | 35ХГ2 . . . | Закалка и отпуск; $H_B 217-229$ | 14.4 | 45 |
| 8 | 40X | Закалка и отпуск; $H_B 352-401$ | 11.3 | 45 |
| 9 | 40X | Закалка и отпуск; $H_B 217-242$ | 14.2 | 45 |
| 10 | 40X | Закалка и отпуск; $H_B 352-401$ | 12.8 | 45 |
| 11 | 40X | Закалка и отпуск; $H_B 217-269$ | 15.6 | 45 |
| 12 | 40СГ | Закалка и отпуск; $H_B 352-401$ | 16.5 | 45 |
| 13 | 40СГ | Закалка и отпуск; $H_B 217-269$ | 12.5 | 45 |
| 14 | 40СГ | Закалка и отпуск; $H_B 352-401$ | 13.0 | 45 |
| 15 | 40СГ | Закалка и отпуск; $H_B 217-269$ | 15.0 | 45 |
| 16 | 40 | Закалка и отпуск; $H_B 217-269$ | 18.3 | 45 |
| 17 | 40 | То же | 18.3 | 45 |

Таблица 1

и пальцев за 100 час. испытания

| Пальцы | | Суммарный износ пальца и звена из двух траков | | Условное распреде- ление по износо- упорности | № п. п. |
|---|--------------------|---|----------------------------|---|---------|
| Термообработка и твердость | Потеря веса (г) | г | условный % ₀ | | |
| | | 6 | 7 | 8 | 9 |
| Закалка и отпуск; R _c 42—48 . . | 19.0 | 36.2 | 100 | 13 | 1 |
| Цементация и закалка; R _c 58—62 | 13.0 | 30.5 | 84.2 | 4 | 2 |
| Поверхностная закалка т. в. ч.; R _c 54—60 | 21.0 | 46.5 | 128.4 | 16 | 3 |
| То же | 11.2 | 22.0 | 60.7 | 1 | 4 |
| » | 14.7 | 26.2 | 72.3 | 3 | 5 |
| Закалка и отпуск; R _c 42—48 . . | 21.2 | 31.3 | 86.4 | 7 | 6 |
| Закалка и отпуск; R _c 42—48 . . | 19.6 | 34.0 | 93.9 | 9 | 7 |
| Поверхностная закалка т. в. ч.; R _c 54—60 | 12.2 | 23.5 | 64.9 | 2 | 8 |
| То же | 16.4 | 30.6 | 84.5 | 5 | 9 |
| Закалка и отпуск; R _c 42—48 . . | 21.0 | 33.8 | 93.3 | 8 | 10 |
| То же | 22.2 | 37.8 | 104.1 | 14 | 11 |
| Поверхностная закалка; R _c 54—60 | 18.0 | 34.5 | 95.3 | 10 | 12 |
| То же | 18.5 | 31.0 | 85.6 | 6 | 13 |
| Закалка и отпуск; R _c 42—48 . . | 22.8 | 35.8 | 98.9 | 12 | 14 |
| То же | 25.0 | 40.0 | 110.5 | 15 | 15 |
| Поверхностная закалка; R _c 54—60 | 17.0 | 35.3 | 97.5 | 11 | 16 |
| Закалка и отпуск; R _c 42—48 . . | 32.0 | 50.3 | 138.9 | 17 | 17 |

нира, работающего на истирание, сверху подавался тонкопросеянный сухой кварцевый песок. Во все время испытания на истирающийся шарнир через неподвижный трак передавалось заданное удельное давление 30 кг/см^2 .

Величина износа определялась взвешиванием испытуемых траков и пальцев с точностью 0.1 г перед испытанием, а также после 50 и 100 час. непрерывной работы стенда. Число возвратно-угловых перемещений в 1 час равно 6500. Угол поворота 20° . Угловая скорость $1.25^\circ/\text{сек}$. Средняя окружная скорость 0.01 м/сек .

Траки для испытаний по производственным причинам были применены мелкозвенчатые. Основные размеры этих траков следующие: длина 300 мм, ширина 145 мм, высота гребней 90 мм. Траки имеют с одной стороны две, а с другой стороны — три проушины. Диаметр отверстия в проушинах $16.5 \pm 0.5 \text{ мм}$; толщина стенки 6—7 мм. Траки были отлиты из электростали и термически обработаны на твердость по Бринелю: из стали Гадфильда 170—228; из стали марок 40, 40X, 40СГ и 35ХГ2 на твердость 217—269 и на твердость 352—401. Пальцы для траков были изготовлены из калиброванной стали марки 45 и термически обработаны на твердость по Роквеллу, шкала С 42—48. Некоторые пальцы были дополнительно подвергнуты поверхностной закалке на глубину 1.7—2.0 мм при помощи токов высокой частоты.

Результаты произведенных нами стендовых испытаний представлены в табл. 1. Они позволяют сделать следующие выводы:

1) износ проушин траков из аустенитной стали Гадфильда больше износа их из легированных сталей опробованных марок перлитного класса. Износ же пальцев во втором случае больше. Это совпадает с данными различных испытаний в условиях эксплуатации гусениц и оправдывает примененную методику испытаний.

2. Путем повышения твердости пальцев, а также и повышением твердости траков возможно значительно уменьшить износ гусеничных шарниров из сталей перлитного класса до величин, почти вдвое меньших, чем износ шарниров из стали Гадфильда. В особенности в этом отношении оказываются пригодными стали 35ХГ2 и 40X.

Можно сделать тот общий вывод, что повышение твердости рабочих поверхностей шарнира гусеницы, не защищенного от засорения частицами почвы, может более способствовать повышению его износоупорности, чем усложнение химического состава стали. Последнее необходимо лишь в той степени, насколько оно обеспечивает получение высокой твердости термообработкой, без потери вязкости.

НАТИ

Д. М. ХАЙТ

**К ВОПРОСУ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СРЕДНЕУГЛЕРОДИСТОЙ
СТАЛИ**

Результаты испытания на износ одного и того же материала разными исследователями на разных лабораторных машинах часто оказываются при их сравнении не только не похожими, а даже противоречивыми. Это можно видеть на примере сопоставления результатов испытаний углеродистой стали.

а) М. И. Замоторин [1], исследуя на установке проф. А. К. Зайцева углеродистую сталь, пришел к заключению, что для каждого структурного состояния (мартенсит, троостит, сорбит и перлит) с увеличением содержания углерода износостойкость повышается, а в пределах одного химического состава износостойкость повышается с увеличением твердости за счет термической обработки.

б) В. Ф. Лоренц [2], исследуя абразивный износ углеродистой стали на предложенной им установке („способ гильзы“), пришел к заключению, что „для каждой марки стали существует определенная зависимость между абразивным износом и твердостью“ и что „для каждой марки стали существует своя наибольшая износостойкость, соответствующая наиболее высокой твердости, полученной путем термообработки“. При этом Лоренц установил, что наибольшее уменьшение твердости образца путем отпуска приводит к резкому увеличению износа.

К аналогичным результатам в отношении углеродистой стали пришел М. М. Хрущов [3], а также Г. Мейер [4].

в) В противоположность этим результатам Робен [5] еще в 1910 г., исследуя абразивный износ углеродистой стали на предложенной им установке, пришел к заключению, что с повышением температуры отпуска и понижением твердости износостойкость увеличивается. В дальнейшем Робен приходит к выводу, что различные способы испытания на износ могут дать различные характеристики износостойкости.

г) Бринель [6], исследуя износостойкость стали с различным содержанием углерода, пришел к выводу, что „резкое увеличение твердости при закалке дает незначительное увеличение износостойкости“.

Этот вывод находится в явном противоречии с приведенными выше данными Лоренца.

д) Карл Шпокерт [7], исследуя износостойкость различных материалов, в том числе углеродистую сталь, пришел к выводу, что „между твердостью, измеряемой на приборе Роквелла, и износостойкостью никакой зависимости нет“.

В своей более поздней работе М. М. Хрущов [8], исследуя среднеуглеродистую сталь с разной твердостью при разных условиях

трения, нашел, „что интенсивность износа весьма сильно зависит от условий трения, и одни и те же материалы могут при разных условиях трения располагаться в разном порядке“.

В настоящем сообщении дается краткое описание работы по изучению износостойкости при разных условиях трения среднеуглеродистой стали марки 45, подвергнутой обычной и поверхностной закалке с различной степенью последующего отпуска.

Испытания проводились при трении с абразивом и при трении без абразива и наличии условий, вызывающих окисление на поверхности трения.

Для решения первой задачи, т. е. для испытаний на износ при трении с абразивом, применялся „способ гильзы“, предложенный у нас В. Ф. Лоренц [2], а для решения второй задачи, т. е. для испытаний при трении без абразива и наличии условий, вызывающих окисление на поверхности, применялась установка „Шкода — Савин“ с раствором хромовокислого калия в качестве охлаждающей жидкости.

Исследованию подвергалась сталь 45 ($C=0.46\%$) структура феррито-перлитная. Зернистость по Мак-Кведу № 5.

Обточенные до диаметра 30.3 мм прутки длиной 300 мм подвергались следующим видам термообработки:

- 1) обычной закалке после нагрева в электропечи;
- 2) поверхностной закалке электроконтактным способом по методу проф. Н. В. Гевелинга;
- 3) поверхностной закалке индукционным способом (токами высокой частоты) при разных режимах закалки;
- 4) поверхностной закалке кислородно-ацетиленовым пламенем.

Часть прутков подвергалась последующему отпуску при 200 при 400°, а часть не отпускалась совсем. Кроме того, несколько прутков подвергались улучшению, а также нормализации с нагрева в электропечи.

Из термообработанных таким образом прутков изготовлялись образцы путем вырезки тонкими наждачными дисками при обильном охлаждении. Шлифовка образцов также производилась при обильном охлаждении, с большой тщательностью.

Для испытаний на установке „Шкода — Савин“ образцы изготовлялись в виде цилиндров длиной 50 мм с двумя косыми друг другу параллельными срезами. Полученные таким образом плоскости притирались на чугунной плите. По осевым линиям этих плоскостей проводились замеры твердости по Виккерсу и испытания на износ по Савину в шахматном порядке, что дало возможность получить полную картину твердости и сопротивления износу по глубине закаленного слоя.

Для испытаний по „способу гильзы“ образцы изготовлялись в виде колец наружным диаметром 30 мм, внутренним диаметром 12 мм и высотой 10 мм.

ИСПЫТАНИЯ ПО САВИНУ

Установка „Шкода — Савин“, схема которой приведена на рис. 1, состоит из диска 1 диаметром 30 мм и шириной 2.5 мм, изготовленного из сверхтвердого сплава „Победит“ (в оригинальной машине из сплава „Видия-Х“). Этот диск насажен на вал 2 и вращается на подшипниках качения в яме 3, которое может быть нагружено грузом 5 посредством рычага 6. Диск приводится во вращение мотором посредством гибкого вала 10 со скоростью 750 об/мин. Испытуемый образец зажимается в универсальные зажимные тиски и подводится к диску до плотного параллельного касания плоскости образца и об-

разующей диска. Мерой износа является объем вышлифованной лунки (в 10^{-3} мм³) за определенное количество оборотов.

До проведения основных испытаний был предпринят ряд опытов по уточнению методики работы на этой установке.

Наличие разработанной Н. Н. Савиным методики [9], [10], [11], [12] и проведенные нами уточнения позволили выбрать следующие условия испытаний, обеспечивающие хорошую повторяемость результатов:

а) испытуемая плоскость образца притерта на чугунной плите;

б) материал диска — твердый сплав «Победит» марки РЭ-6;

в) охлаждающая среда — 0,5%-ный раствор хромовокислого калия в дистиллированной воде;

г) температура охлаждающей среды 20° (поддерживается постоянной);

д) расход охлаждающей жидкости — 1 л/мин.;

е) нагрузка — 15 кг;

ж) продолжительность испытания — 4 мин. (3000 об.).

В результате испытаний получена зависимость износа от твердости поверхности образцов, подвергнутых обычной термической обработке (рис. 2), а также ряд графиков, характеризующих износ и твердость по глубине закаленного слоя образцов различных видов поверхностной термообработки. На рис. 3 и 4 приводятся две наиболее характерные диаграммы, полученные при испытании образцов кислородно-ацетиленовой и индукционной поверхностной закалкой (режим № 1).

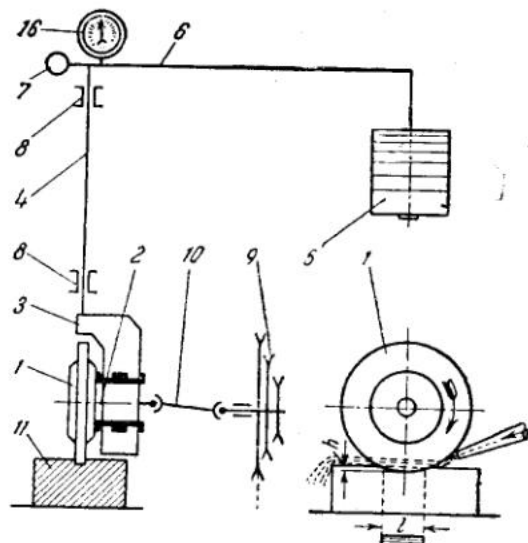


Рис. 1. Схема установки «Шкода — Савин»

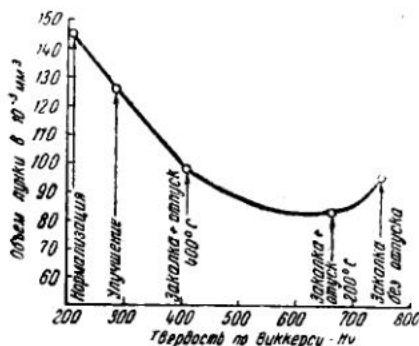


Рис. 2. Твердость по Виккерсу и износ по Савину стали 45 после обычной термообработки

и износостойкость. Это позволило сопоставить полученные средние результаты испытаний образцов всех видов термообработки на глубине до 1 мм. Из этих результатов (рис. 5) можно заключить следующее:

а) Твердость по Виккерсу поверхностного слоя у закаленных образцов всех видов термообработки находится в пределах 750—830. Твердость образцов кислородно-ацетиленовой и индукционной (по

режимам № 1 и 2) закали выше, чем у обычно закаленных, на 30—60 единиц. У образцов электроконтактной закали и индукционной по режиму № 3 разница в твердости по сравнению с обычно закаленными незначительна.

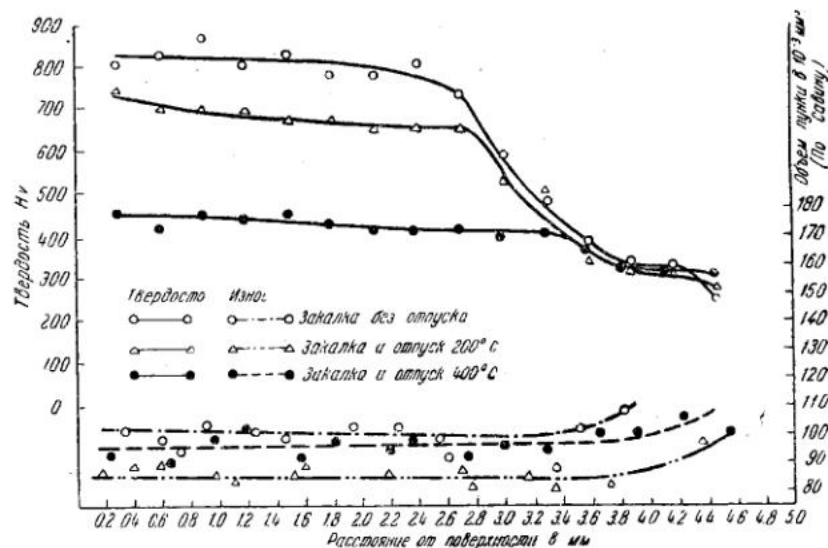


Рис. 3. Твердость по Виккерсу и износ по Савину стали 45 после кислородно-ацетиленовой поверхностной закали (по глубине закаленного слоя)

б) После отпуска при 200° и особенно при 400° разница между твердостью образцов различных видов термообработки уменьшается.

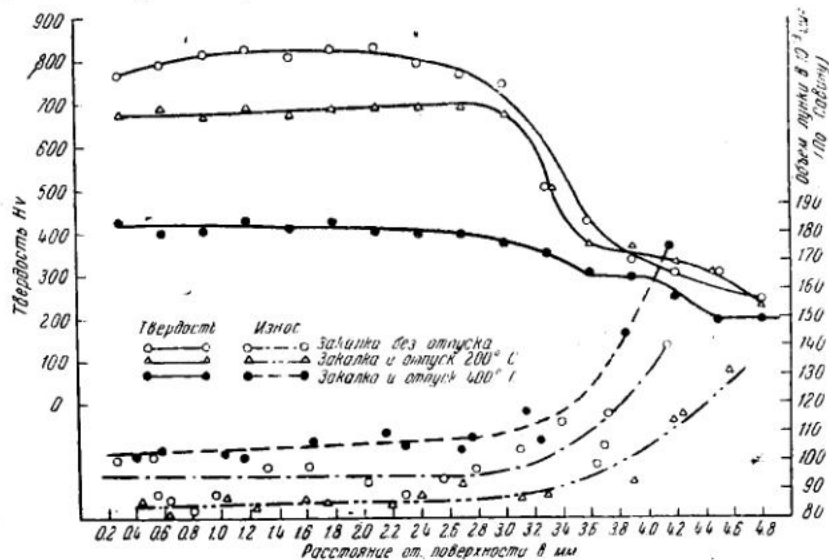


Рис. 4. Твердость по Виккерсу и износ по Савину стали 45 после индукционной поверхностной закали (по глубине закаленного слоя)

в) У всех закаленных образцов объем лунок, полученных в результате испытаний по Савину, находится в пределах $91-100 \cdot 10^{-3} \text{ мм}^3$,

причем у образцов обычной и кислородно-ацетиленовой закалки объем находится на верхнем пределе, а у остальных, на нижнем.

г) После отпуска при 200° износ всех образцов, кроме электроконтактной закалки, уменьшается и объем образованных лунок находится в пределах $84-89 \cdot 10^{-3} \text{ мм}^3$.

д) После отпуска при 400° износ всех образцов, кроме электроконтактной закалки, снова увеличивается. Объем полученных лунок находится в пределах $94-103 \cdot 10^{-3} \text{ мм}^3$, причем у образцов обычной и

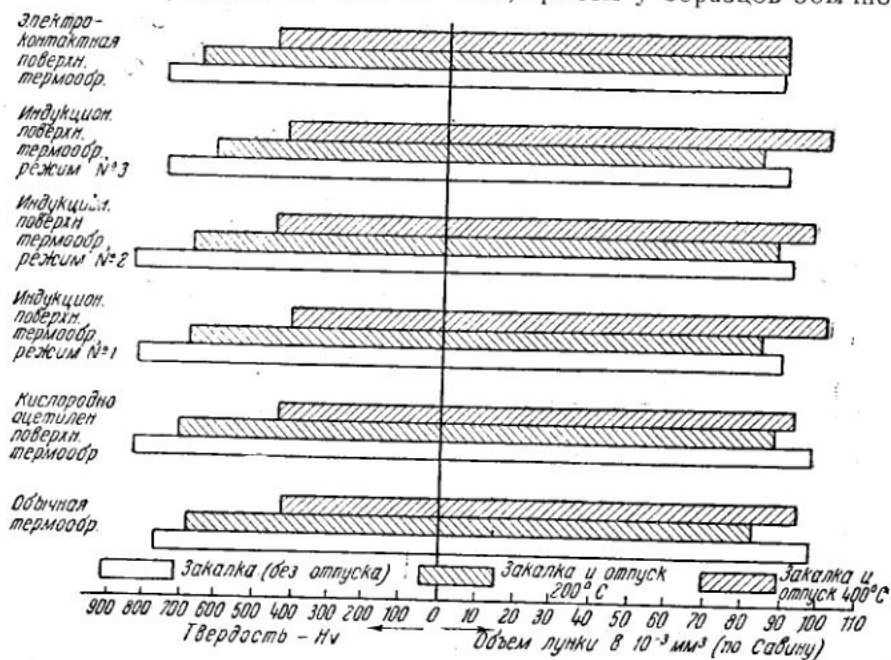


Рис. 5. Твердость по Виккерсу и износ по Савину стали 45 после обычной и поверхностной термообработки (средние данные на глубине закаленного слоя до 1 мм)

кислородно-ацетиленовой закалки они (лунки) получились меньшими, чем у закаленных без отпуска, на $4-5 \cdot 10^{-3} \text{ мм}^3$. У образцов индукционной закалки всех трех режимов после отпуска при 400° лунки получились на $6-12 \cdot 10^{-3} \text{ мм}^3$ больше, чем у закаленных без отпуска.

е) У образцов электроконтактной закалки отпуск при 200 и 400° не меняет износостойкости и объем лунок равен $90 \cdot 10^{-3} \text{ мм}^3$.

В результате этой серии испытаний можно прийти к следующей оценке сравнительной износостойкости при испытании по Савину:

а) Износостойкость поверхностно закаленных образцов стали 45 не ниже, чем у образцов той же стали после обычной закалки.

б) У образцов поверхностной электрозакалки износостойкость несколько выше (на 5—10%), чем у образцов кислородно-ацетиленовой и обычной закалки.

в) Отпуск при температуре 200° дает для всех примененных видов закалки, кроме электроконтактной, увеличение износостойкости на 5—15%.

г) Разница между износостойкостью образцов, отпущенных при 400° и неотпущенных незначительна, несмотря на уменьшение твердости по Виккерсу почти вдвое. У образцов кислородно-ацетиленовой и обычной закалки износостойкость после отпуска при 400° даже выше, чем у неотпущенных.

д) Зависимость между твердостью по Виккерсу в пределах 800—400 и износостойкостью по Савину установить не представляется возможным. Отпуск при 200°, несмотря на уменьшение твердости, увеличивает износостойкость при всех видах термообработки. Дальнейший же отпуск до 400° дает уменьшение износостойкости, правда, очень незначительное. Лишь уменьшение твердости ниже 400 дает заметное уменьшение износостойкости.

ИСПЫТАНИЯ ПО «СПОСОБУ ГИЛЬЗЫ»

Схема установки для испытаний по „способу гильзы“ представлена на рис. 6. Вертикально вращающийся шпиндель (на нижнем конце которого укреплен образец) имеет возможность свободно перемещаться вдоль оси.

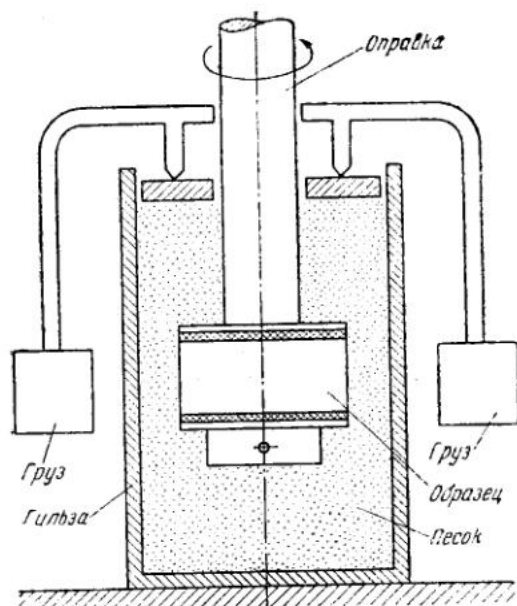


Рис. 6. Схема установки В. Ф. Лоренца—«Способ гильзы»

Образец погружен в металлическую гильзу, заполненную абразивом. Давление абразивных частиц создается при помощи грузов, действие которых передается посредством коромысла на шайбу, прикрывающую гильзу. Износ образца определяется по потере веса.

До проведения основных испытаний по „способу гильзы“ было проведено подробное изучение этого метода с целью уточнения техники испытаний. Изучено также влияние влажности песка, давления на песок и скорости опускания образца в песок на износ. В результате были приняты следующие условия, обеспечивающие хорошую повторяемость результатов:

- а) Размеры образцов — наружный диаметр 30 мм, высота 10 мм.
- б) Скорость вращения образца — 150 об/мин. (0.24 м/сек.).
- в) Собственный вес шпинделя с образцом — 3.0 кг.
- г) Абразивная масса — кварцевый песок с размером зерна не выше 0.6 мм, просушенный после пятикратной промывки и увлажненный 4% дистиллированной воды.
- д) Одинаковое уплотнение песка в гильзе перед испытанием путем встряхивания на специальном приспособлении.
- е) Уплотнение зазора между вращающейся оправкой и грузовой шайбой резиновой прокладкой с хлопчатобумажной прослойкой.
- ж) Нагрузка на песок — 3.4 кг.
- з) Истиранию подвергается только наружная цилиндрическая поверхность образца (торцы защищаются резиновыми прокладками и металлическими шайбами).
- и) После шлифовки образцы подвергаются предварительному двукратному истиранию на установке по 5 мин. для их притирки.
- к) Каждый образец испытывается с новыми порциями песка не менее 10 раз.

д) Износ определяется по потере веса путем взвешивания на аналитических весах после трехкратной промывки образца в безводном этиловом спирте.

Опыты по проверке повторяемости результатов при повторении опытов показали, что при испытаниях по этой методике как с пятиминутной, так и с двадцатиминутной непрерывной длительностью отдельного опыта растение результатов не превышает $\pm 7\%$.

Испытания по указанной выше методике при длительности отдельного опыта 5 мин. позволили сопоставить износ и твердость поверхности образцов, подвергнутых обычной и поверхностной термообработке.

На рис. 7 представлены средние данные, отнесенные к пути трения образца в 28 м (3000 об.), при непрерывной длительности отдельного опыта 5 мин. (или 750 об.).

Сопоставляя полученные данные, можно заметить следующее:

а) Для каждого вида заковки понижению твердости путем отпуска соответствует уменьшение износостойкости.

б) Наибольшей износостойкостью в закаленном состоянии (без отпуска) обладают образцы индукционного нагрева, за ними в порядке износостойкости следуют образцы обычной, кислородно-ацетиленовой и контактной заковки.

в) Отпуск при 200° уменьшает износостойкость всех закаленных образцов. Особенно резкое уменьшение износостойкости после отпуска при 200° наблюдается у образцов индукционной, обычной и электроконтактной заковки.

Наибольшую износостойкость после отпуска при 200° имеют образцы кислородно-ацетиленовой и индукционной заковки. За ними в порядке износостойкости следуют образцы обычной и электроконтактной заковки.

г) После отпуска при 400° износостойкость образцов обычной, индукционной и кислородно-ацетиленовой заковки почти одинакова. Образцы контактной заковки после отпуска при 400° имеют также заметно меньшую износостойкость по сравнению с образцами других видов заковки.

При проведении опытов, отличавшихся только большей длительностью непрерывного опыта, а именно 20 мин., было обнаружено, что в этом случае потеря веса в 10 раз больше, чем при 5-минутном опыте, в то время как путь трения увеличился только в 4 раза. Столь значительное увеличение потери веса по сравнению с 4-кратным увеличением длительности опыта привело к предположению, что с увеличением непрерывной длительности опыта возникают новые факторы, ускоряющие процесс износа.

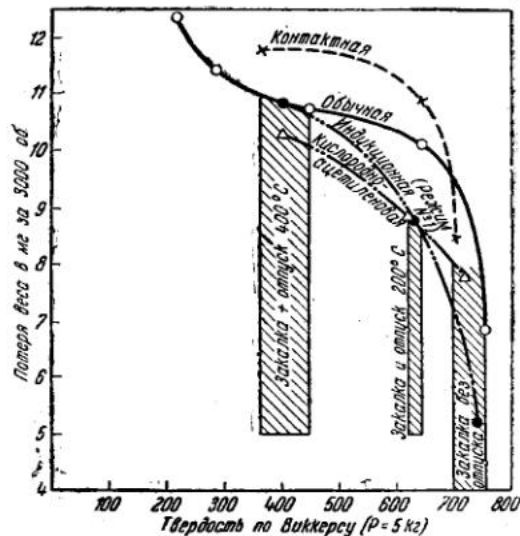


Рис. 7. Износ стали 45 при испытании по «способу гильзы» после обычной и поверхностной термообработки

Для изучения этого явления был проведен ряд опытов, в результате которых было установлено:

а) Температура в месте соприкосновения образца с песком после 5 мин. испытания достигает 26—30°, а после 20 мин.—65—70°. Если последняя даже и не является точной, то во всяком случае можно утверждать, что температура была не выше 100°, так как песок, находившийся в контакте с образцом, оставался влажным.

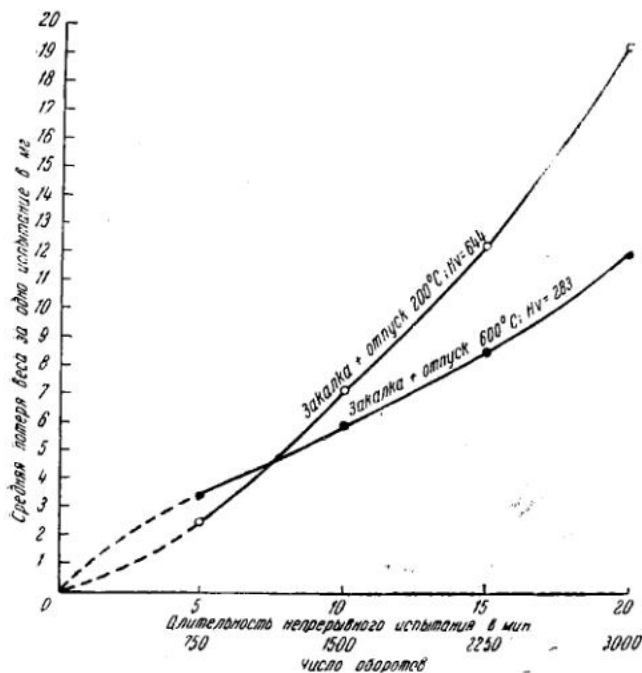


Рис. 8. Износ стали 45 при различной длительности отдельного испытания по «способу гильзы»

Поэтому значительное увеличение износа, отнесенного к единице пути трения, не могло произойти за счет отпуска поверхностных слоев.

б) При наблюдениях за состоянием песка после испытания оказалось, что при 20 мин. длительности опыта в месте соприкосновения с образцом и над ним песок, имевший первоначально светложелтый цвет, приобрел коричневую окраску. Это явление не наблюдалось при 5 мин. непрерывной длительности опыта. Это указывает на то, что с увеличением непрерывной длительности опыта возникает заметное окисление поверхности образца, и продукты износа в виде оксидов железа окрашивают песок, находившийся в соприкосновении с образцом, в коричневый цвет.

в) Чтобы проследить за износом в зависимости от длительности непрерывного испытания, в промежутке между 5 и 20 мин. были испытаны два образца. Один образец взят с твердостью по Виккерсу 644 (закалка и отпуск при 200°), а второй с твердостью по Виккерсу 283 (улучшение). Испытания проводились с непрерывной длительностью в 5, 10, 15 и 20 мин. Результаты этих испытаний приведены на рис. 8.

Оказалось, что при испытаниях с 5-минутной длительностью у образца с твердостью 644 износ получился на 40% меньше, чем у образца с твердостью 283. Однако уже при 10 мин. непрерывной длительности опыта результаты получились прямо противоположными —

более твердый образец изнашивался на 20% больше, чем мягкий. При 15 мин. длительности твердый образец потерял на 44% больше веса, чем мягкий, а при 20 мин. длительности на 60%.

г) При испытаниях с 15 мин. и особенно с 20 мин. непрерывной длительности опыта оказалось, что образец с твердостью 644 после испытаний имел блестящую гладкую поверхность, а образец с твердостью 283 имел темную и несколько шероховатую поверхность. Наблюдения также показали, что при испытаниях образца с твердостью 644 песок, находившийся в контакте с образцом, получил более темную окраску, чем при испытаниях мягкого образца.

Затем был проведен следующий опыт: образец электроконтактной закалки с твердостью по Виккерсу 718, имеющий полоску отпуска с твердостью 447, был подвергнут испытанию по «способу гильзы» с 20 мин. длительностью опыта. Из представленного на рис. 9* снимка этого образца видно, что твердая поверхность после испытания получилась гладкой и блестящей, а полоска отпуска получила темную окраску. Этот опыт подтвердил предположение, что различная окраска поверхности образцов есть проявление определенных физико-химических свойств поверхности образцов в данных условиях испытания.

д) Для того чтобы выяснить поведение образцов с различной структурой и твердостью при 20 мин. непрерывной длительности опыта, были проведены испытания образцов всех применявшихся видов обычной термообработки.

В результате этой серии испытаний получилась картина, почти противоположная наблюдаемой при 5 мин. непрерывной длительности опытов.

Для сопоставления результатов этих двух серий испытаний на рис. 10 представлена средняя потеря веса за четыре 5-минутных испытания (т. е. за 3000 об.) при первой серии испытаний и за одно 20-минутное (т. е. также за 3000 об.) при второй серии опытов. Из этого рисунка видно, что в нормализованных и улучшенных образцах (твердость по Виккерсу 215—283) средняя потеря веса за 3000 об. при 20 мин. и 5 мин. непрерывной длительности опыта почти одинакова (разница на 6—9%). С увеличением твердости потеря веса при 20 мин. непрерывной длительности испытания резко увеличивается по сравнению с 5 мин., достигая при твердости 644 увеличения на 74%, а при твердости 741 — на 135%.

е) При испытаниях с 5 мин. непрерывной длительности разница в окраске образцов в зависимости от их термообработки не обнаружена. В результате же испытаний с 20 мин. непрерывной длительности опыта образцы получили различную окраску в зависимости от их термообработки. На рис. 11* представлен фотоснимок этих образцов после испытаний в масштабе 2×1. Образцы на снимке расположены в порядке их термообработки: № 1 — закалка, № 2 — закалка и

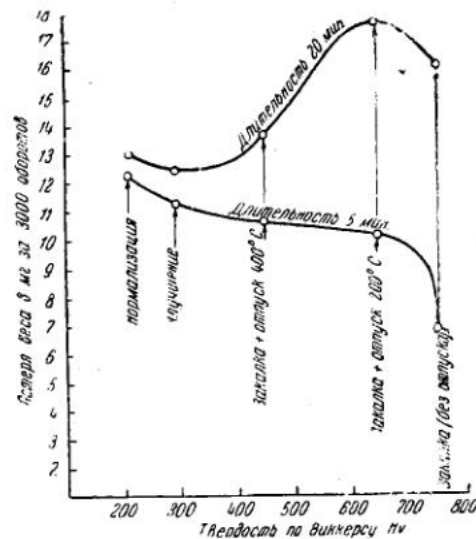


Рис. 10. Влияние термообработки на износ по «способу гильзы» при непрерывной длительности испытания 5 и 20 мин.

отпуск при 200°, № 3 — закалка и отпуск при 400°, № 4 — улучшение и № 5 — нормализация. Наиболее блестящая поверхность имеется у образцов № 1 и 2; образцы № 3, 4 и 5 имеют матовосерую поверхность, причем полоска отражения света у образца № 4 самая темная. Сопоставление полученной окраски поверхности образцов с потерей веса при 20 мин. непрерывных испытаний показывает, что большой потере веса соответствует светлая поверхность, а малой потере — темная поверхность.

Таким образом, выяснилось, что с увеличением длительности испытаний образцов в применяемой нами абразивной среде фактор окисления поверхности при трении усиливается. В связи с этим основное значение начинает приобретать не твердость и структура поверхности, а свойства образуемой пленки окислов и прочность ее прилегания к металлической поверхности. Именно различной прочностью пленки окислов следует объяснить большую износостойкость образцов с сорбитовой и феррито-перлитовой структурой, чем у образцов с мартенситовой и троосто-мартенситовой структурой.

ВЫВОДЫ

1. Настоящее исследование износостойкости среднеуглеродистой стали проведено при варьировании видов обычной и поверхностной термообработки, степени отпуска, а также условий ведения опыта (сочетание абразивного износа и окисления).

2. Подтверждено, что большее или меньшее влияние фактора окисления может коренным образом изменить относительный порядок износостойкости стали, получившей различную термообработку.

3. В условиях трения с абразивом, когда влияние окисления исключено или незначительно, происходит отрыв металлических частиц с поверхности трения; в этом случае более разкой закалке и большей твердости соответствует большая износостойкость, которая достигает максимума в образцах, закаленных без отпуска. Наибольшая износостойкость в этих условиях наблюдается в образцах индукционной закалки по режиму № 1, а наименьшая — в образцах электроконтактной и индукционной по режиму № 3 с наличием полоски отпуска или частиц нерастворенного феррита.

4. Износ среднеуглеродистой стали с любой структурой и твердостью при трении с окислением не ниже, чем при трении без окисления, а при структуре мартенсита и троосто-мартенсита значительно выше. Вследствие этого наиболее предпочтительным является полное устранение условий, способствующих окислению при трении. При отсутствии окисления или его незначительном влиянии следует рекомендовать для увеличения износостойкости среднеуглеродистой стали закалку на мелкоигльчатый мартенсит с последующим низким отпуском.

5. В случае отсутствия возможности устранения окисления при трении (в продуктах износа наблюдаются наряду с металлическими частицами частицы окислов) следует рекомендовать термообработку на троосто-сорбитовую структуру с твердостью по Виккерсу 400.

6. В случаях значительного окисления поверхности трения (в продуктах износа наблюдаются только окислы металлов) следует рекомендовать термообработку на сорбитовую структуру с твердостью по Виккерсу 300.

ЛИТЕРАТУРА

1. Замоторин М. И. Износ углеродистых сталей в зависимости от условий термической обработки и твердости. Изд. Ин-та мех. с.-х. 1931, Л.
2. Лоренц В. Ф. Трение и износ в машинах. Изд. АН СССР, т. I, стр. 93—112, 1940.
3. Хрущов М. М. Заводская лаборатория, VII, стр. 591—597, 1938.
4. Meer H. Archiv für das Eisenhüttenwesen, H. 10, 1936.
5. Robin J. Report of the wear of Steels and on their Resistance to Crushing. Carnegie Scholars ip Memoirs, vol. 2, S. 1—270, 1910.
6. Brinell. Junder rözande järni och Stals samt and der andra kropbars förmaga an mosta pötning Sernkonstrets Annaler, m. 105, № 9, S. 345—397, 1921.
7. Spokert Karl. Werkstatttechnik und Werksleiter, H. 10, 1936.
8. Хрущов М. М. Исследования в области машиноведения. Изд. АН СССР, стр. 147, 1944.
9. Sawin N. N. Feinmechanik und Präzision, № 5, Mai, 1936.
10. Sawin N. N. Werkstatttechnik und Werksleiter, № 11, VI, 1937.
11. Sawin N. N. Werkstatttechnik und Werksleiter. № 6, III, 1939.
12. Sawin N. N. Die Werkzeugmaschine, № 11, 1940.

В. П. ГРЕЧИН

**ИЗНОС ПОРШНЕВЫХ КОЛЕЦ И ГИЛЬЗ В СОВРЕМЕННЫХ
 ДВИГАТЕЛЯХ**

Поршневые кольца и гильзы двигателей всех типов изнашиваются прежде всех прочих деталей и в первую очередь вызывают остановку и ремонт машины.

Это обстоятельство заставляет ученых и техников уделять большое внимание работе пары поршневое кольцо — гильза.

Не редки случаи, когда в современных мощных форсированных двигателях поршневые кольца уже с первых часов работы „салятся“, пригорают, изнашиваются и перестают нормально функционировать. Чтобы правильно установить причины быстрого выхода из строя поршневых колец, надо уяснить рабочие условия их эксплуатации. Методом впрессованных легкоплавких вставок было установлено, что рабочая температура у конца верхнего компрессионного поршневого кольца достигает на авиационных моторах 360—380°, а на дизелях доходит до 400—420°, постепенно снижаясь к середине кольца до 260—300°. Эти цифры характеризуют среднюю температуру по сечению кольца; на поверхности, соприкасающейся с горячими газами, температура, вероятно, несколько выше.

Установление действительных температур позволило уяснить рабочие условия, в которых находятся поршневые кольца. Совершенно очевидно, что при таких высоких температурах смазка на поверх-

71 МТУ

| Марка чугуна | Способ отливки | С о д е р ж а н и е | | | |
|--------------|--------------------------|---------------------|-------------------|---------|----------|
| | | Углерод общий | Углерод связанный | Кремний | Марганец |
| ПЧИ | Индивидуальный | 3.7—4.0 | 0.7—0.9 | 2.4—2.8 | 0.6—0.9 |
| ПЧ | Маслотный | 2.9—3.2 | 0.65—0.9 | 1.4—1.9 | 1.2—1.6 |
| ХН | » | 2.9—3.2 | 0.65—0.95 | 1.4—1.9 | 0.7—1.2 |
| ХНВ | » | 2.9—3.2 | 0.65—0.95 | 1.4—1.9 | 0.6—1.0 |
| ХМ | » | 2.9—3.2 | 0.7—1.1 | 1.9—2.3 | 0.6—1.0 |
| Х | » | 2.9—3.2 | 0.65—0.95 | 1.7—2.2 | 0.9—1.4 |

ности трения непрерывно появляется и сгорает, создавая для верхнего поршневого кольца условия полусухого трения. Это же обстоятельство вызывает также усиленную выработку гильзы в верхней „мертвой“ точке и постепенное затухание износа к нижней части гильзы, где имеется обильная смазка.

Не подлежит никакому сомнению, что эти условия работы пары поршневое кольцо — гильза заставляют в первую очередь предъявить требования к материалам, которые должны обладать высокой износостойкостью. Чугун, из которого изготавливаются поршневые кольца, кроме того, должен обладать высокой теплоустойчивостью, обеспечивающей сохранение упругих свойств колец до 400°. Очевидно, что в этих условиях трения свойства материала имеют решающее значение.

Освещение вопроса о влиянии структуры чугуна на износ опускается, так как он подробно разбирался в предыдущем докладе автора на 1-й конференции. Объем доклада не позволяет также остановиться на технологии, конструкции и форме кольца, которые также оказывают некоторое влияние на их долговечность. Так, например, кольца, изготовленные методом термической фиксации замка, равномерно изнашиваются по окружности.

ЛЕГИРОВАНИЕ ЧУГУНА

За время, прошедшее от 1-й конференции, по трению и износу были достигнуты большие успехи в области материалов для поршневых колец и гильз.

В авиационной промышленности разработан ряд марок легированных чугунов (табл. 1), обладающих повышенной износостойкостью и теплоустойчивостью. Износостойкость достигнута повышением содержания фосфора и марганца в нелегированных и некоторых легированных чугунах и повышением твердости. Повышение теплоустойчивости достигнуто введением легирующих элементов в чугун при масляной отливке колец.

В кольцах индивидуальной отливки введение карбидообразующих элементов осложняется тем, что при тонкостенной отливке они оказывают отбеливающее действие; поэтому большинство американских и немецких колец изготавливается из нелегированного чугуна. Однако

Таблица 1

| Э л е м е н т о в (%) | | | | | | Твердость (R_B) |
|-----------------------|---------------|------------|------------|-----------|----------|------------------------|
| Фосфор | Сера не более | Хром | Никель | Молибден | Вольфрам | |
| 0.6—0.9 | 0.10 | ≤ 0.2 | ≤ 0.4 | — | — | 97—103 |
| 0.45—0.7 | 0.10 | ≤ 0.2 | ≤ 0.4 | — | — | 97—103 |
| 0.45—0.7 | 0.10 | 0.3—0.7 | 0.2—1.0 | — | — | 97—103 |
| 0.4—0.65 | 0.10 | 0.3—0.6 | 0.6—1.4 | 0.05—0.35 | 0.25—0.7 | 98—104 |
| 0.25—0.4 | 0.10 | 0.6—0.9 | ≤ 0.4 | 0.6—0.9 | — | 100—107 |
| 0.45—0.7 | 0.10 | 0.4—0.7 | ≤ 0.4 | — | — | 98—104 |

(НКАП)

недавно фирма Аллисон (США) применила для авиационного мотора кольцо индивидуальной отливки из хромомолибденового чугуна с твердостью 280—300 H_B (табл. 2) с мартенситовой структурой и обычным для индивидуальной отливки графитом.

До сих пор легированные чугуны применялись главным образом для поршневых колец авиационных моторов, реже для танковых и тракторных двигателей. Характерно, что на двигателе Бедфорд масло-сборочное кольцо — из обычного нелегированного чугуна индивидуальной отливки, а компрессионное кольцо содержит 0.5% хрома и 0.1% молибдена и термически обработано (закалка с низким отпускком) на тросто-мартенситную структуру с твердостью 400 H_B .

Легированные чугуны в сравнении с нелегированными обладают большей теплоустойчивостью: первые выдерживают рабочие температуры до 400°, тогда как вторые катастрофически теряют упругость при 400° вследствие усадки замка (рис. 1).

Попытка закалывать с высоким отпускком на сорбитную структуру чугуна вызвала еще большее падение упругости, так как при этом пластические свойства чугуна увеличивались (рис. 2). Одновременно оказалось, что при равной твердости чугун с сорбитной структурой менее износоустойчив по сравнению с литым перлитным чугуном.

По данным В. А. Кислика, равноценной износоустойчивостью обладают чугуны с перлитной структурой, имеющие твердость около 250 H_B , и чугуны с сорбитной структурой, имеющие твердость около 300 H_B . Таким образом, чугуны, закаленные или литые, с тросто-мартенситной структурой и твердостью более 350 H_B могут иметь преимущество перед хорошим перлитным чугуном, имеющим в литом виде твердость около 250 H_B .

В ремонтном деле поршневые кольца тракторов, паровозов, автомобилей и других двигателей часто изготавливают из простого серого чугуна твердостью 160—190 H_B . Такие кольца изнашиваются исключительно быстро и быстро „салятся“. В этом случае полезно закалывать кольца с температуры 850° и отпускать на 400°.

Всегда опасались, что с увеличением твердости поршневых колец увеличится износ гильз. Практика показала обратное — с увеличением твердости колец уменьшается износ и колец и гильз.

В США для автомобилей выпускаются ремонтных размеров маслоуплотнительные кольца из наборных стальных пластин с твердостью 450 H_B . В современных авиационных моторах Райт-Циклон и Пратт-Уитни применяется верхнее компрессионное кольцо, покрытое пористым хромом, с твердостью около 1000 по Бринелю. Толщина слоя хрома около 0.1 мм. В одном случае хромированные кольца работают по азотированным гильзам с твердостью 800 H_B , в другом те же хромированные кольца работают по стальным (SAE 4140) неазотированным цилиндрам с твердостью 290—340 H_B .

На некоторых наших отечественных моторах также применяются хромированные кольца. Хромированные поршневые кольца показали себя чрезвычайно долговечными и, кроме того, резко сократили износ и выработку верхней части гильзы. Указанный факт объясняется следующим: в основном износ прогрессирует за счет полусухого трения и высоких температур верхнего поршневого кольца; пористый хром, хорошо адсорбируя смазку и обладая низким коэффициентом трения, хорошо противостоит износу. То обстоятельство, что при этом также уменьшается износ гильзы, свидетельствует

Таблица 2

Иностранные поршневые кольца авиационных и танковых моторов

| Мотор | Химический состав | | | | | | | | | | Твердость по Роквеллу | Упругость (кг) | Замок (мм) | Способ отливки |
|-------------|--|-------------------|------|------|------|------|------|-------|-------|---------|-----------------------|----------------|--|----------------|
| | C _{об} | C _{связ} | Si | Mn | P | Cr | Ni | Mo | | | | | | |
| Авиационные | Аллисон, США | 3.83 | 0.7 | 3.17 | 0.55 | 0.7 | 0.36 | Нет | 0.81 | 105—108 | 4.2—5.2 | 20 | Индивидуальный | |
| | Райт Циклон R 2600-13 и Прагг-Уитни, США | 3.75 | 0.7 | 3.24 | 0.43 | — | Нет | — | 0.74 | 98—102 | 4.2—5.2 | 26 | » | |
| | Мерлин XX, Англия | 2.9 | 0.9 | 2.3 | 0.9 | 0.4 | 0.9 | Нет | 0.9 | 101—107 | 3.9—4.9 | 22 | Центробежный масляный | |
| | Бристоль, Англия | 3.56 | 0.93 | 2.18 | 0.8 | 0.37 | 0.34 | 0.45 | 0.56 | 104—108 | — | — | Центробежный масляный | |
| | Армстронг Тейгер VIII, Англия | 3.44 | 0.87 | 2.08 | 0.95 | 0.54 | 0.13 | 0.68 | 0.5 | 104—108 | — | — | Центробежный масляный | |
| Танковые | Даймлер Бенц ЮМО ВМВ, Германия | 3.8 | 0.7 | 2.7 | 0.6 | 0.8 | Нет | Нет | 0.25 | 98—103 | 6—7 | 25 | Индивидуальный с термической фиксацией замка | |
| | ГНОМ и РОН 14, Франция | 3.43 | 0.8 | 2.9 | 0.6 | 0.33 | 0.08 | 0.78 | Следы | 100—108 | 3.9—4.9 | 20 | Центробежный масляный | |
| | Джиемси | 3.73 | 0.52 | 2.44 | 1.13 | 0.68 | — | — | — | 101—103 | 5—6 | 15 | Индивидуальный | |
| | АЕГ | 2.98 | 0.56 | 2.33 | 1.41 | 0.76 | — | — | — | 97—101 | 4—5 | 14 | Центробежный масляный | |
| | Лейланд | 2.82 | 0.62 | 1.94 | 1.35 | 0.46 | 0.68 | Следы | — | 101—102 | 4—5 | 14 | Центробежный масляный | |

о том, что повышенное давление за кольцом не играет существенной роли и вероятнее всего невелико, иначе бы износ гильзы при твердых кольцах должен был возрасти.

Существенное влияние на износ гильзы оказывает не давление газов на кольцо, а его удельное давление на стенку гильзы от собственных сил упругости. В современных автомобильных моторах Додж, Студебекер (табл. 3) удельное давление поршневых колец доходит до 2.3 кг/см^2 , тогда как ранее автомобильные кольца

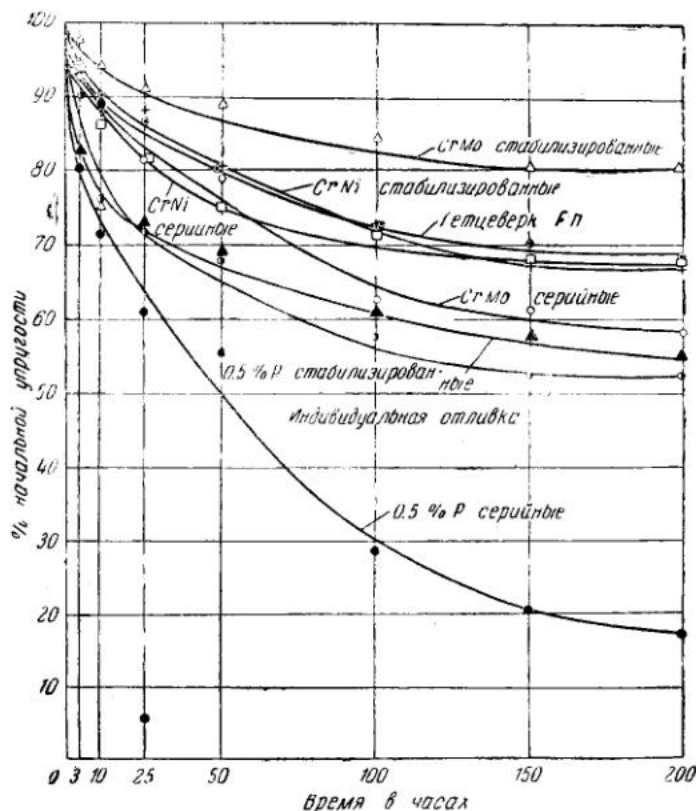


Рис. 1. Изменение упругости поршневых колец при температуре 400°C в зависимости от времени

конструировались из расчета удельного давления около 1 кг/см^2 . Практика эксплуатации этих автомобилей показала значительный (превышающий обычный) износ гильз вследствие повышения упругости поршневых колец.

Увеличение более чем в два раза упругости поршневых колец в современных двигателях вызвано стремлением сохранить высокую компрессию на более длительное время, и это действительно было достигнуто. Если посмотреть на кривые падения упругости различных поршневых колец по времени (рис. 3), то все они идут параллельно, и, следовательно, более упругие после определенного периода времени останутся более упругими по сравнению с кольцами, имевшими меньшую упругость.

Таблица 3

Основные характеристики автомобильных поршневых колец

| Марка машины | Тип кольца | D — диаметр цилиндра | f — радиальность, толщина | b — высота кольца | f замок | D/t | f/t | Упругость (кг) | Удельное давление $P = \frac{0,76Q}{bD}$ | Напряжение в раб. пол. $K = \frac{2Q_e}{D_1 t}$, где $Q = \frac{f}{3\pi r}$ |
|-----------------|----------------|------------------------|-----------------------------|---------------------|-----------|-------|-------|----------------|--|--|
| ГАЗ-АА | Компрессионное | 98,43 | 3,8 | 3,12 | 15 | 26 | 3,9 | 3,5—5,0 | 0,85—1,25 | 23,5 |
| | Масляное | | 3,8 | 3,92 | 14 | 26 | 3,7 | 3,5—5,0 | | |
| ЗИС-5 | Компрессионное | 101,52 | 3,5 | 4,73 | 14 | 29 | 4,0 | 4,5—5,0 | 0,7—1,0 | 23,2 |
| | Масляное | | 3,5 | 4,73 | 13 | 29 | 3,7 | 3,5—5,0 | | |
| Форд-6 (2с—8 т) | Компрессионное | 83,82 | 3,5 | 2,32 | 12 | 24 | 3,45 | 4,0—5,5 | 1,55—2,15 | 29,1 |
| | Масляное | | 3,5 | 3,37 | 11 | 24 | 3,15 | 3,5—5,0 | | |
| Додж-32 | Компрессионное | 87,31 | 4,0 | 2,32 | 13 | 22 | 3,25 | 4,5—6,0 | 1,7—2,25 | 33,2 |
| | Масляное | | 3,5 | 3,90 | 12 | 22 | 3,43 | 4,0—5,5 | | |
| Студебекер | Компрессионное | 101,53 | 4,0 | 3,13 | 17 | 25 | 4,25 | 6,0—7,5 | 1,45—1,80 | 32,8 |
| | Масляное | | 4,0 | 4,74 | 15 | 25 | 3,75 | 4,5—6,0 | | |
| Шевроле | Компрессионное | 90,46 | 3,7 | 3,12 | 14 | 24,5 | 3,8 | 4,5—6,0 | 1,2—1,6 | 30,8 |
| | Масляное | | 3,7 | 4,71 | 13 | 24,5 | 3,5 | 4,5—6,0 | | |
| Виллис | Компрессионное | 79,37 | 3,5 | 2,35 | 11 | 22,5 | 3,15 | 3,0—4,5 | 1,2—1,8 | 29,8 |
| | Масляное | | 3,5 | 4,70 | 9 | 22,5 | 2,5 | 2,0—3,5 | | |
| Додж 1/4 | Компрессионное | 83,8 | 4,0 | 2,37 | 10 | 21 | 2,5 | 4,5—6,0 | 1,7—2,3 | 28,0 |
| | Масляное | | 3,6 | 3,90 | 12 | 23 | 3,35 | 4,5—5,0 | | |
| Джиемси дизель | Компрессионное | 103,0 | 4,1 | 3,15 | 19 | 26,5 | 4,6 | 4,5—6,0 | 1,0—1,3 | 32,2 |

ИЗНОС ГИЛЬЗ

С увеличением упругости колец необходимо предотвратить повышенный износ гильз. В современных автомобильных двигателях это достигнуто применением закаленных на твердость 450 НВ гильз из легированного чугуна.

Дизель Джиемси, стоящий на танках и больших автобусах в США, имеет закаленную гильзу из хромоникельмолибденового чугуна состава: 3.0—3.4% С_{общ}; 1.8—2.2% Si; 0.8—1.0% Mn; 0.3—0.6% Cr; 1.8—2.2% Ni; 0.2—0.4% Mo, менее 0.22% P. После закалки с температуры 850° в масле и отпуска при 300° гильза имеет твердость более 450 НВ и микроструктуру мартенсита с карбидами. Трактор Катерпиллер имеет также

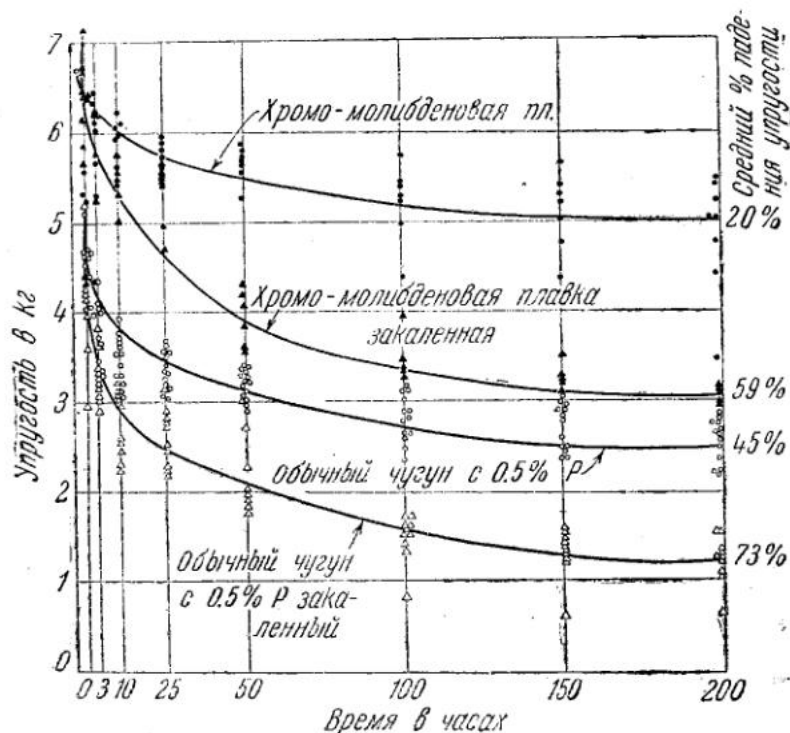


Рис. 2. Изменение упругости поршневых колец при температуре 400°С термически стабилизированных.

Условные обозначения: ● — Cr-Mo чугун; ○ — P чугун; △ — Cr-Mo закаленный чугун; △ — P закаленный чугун

аналогичную гильзу. В период войны американские и наши заводы применяли обычный нелегированный чугун и этим, безусловно, сократили долговечность гильз.

Как правило, за границей наблюдается непрерывная тенденция к увеличению долговечности гильз. Так, например, на американском двигателе „Интернационал“ гильзы изготовлены из белого чугуна. Эксплуатация этого двигателя у нас показала ничтожный износ гильз и поршневых колец.

При работе поршневых колец и гильз наблюдаются два вида износа: пластический и хрупкий. Наиболее опасный вид износа пластический. Он характеризуется тем, что на нижней кромке поршневого кольца появляются заусенцы, так называемая „борода“, на порш-

нях и на гильзах появляются надиры, искажающие кристаллическую структуру поверхности. При появлении пластического течения материала износ начинает резко прогрессировать. Пластический износ наблюдается на мягких гильзах и мягких кольцах. Особенно склонны к образованию заусенцев кольца масляной отливки с крупнопластинчатым перлитом и с низким содержанием связанного углерода.

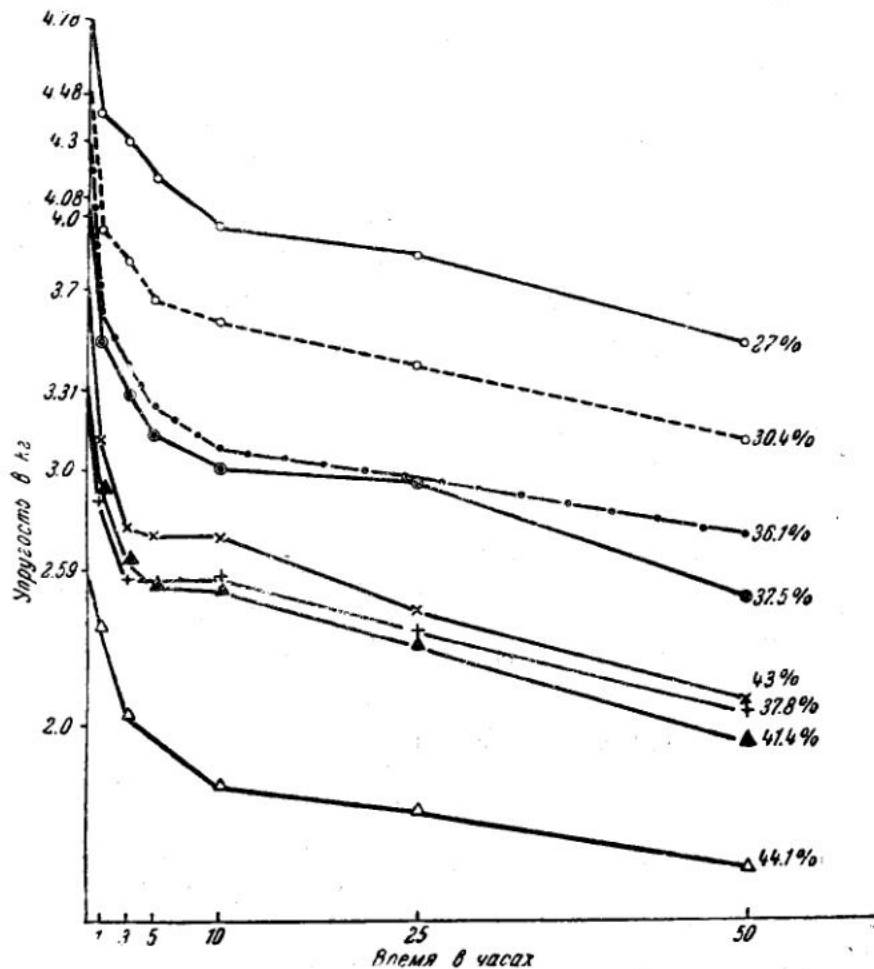


Рис. 3. Изменение упругости в зависимости от времени при температуре 400° С колец с различной начальной упругостью. Условные обозначения:

× — 7023=1 ○ — 7023=4 + — 7026=2
 ⊙ — 7023=2 ▲ — 7026=1 △ — 7026=3
 ● — 7023=3 ○ — 7026=4

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТИ

Износоустойчивость трущейся пары зависит от трех основных факторов:

- 1) свойства материала,
- 2) прирабатываемости и
- 3) качества поверхности.

О свойстве материала было сказано выше. Прирабатываемость частично также является свойством материала, а частично зависит от конструктивных особенностей и от степени гладкости поверхности.

Для поршневых колец прирабатываемость до сих пор облегчали, применяя коническую рабочую поверхность и различные покрытия.

Лет семь назад убедились, что полировка гильзы вредна, и всюду перешли на хонингование гильз. Процесс полирования мягкими полировальниками (войлоком, кожей и пр.) вызывает пластическое течение материала, искажает кристаллическую структуру поверхности и забивает все поры, вследствие чего способность поверхности адсорбировать смазку ухудшается. Кроме того, полировка мягкими полировальниками придает блеск, заглаживает поверхность, но не придает ей геометрически правильной линии; профиль гильзы получается волнистый. Резание хонинговальными брусками дает более правильный профиль и не искажает кристаллической структуры. Хонингованием можно достигнуть различной степени шероховатости; это зависит от зернистости брусков, продолжительности хонингования, от скорости вращения и хода хона. Обычно применяют бруски зернистостью 160—260 на бакелитовой связке; хонингование ведут в течение 5—10 мин.

До сих пор считали, что хонингование должно давать сетку в $30-45^\circ$ и степень шероховатости не более 8—10 микродюймов по профилометру Аббота. Фирма Райт в инструкции по ремонту рекомендует вначале хонинговать до степени чистоты 2 микродюйма и затем

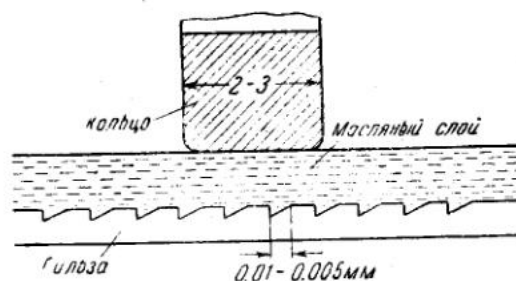


Рис. 6. Кольцо с гладкой поверхностью и гильза с шероховатой поверхностью сохраняют постоянный масляный слой

окончательно хонинговать до 10 микродюймов, как бы „нацарапывать“. Фирма Бристоль для двигателя с бесклапанным распределением окончательно обрабатывает поверхность этой чрезвычайно ответственной гильзы только шлифованием. Грубость такой поверхности такова, что даже после длительной эксплуатации следы рисок от шлифовки сохраняются. Кроме того, эта гильза литая и имеет значительную пористость (рис. 4, см. вклейку).

В последнее время реставрацию гильз производили при помощи хромирования. Опыт показал, что если хонинговать хромированные гильзы аналогично азотированным, т. е. до степени чистоты 8 микродюймов, то наблюдается большой износ поршневых колец. На шлифованных хромированных гильзах с самым непродолжительным хонингованием до степени шероховатости в 35—40 микродюймов износ поршневых колец весьма незначителен.

Испытание показало, что после выработки ресурса мотора в эксплуатации износ таких гильз не превышает 0.03 мм; износ колец также крайне мал. Следы шлифовки на станках Хилд или Брайнт после эксплуатации отлично видны и сохраняют свою характерность (рис. 5). Такая большая микрошероховатость придает поверхности лучшую способность адсорбировать смазку, так как каналы от реза-

ния абразивом служат как бы резервуаром для масла. Однако нельзя допускать такую шероховатость, при которой масляный слой будет разрываться гребешками, давая металлический контакт, и продукты разрушения поверхности будут служить абразивом.

При чистовой шлифовке гильзы на площади, соприкасающейся с поршневым кольцом, имеющим в среднем ширину рабочей части около 2 мм, приходится большое число (20—40) неровностей—каналов. Такая шероховатость не является для гильзы грубой и обеспечивает сплошную масляную подушку (рис. 6).

Принцип обработки гильзы должен быть следующим: вначале шлифуют до степени шероховатости в 30—40 микродюймов, а затем в течение 1—2 мин. хонингуют или притирают для снятия гребешков. В этом случае поршневое кольцо должно иметь значительно более гладкую поверхность, чтобы выступы и углубления трущейся пары могли попадать в зацепление. Рекомендуется поршневые кольца по рабочей поверхности притирать с пастой ГОИ или абразивом 30—60 мин. (в обычной гильзе). В случае, если кольца не проходят притирку, рекомендуется чистовую обточку рабочей поверхности производить резцом. Обработанная резцом поверхность кольца быстро прирабатывается и делается гладкой; однако в этом случае начальный износ несколько больший, чем в случае, если кольцо проходило предварительную притирку.

ВЫВОДЫ

Исследования и практика эксплуатации установили, что с повышением износоустойчивости гильзы повышается одновременно и долговечность поршневых колец. В связи с этим надо стремиться одновременно усовершенствовать и гильзу и поршневое кольцо.

Увеличение долговечности поршневых колец и гильз достигается следующими путями:

- 1) повышением содержания фосфора и углерода в чугуне поршневых колец и гильз;
- 2) легированием чугуна поршневых колец и гильз;
- 3) повышением твердости в литье гильз и колец и применением закалки на мартенситную структуру;
- 4) хромированием верхних поршневых колец;
- 5) азотированием стальных и чугунных гильз или цементированием стальных гильз;
- 6) применением гильз из белого чугуна.

Выбор технологии изготовления поршневых колец также имеет существенное влияние на их свойства. Наилучший способ—это индивидуальная отливка поршневых колец по круглой модели с последующей термической фиксацией замка. Простота этого способа наилучшим образом обеспечивает идентичность и высокие качества колец.

ВИАМ

А. К. ДЬЯЧКОВ

МАШИНА ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ИМИТИРОВАНИЯ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО НАГРУЖЕНИЯ

При развитии конструкции быстроходных двигателей внутреннего сгорания необходимо подробно изучать условия работы подшипников, в ряде случаев являющихся препятствием для достижения намеченных повышенных показателей.

Качество работы подшипника скольжения определяется конструкцией подшипника и охватываемой его детали, а также условиями нагружения, подводом и качеством смазки. Перечисленные факторы обуславливают направление потока масла в слое подшипника, расположение горячих и холодных зон и прочие обстоятельства, характеризующие его работу. Вследствие этого изучение работы подшипников, имеющих определенное целевое назначение, необходимо выполнять в эксплуатационных условиях или близких к ним.

Для глубокого изучения работы рассматриваемых деталей необходимо пользоваться измерительной аппаратурой высокой точности, приспособленной для измерений быстроменяющихся величин.

Малые габариты препятствуют размещению и закреплению измерительной аппаратуры, а динамические и вибрационные нагрузки, появляющиеся при работе двигателя, крайне затрудняют выполнение точных измерений в эксплуатационных условиях. Кроме того, при работе двигателя неизбежно наслаиваются помимо исследуемых иные факторы, от которых трудно освободиться, в то время как они затрудняют точное повторение условий выполняемого опыта. Поэтому для исследовательских работ желательно упростить задачу, освободиться от всего, что мешает точности исследования.

По этим причинам целесообразнее вести подобные исследовательские работы не непосредственно на двигателях, а на испытательных машинах.

Чтобы обеспечить возможность перенесения на двигатель результатов работ, полученных на испытательной машине, необходимо выдерживать следующие условия:

1) должна быть обеспечена возможность выполнения экспериментов непосредственно с деталями двигателя, как, например, шатуном, картером;

2) нагружение испытуемых деталей должно возможно ближе воспроизводить условия нагружения их в эксплуатации;

3) подвод, распределение и отвод смазки должны быть конструктивно одинаковы с имеющимися в эксплуатации.

Известные к настоящему времени испытательные машины (Тума и Штрохауэра, DVL, Юнкерса, Дженерал Моторс, Корнелиуса и

Бартена, Пратт и Уитни) не удовлетворяют поставленным условиям, что заставило нас создать новую испытательную машину.

ПРИНЦИПИАЛЬНАЯ СХЕМА НАГРУЖЕНИЯ ИСПЫТАТЕЛЬНОЙ МАШИНЫ

Нагрузка на подшипники коленчатого вала двигателя создается силами трех родов: от давления газов на поршень, от сил инерции поступательно движущихся масс и сил инерции вращающихся масс кривошипно-шатунного механизма.

При разложении по звеньям кривошипно-шатунного механизма равнодействующих сил рабочих газов и сил инерции поступательно движущихся масс мы получаем слагающие, находящиеся в одной плоскости, а именно центральной плоскости вращения кривошипа.

Массы, создающие центробежные силы инерции шатуна, также обычно симметричны относительно центральной плоскости вращения кривошипа.

Итак, равнодействующие перечисленных трех родов сил, действующих на шатунный подшипник, обычно находятся в одной плоскости.

Обратимся теперь к коренным подшипникам.

При определении нагрузок, действующих на коренные подшипники, обычно принимается, что коленчатый вал разрезан по осям цилиндров, прилегающих с обеих сторон к подшипнику, и в местах разреза, как к шарнирам, приложены силы, действующие на шатунный подшипник. Эти силы расположены в плоскости вращения кривошипа, проходящей через ось цилиндра.

Далее, к указанным прибавляются центробежные силы, создаваемые условно отрезанной частью колена коленчатого вала и противовесом. Все перечисленные силы могут быть сложены и приведены к равнодействующим, расположенным в плоскости, проходящей через середину коренного подшипника.

Изменение давления рабочих газов по ходу поршня, а следовательно, и соответствующих сил может быть принято по политропе.

Величина сил инерции поступательно движущихся масс одного цилиндра с достаточной для практики точностью выражается уравнением

$$h = -m\omega^2 R (\cos \alpha + \lambda \cos 2\alpha), \quad (1)$$

где h — сила инерции поступательно движущихся масс одного цилиндра;

ω — угловая скорость вращения коленчатого вала;

R — радиус кривошипа;

m — суммарная масса поступательно движущихся деталей рассматриваемого цилиндра;

α — угол поворота кривошипа;

λ — отношение радиуса кривошипа к длине шатуна.

Величина силы инерции вращательно движущихся деталей выражается уравнением

$$C = -M\omega^2 R, \quad (2)$$

где M — суммарная масса вращательно движущихся деталей.

Знак минус в формулах (1) и (2) показывает, что эти силы направлены в сторону, противоположную действию сил газов.

Если сложить рассмотренные три рода сил, действующих одновременно, и отложить их величины от центра в направлении их действия, то получим так называемую векторную диаграмму сил нагружения.

Векторные диаграммы сил, действующих на вкладыш подшипника мотора и на шейку вала, получаются различной формы, хотя в них входят одни и те же силы. Дело в том, что относительное направление этих сил различно, так как имеется относительное движение вкладышей и шейки вала.

На рис. 1 приводится векторная диаграмма сил, действующих на вкладыш шатунного подшипника авиамотора Аллисон С-15. Для нее

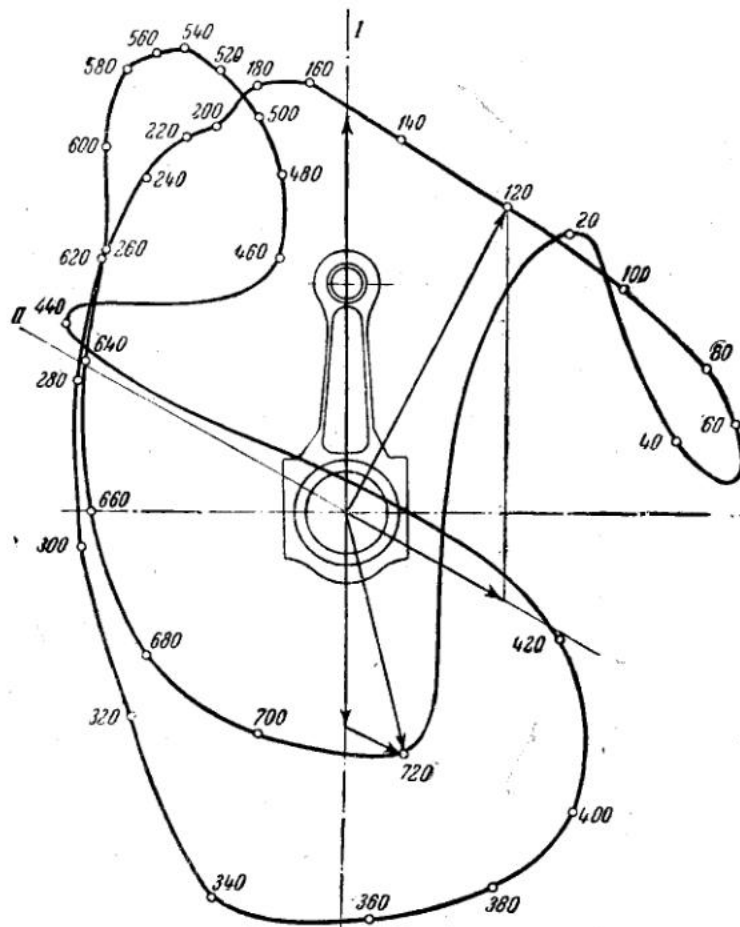


Рис. 1. Векторная диаграмма сил, действующих на вкладыш шатунного подшипника мотора Аллисон С-15

характерно наличие двух петель в областях углов поворота кривошипа $20-120^\circ$ и $440-620^\circ$, остальная часть диаграммы по форме близка к двум овалам. Петли образуются на участках, где в наибольшей степени проявляется действие сил газов (максимальное давление газов в цилиндрах соответствует углам поворота кривошипа 20 и 440°), на остальных участках преобладает действие сил инерции.

Поставим своей целью имитирование векторной диаграммы, подобной приводимой на рис. 1.

Установлено, что для этой цели необходимо иметь не менее двух нагружающих устройств, чтобы иметь возможность создания сил по двум осям координат.

Пусть для начального рассмотрения задана векторная диаграмма сил, нагружающих шатунные вкладыши, приводимая на рис. 2 (пунктир).

Направим оси нагружающих устройств по осям главного и прицепного шатунов (осям цилиндров).

Разложим мгновенные силы A , B и т. д. заданной векторной диаграммы по направлениям A_1B_1 и $A_{II}B_{II}$ и т. д. выбранных осей нагружающих устройств. Зарегистрируем изменение слагающих нагрузок, направленных по осям нагружающих устройств; получим функцию с периодом, равным периоду сил векторной диаграммы.

Как известно, всякая периодическая функция, удовлетворяющая условиям Дирихле, может быть разложена в ряд членов, зависящих от тригонометрических функций α , 2α , 3α и т. д.¹

Периодические функции, получаемые при разложении сил векторной диаграммы, всегда удовлетворяют условиям Дирихле и, следовательно, могут быть разложены в ряд.

Для воспроизведения каждого члена ряда воспользуемся проекцией центробежной силы (силы вращающегося груза) соответствующего периода.

Отверстия поршневых головок главного и прицепного шатунов соединим с траверсами, имеющими возможность перемещаться только в направлении осей нагружающих устройств, т. е. в нашем случае в направлении осей цилиндров. В каждую траверсу поместим валы, вращающиеся с задаваемой нами скоростью. Пусть каждый вал несет груз, создающий при его вращении соответствующую центробежную силу.

Тогда все слагающие этих сил, перпендикулярные допущенным перемещениям, т. е. перпендикулярные осям нагружающих устройств, и в нашем случае перпендикулярные осям шатунов, будут восприниматься опорами траверс, а на шатуны и далее на подшипник будут передаваться лишь слагающие, направленные вдоль осей шатунов. Величина этих слагающих будет изменяться по закону косинуса.

Пользуясь нужным числом центробежных сил, вращающихся с выбранной скоростью и расположенных с определенными фазовыми смещениями, можно осуществить векторную диаграмму нагружения, близкую к желаемой.

Степень приближения получаемой диаграммы обуславливается лишь числом вращающихся грузов. Так, на рис. 3 приводится векторная диаграмма нагружения, получаемая при помощи вращающихся грузов трех скоростей вращения, а именно: $\frac{1}{2}$, 1 и 2 порядков оборотности вала, проходящего через большую головку шатуна.

Имитируемая векторная диаграмма на том же рис. 3 сравнивается с расчетной диаграммой, приведенной на рис. 1. Сравнение показывает удовлетворительное совпадение, особенно в областях действия сил инерции. При увеличении числа вращающихся грузов совпадение будет еще лучшим. Если же с целью упрощения ограничить число

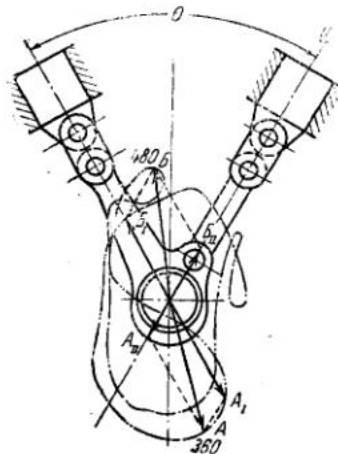


Рис. 2. Векторная диаграмма сил, нагружающих шатунные вкладыши

¹ Подробнее см. отчет ИМАШ. „Обоснование схемы конструкции лабораторной испытательной машины“.

вращающихся грузов двумя, то можно имитировать так называемую упрощенную векторную диаграмму нагружающих сил.

Упрощенная векторная диаграмма получается путем сложения двух сил, действующих через 360° поворота вала. Тогда резкие петли диаграммы пропадают, и она принимает подобие овала.

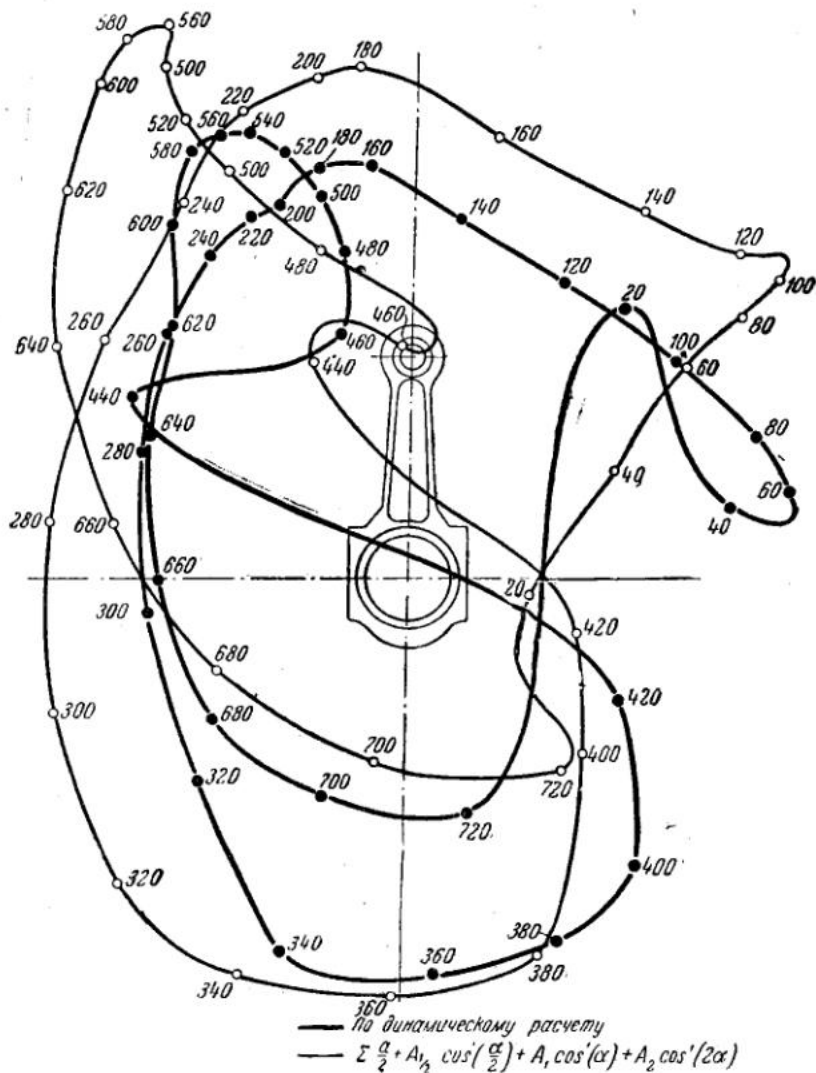


Рис. 3. Сравнение векторных диаграмм нагружения вкладышей мотора Аллисон С-15, имеющейся в эксплуатации, получающейся по динамическому расчету и получающейся при имитировании вращающимися грузами порядков $1/2$, 1 и 2

Так, на рис. 4 приводится упрощенная векторная диаграмма сил, нагружающих шатунные вкладыши, полученная из диаграммы, приводимой на рис. 1. Здесь же дается диаграмма, полученная при помощи грузов, вращающихся со скоростью первого и второго порядков. Как видно, в этом случае получается вполне удовлетворительное совпадение обеих диаграмм.

Переход к упрощенной диаграмме нагружения облегчает задачу создания испытательной машины, но, конечно, искажает рабочие условия.

Такое упрощение все же приемлемо для предварительных характеристик, так как для современных авиамоторов основная часть нагрузки создается силами инерции, которые при имитировании воспро-

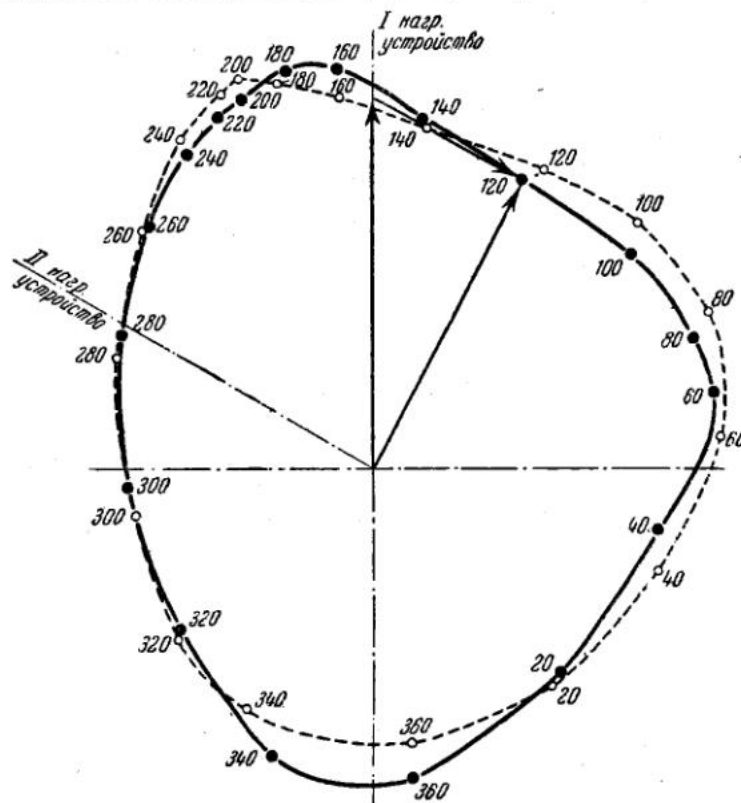


Рис. 4. Сравнение упрощенных векторных диаграмм нагружения вкладышей шатунного подшипника мотора Аллисон С-15, получающихся по динамическому расчету и в результате имитирования вращающимися грузами порядков первого и второго.

— упрощенная векторная диаграмма, полученная по расчету;
 - - - результат имитирования при помощи вращающихся грузов двух порядков

изводятся достаточно полно, а не силами газов, влияние которых в упрощенной диаграмме не воспроизводится.

Пользуясь изложенной методикой, можно имитировать любую векторную диаграмму сил.

МЕХАНИЧЕСКОЕ ОБОРУДОВАНИЕ ИСПЫТАТЕЛЬНОЙ МАШИНЫ

На основе изложенной схемы нагружения по проекту Института машиноведения Академии Наук СССР изготовлена испытательная машина (см. рис. 5 и 6). Она имеет вращающиеся грузы,двигающиеся со скоростью двух порядков: первого и второго по отношению к оборотности вала, помещенного в большую головку шатуна.

Машина позволяет измерять силу трения, действующую на испытуемый подшипник.

Измерение силы трения осуществляется по схеме, изображенной на рис. 7. Малые головки шатунов соединяются с траверсами при помощи шарниров, а потму момент от силы трения F , развивающейся на испытуемом подшипнике, должен быть уравновешен моментом

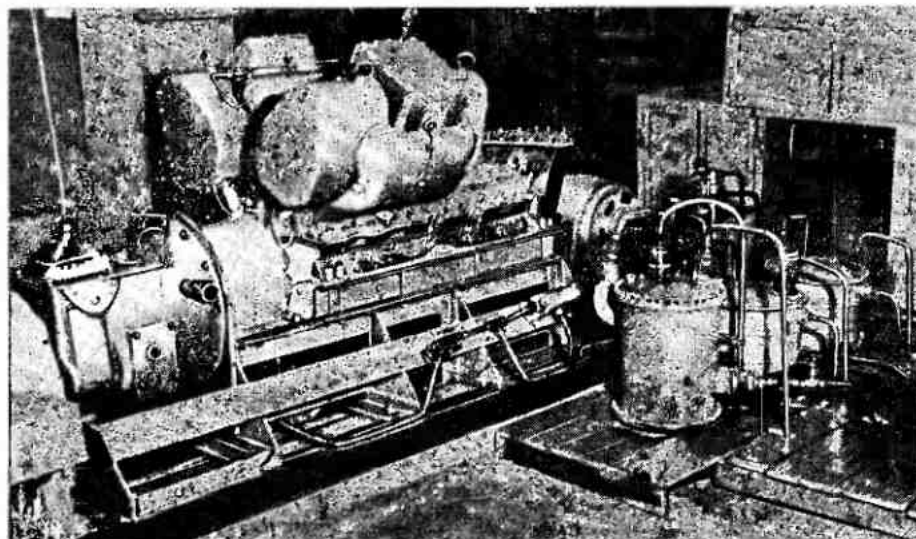


Рис. 5. Внешний вид испытательной машины

от силы F_1 , приложенной к малой головке главного шатуна. Сила F_1 воспринимается мембраной, прогиб которой может быть протарирован и может фиксироваться во время опыта.

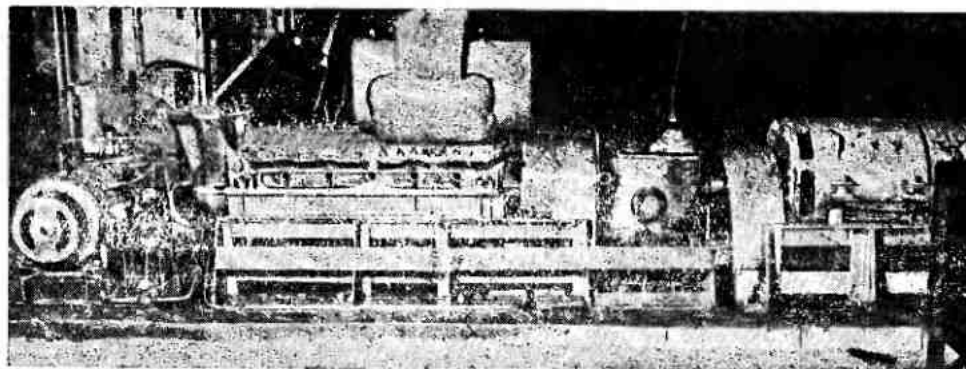


Рис. 6. Внешний вид испытательной машины

Испытуемый подшипник имеет независимое, отдельное от всех иных узлов машины питание, смазкой, подводимой через вал. Для этой цели установлен самостоятельный масляный насос, снабжаемый из отдельного бака, расположенного на весах.

Давление масла, подаваемого в испытуемый подшипник, во время каждого опыта может поддерживаться постоянным, что обеспечивается редукционным клапаном. Масло, перепускаемое редукционным клапаном, возвращается обратно в бак.

Таким образом, расход масла через испытуемый подшипник может быть определен непосредственным взвешиванием.

Чистота масла обеспечивается путем включения в нагнетательную систему масляного фильтра типа Куно. Фильтр снабжен перепускным клапаном, препятствующим развитию опасных давлений при пуске на холодном масле высокой вязкости и при резких изменениях скоростного режима.

Желательное температурное состояние подаваемого в испытуемый подшипник масла создается при помощи водо-масляного радиатора,

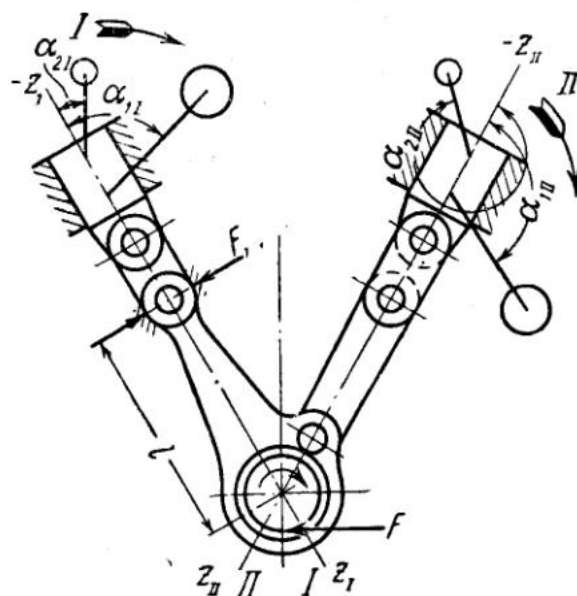


Рис. 7. Схема определения сил трения

также включенного в систему нагнетания. В водо-масляном радиаторе масло подвергается тепловому воздействию воды, пропускаемой через него.

В оборудование машины входит водяная система, где имеются электрогрелки, подогревающие воду до желаемой температуры. Путем добавления в систему холодной воды из водопровода температура в ней может быть понижена.

Интенсивность электроподогревания воды регулируется.

Водяная система имеет емкость, достаточную для обеспечения устойчивого сохранения желаемого температурного уровня.

Вместе с тем при такой схеме прогревание машины и связанные с ним износы машины сводятся к минимуму, так как нагревание водяной системы происходит независимо от вращения машины, и прогревание масляной системы, действующей от отдельного электромотора, может быть осуществлено без запуска испытательной машины. Обычно вода в системе нагревалась до 100° , затем начиналось прогревание масляной системы, и только после этого пускалась в ход испытательная машина.

Для смазки коренных подшипников, втулок передаточных шестерен, шарикоподшипников, на которых вращаются центробежные грузы, и прочих мест испытательной машины установлен отдельный масляный насос, питаемый из своего бака и снабженный своим водо-масляным радиатором, редукционным клапаном и фильтром.

Смазочное масло для смазки коренных подшипников и иных мест берется то же самое, что и для исследуемого шатунного подшипника, так как в картере оно перемешивается. Откачивание из картера масла, стекающего из испытуемого шатунного, коренных подшипников и иных мест машины, осуществляется откачивающим насосом.

Вращение вала испытательной машины осуществляется электромотором постоянного тока. Электромотор может развивать обороты только до 1500 об/мин., поэтому в схему вращения включен редуктор. В качестве редуктора использована автомобильная коробка скоростей, имеющая прямой ход и несколько передач, что позволяет иметь более высокую оборотность вала испытуемого подшипника.

В схему испытательной машины введены уравнивающие грузы, благодаря которым силы, нагружающие исследуемый подшипник, не передаются на фундамент машины. Опыт работы машины показал ее спокойный ход и отсутствие нежелательных вибраций как на низком, так и на высоком скоростном режиме.

НЕКОТОРЫЕ ВИДЫ ВЕКТОРНЫХ ДИАГРАММ НАГРУЖЕНИЯ, ВОСПРОИЗВОДИМЫЕ НА ПОСТРОЕННОЙ ИСПЫТАТЕЛЬНОЙ МАШИНЕ

Расчет динамически нагруженных подшипников до сего времени выполняется на основании экспериментальных материалов, полученных для статического нагружения, тогда как явно чувствуется наличие неучитываемых особенностей динамического нагружения, а именно поворота вектора нагрузки, частоты и амплитуды ее изменения.

Для создания расчета при сложной форме диаграммы динамического нагружения подшипника необходимо изучение элементарных видов нагружения, а именно центробежной силой и постоянной по направлению силой, но переменной величины.

Новая испытательная машина позволяет создавать нагружение подшипника упомянутыми элементарными силами, причем на ней можно иметь два вида центробежных сил: во-первых, прямого хода, т. е. при вращении вектора нагрузки в одну сторону с валом, и, во-вторых, обратного хода, т. е. при вращении вектора нагрузки в обратном вращению вала направлении.

Институт машиноведения АН СССР

РАЗДЕЛ III

**АНТИФРИКЦИОННЫЕ
И ИЗНОСОСТОЙКИЕ МАТЕРИАЛЫ**

Редактор
профессор М. М. ХРУЩОВ



А. И. ИЛЬИН

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ БРОНЗ

Бинарные и многокомпонентные оловянистые бронзы как антифрикционный материал долгое время удерживались во всех без исключения отраслях машиностроения. Они не потеряли своего значения как широко распространенного антифрикционного материала и в настоящее время.

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ БИНАРНЫХ АНТИФРИКЦИОННЫХ БРОНЗ

При условии состояния равновесия предельная растворимость олова в меди при нормальной температуре составляет 16%. Однако в обычных условиях отливки бронзовых деталей затвердевание бронзы в форме происходит со скоростью, значительно превышающей скорость диффузии олова в меди.

Это приводит к тому, что существование одного α -твердого раствора практически имеет место лишь в бронзах, содержащих не более 5—7% олова.

Бронзы, более богатые оловом, в литом состоянии всегда имеют в структуре некоторое количество $\alpha + \delta$ -эвтектоида. Для антифрикционных бронз это обстоятельство является положительным моментом, так как практически установлено, что бинарные оловянистые бронзы обладают оптимальными антифрикционными свойствами именно при наличии структуры α -твердого раствора как основы со включением в него некоторого количества $\alpha + \delta$ -эвтектоида.

Отсюда следует, что одним из основных мероприятий повышения износостойкости антифрикционных бронз является не только правильный выбор их химического состава, но и выбор скоростей затвердевания жидкого металла и охлаждения до нижних критических температур уже затвердевшего в форме металла.

Эти параметры должны быть такими, чтобы они обеспечивали в отливке структуру, состоящую из α -твердого раствора как основы и $\alpha + \delta$ -эвтектоида в виде отдельных включений.

Из бинарных оловянистых бронз наиболее оправдавшими себя в относительно легких условиях работы оказались бронзы, содержащие от 8 до 14% олова.

Дальнейшее повышение содержания олова делало бронзы чрезмерно хрупкими и далеко небезопасными в работе как по причине хрупкого разрушения вкладыша, так и по причине возможных задиров шейки вала.

Однако трудность приработки по шейке вала, вкладышей, изготовленных из бинарной оловянистой бронзы, послужила причиной появления более сложных или так называемых многокомпонентных бронз. В эти бронзы наряду с оловом вводились и другие элементы, как то: фосфор, свинец и никель.

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ БРОНЗ ВВЕДЕНИЕМ СВИНЦА

Наличие свинца в бронзах, предназначенных для изготовления деталей, работающих на трение, резко повышает их антифрикционные свойства.

Свинец облегчает прирабатываемость детали в начальный период ее работы и повышает износостойкость бронзы в службе.

Лучшая по сравнению с другими бронзами способность удерживать смазку на трущихся поверхностях является дополнительным фактором, повышающим износостойкость свинцовистых бронз.

Антифрикционные свойства свинцовистых бронз определяются количеством содержащегося в них свинца и равномерностью его распределения по трущейся поверхности детали.

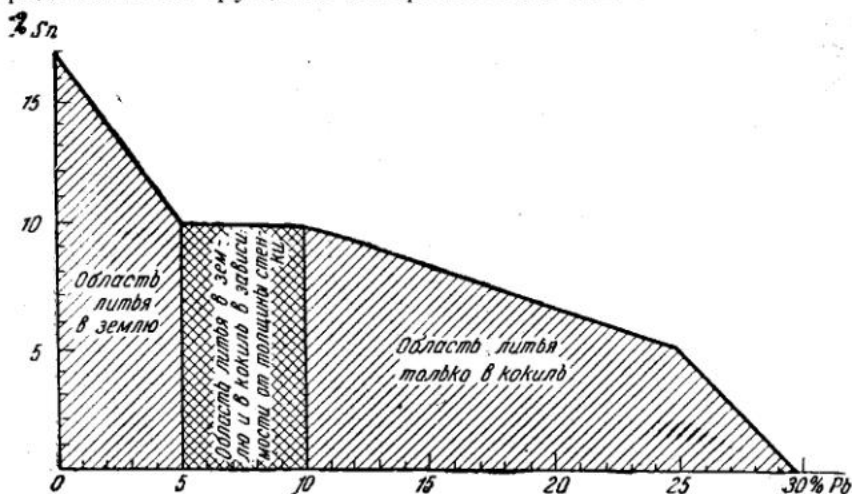


Рис. 1. Диаграмма оптимальных соотношений свинца и олова в оловянно-свинцовистых антифрикционных бронзах

Бронзы с грубым проявлением ликвации свинца не являются износостойкими и не обеспечивают требуемой прочности детали.

Радикальными средствами для предотвращения ликвации свинца в бронзе являются:

- а) выбор правильного соотношения олова и свинца;
- б) обеспечение ускоренного прохождения температур области расплавления (см. диаграмму состояния сплавов медь—свинец) свинца с медью при остывании металла в форме;
- в) введение специальных присадок, предотвращающих ликвацию свинца.

Проведенные нами обширные исследования свинцовистых бронз позволили построить диаграмму, дающую возможность безошибочно выбирать химический состав бронз для отливки трущихся деталей и метод их отливки, гарантирующие равномерное распределение в них свинца (рис. 1).

Наилучшими свинцово-оловянистыми бронзами для практического применения оказались бронзы, представленные в табл. 1.

Во всех случаях, где это не оговорено особо, данные об антифрикционных свойствах приведены по результатам испытаний на машине Амслера. При этом стальные истирающие ролики изготовлялись из стали Ст. 5. В качестве масла употреблялся смазочный мазут. При испытании со смазкой удельное давление составляло 75 кг/см^2 . Каждое испытание продолжалось 18 час.

Таблица 1

Антифрикционные свойства оловянно-свинцовистых бронз и их назначение

| Марка бронзы | Испытание на трение со смазкой | | | Испытание без смазки | | Примерное назначение ¹ |
|--------------|--------------------------------|---------------------------------------|--------------------------------------|----------------------|---------------------------------------|--|
| | коэффициент трения | износ бронзы (мг/см ² /км) | износ стали (мг/см ² /км) | коэффициент трения | износ бронзы (мг/см ² /км) | |
| ОС5-5 | 0.0072 | 0.158 | 0.0116 | 0.147 | 215.8 | Детали, нагруженные до 100 кг/см ² То же до 50 кг/см ² " " " 200 " " " " 250 " " " " 250 " |
| ОС5-25 | 0.0060 | 0.150 | 0.0045 | 0.150 | 203.7 | |
| ОС7-17 | 0.0070 | 0.160 | 0.0064 | 0.154 | 183.6 | |
| ОС10-5 | 0.0076 | 0.174 | 0.0152 | 0.173 | 234.0 | |
| ОС8-10 | 0.0072 | 0.172 | 0.1390 | 0.163 | 312.5 | |

При испытании без смазки удельное давление составляло 12.5 кг/см², а длительность испытаний устанавливалась из расчета получения числа оборотов стального истирающего ролика, обеспечивающего прохождение им общего пути в один километр.

Дальнейшее повышение антифрикционных свойств оловянно-свинцовистых бронз достигается введением в ее состав от 0.5 до 2.0% никеля. Никель улучшает распределение свинца в бронзе (рис. 2 и 3) и упрочняет основу последней, входя в тройной твердый раствор медь — олово — никель.

При перенасыщении твердого раствора никель образует химическое соединение Ni₃Sn₄. В зависимости от содержания олова кристаллы химического соединения Ni₃Sn₄ появляются при наличии никеля от 1.5% и выше (рис. 4).

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ БРОНЗ ВВЕДЕНИЕМ ФОСФОРА

Согласно тройной диаграмме состояния, сплавы медь — олово — фосфор в равновесных условиях образуют после затвердевания однородный α -твердый раствор при наличии в них олова до 10% и фосфора до 0.3%. При том же содержании олова, но при наличии фосфора более 0.3%, наряду с тройным α -твердым раствором появляются новые структурные составляющие — фосфиды меди и тройная эвтектика, придающие высокую износостойкость бронзе. Химический состав тройной эвтектики следующий: меди 80.7%, олова 14.8% и фосфора 4.5%. Температура ее образования установлена равной 628°.

По условиям службы практически целесообразны оловянно-фосфористые бронзы в зависимости от их химического состава могут быть классифицированы следующим образом (табл. 2).

В связи с изменившимися условиями работы подшипников, особенно в быстроходных моторах, в последнее время литые фосфористые бронзы стали заменяться еще более высокопрочными фосфористыми бронзами, подвергаемыми сложной обработке.

¹ Рекомендации для предельного нагружения отдельных марок бронз даны исходя из нашей практики использования аналогичных бронз на локомотивах, подшипники которых работают при удельных давлениях указанного порядка.

Таблица 2

Химический состав и назначение износостойких фосфористых бронз

| Группа | Химический состав (%) | | | Назначение |
|--------|-----------------------|---------|-----------|---|
| | олово | фосфор | медь | |
| I | 3—5 | 1.0—0.5 | Остальное | Легко нагруженные детали, работающие на трение |
| II | 5—7 | 0.3—1.0 | » | Средне нагруженные детали, работающие на трение |
| III | 8—12 | 0.5—2.0 | » | Тяжело нагруженные трущиеся детали, в том числе шестерни и червячные колеса |
| IV | 13—17 | 0.5—1.0 | » | Подпятники |
| V | 18—20 | 0.4—1.0 | » | Сверхизносостойкие бронзы |

Отлитая бронзовая заготовка подвергается отжигу при температуре 720—750°. После отжига заготовка проходит холодную протяжку, затем для снятия внутренних напряжений подвергается отпуску при температуре 100—300° и лишь после этого проходит окончательную механическую обработку. Одна из обработанных таким образом фосфористых бронз известна под названием бронзы „каро“. Ее химический состав: олово 7.9%, фосфор 0.2—0.3%, медь — остальное.

Для характеристики антифрикционных свойств бронзы „каро“ можно указать, что она с успехом работает при удельном давлении 100 кг/см² и окружных скоростях 3—5 м/сек. При этом коэффициент трения составляет всего лишь 0.0009.

Таким образом пластическая деформация в сочетании с термической обработкой является одним из радикальных методов повышения износостойкости ряда антифрикционных бронз.

Следует предостеречь от механического подхода к использованию фосфористых бронз в качестве антифрикционных материалов.

При их выборе всегда должны быть учтены:

- а) твердость сопрягаемой трущейся пары;
- б) величины удельных давлений и динамичность нагрузки;
- в) скорости перемещения трущихся поверхностей;
- г) характер смазки.

При работе бронзы по трущимся поверхностям невысокой твердости повышение износостойкости бронз только за счет фосфора нецелесообразно.

В том же случае, когда соотношение олова и фосфора в бронзе приводит к наличию в ее структуре $\alpha + \delta$ -эвтектоида и фосфидов, такая бронза вообще не допустима для работы по поверхностям, не упрочненным той или иной термической или термохимической обработкой или специальным покрытием (закалка, азотирование, хромирование и т. п.).

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ БРОНЗ ОДНОВРЕМЕННЫМ ВВЕДЕНИЕМ СВИНЦА И ФОСФОРА

Области применения фосфористых бронз значительно расширяются за счет введения в них свинца. Сохраняя высокую износостойкость фосфористых бронз, свинец обеспечивает лучшую прирабатываемость бронзы, делает ее менее чувствительной к неточностям обработки

трущихся поверхностей и способствует лучшему удержанию смазки, как бы адсорбируя ее на поверхности трения.

Следует, однако, заметить, что соотношение фосфора и свинца, вводимых в бронзу для улучшения их антифрикционных свойств, должно быть строго регламентировано.

В целях краткости рассуждений оптимальные для повышения износостойкости количества фосфора в оловянно-свинцовистых бронзах без опасения за проявление ликвации свинца представлены нами в табл. 3.

Таблица 3

Оптимальное содержание фосфора в антифрикционных оловянно-свинцовистых бронзах (в процентах)

| Марка бронзы | Толщина стенки отливки | | | | |
|--------------|------------------------|----------|----------|----------|----------|
| | до 10 мм | 10-15 мм | 15-20 мм | 20-25 мм | 25-30 мм |
| ОС5-5 | 2.0 | 2.0 | 1.5 | 1.0 | 0.5 |
| ОС5-10 | 1.5 | 1.5 | 1.25 | 1.0 | 0.5 |
| ОС5-25 | 0.3 | 0.2 | 0.15 | 0.1 | 0.05 |
| ОС7-17 | 0.5 | 0.5 | 0.30 | 0.2 | 0.10 |
| ОС10-5 | 1.5 | 1.5 | 1.00 | 1.0 | 0.50 |
| ОС10-10 | 1.0 | 1.0 | 0.5 | 0.3 | 0.25 |

В табл. 4 представлены изменения антифрикционных свойств некоторых свинцовистых бронз по мере повышения содержания в них фосфора. Как это следует из приведенных данных, с повышением содержания фосфора в свинцовистых бронзах их износостойкость значительно возрастает.

Испытания фосфористо-свинцовых бронз в эксплуатационных условиях путем изготовления из них подшипников дышлового движения локомотивов полностью подтвердили результаты лабораторных исследований.

Таблица 4

Изменение антифрикционных свойств свинцовистых бронз с увеличением содержания фосфора

| № п. п. | Химический состав бронзы (%) | | | | Испытания со смазкой | | | Испытания без смазки | |
|---------|------------------------------|--------|--------|-------|----------------------|---------------------------------------|--------------------------------------|----------------------|---------------------------------------|
| | олово | свинец | фосфор | медь | коэффициент трения | износ бронзы (мг/см ² /км) | износ стали (мг/см ² /км) | коэффициент трения | износ бронзы (мг/см ² /км) |
| 1 | 10.18 | 8.85 | 0.20 | 81.01 | 0.057 | 0.84 | 0.045 | 0.182 | 241.1 |
| 2 | 9.27 | 7.97 | 0.31 | 82.60 | 0.033 | 0.72 | 0.054 | 0.187 | 189.6 |
| 3 | 10.81 | 6.87 | 0.47 | 81.64 | 0.03 | 0.52 | 0.016 | 0.187 | 132.4 |
| 4 | 10.35 | 8.25 | 0.50 | 80.81 | 0.013 | 0.50 | 0.034 | 0.176 | 78.5 |
| 5 | 8.42 | 7.64 | 0.07 | 83.89 | 0.065 | 1.06 | 0.060 | 0.166 | 335.0 |
| 6 | 7.27 | 9.82 | 0.39 | 81.40 | 0.023 | 0.58 | 0.028 | 0.182 | 194.5 |
| 7 | 8.30 | 10.28 | 0.53 | 80.72 | — | 0.45 | 0.024 | 0.169 | 74.2 |

Для деталей, работающих при динамических нагрузках, практический интерес должны представлять малооловянистые, свинцовистые бронзы, легированные фосфором.

О ВЛИЯНИИ ВКЛЮЧЕНИЙ ОЛОВЯННОЙ КИСЛОТЫ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ БРОНЗ

Наличие в антифрикционных бронзах включений оловянной кислоты значительно ухудшает их поведение при трении. Вопрос этот в литературе освещен еще недостаточно.

Из практики работы бронзовых подшипников локомотивов нам известны случаи, когда подшипники одного и того же химического состава и на первый взгляд одинаковой структуры совершенно различно ведут себя в эксплуатации. Одни работают безупречно в течение требуемого эксплуатационного срока, другие же с самого начала службы обнаруживают повышение рабочих температур и образование задиров на трущихся поверхностях.

Металлографический анализ, как правило, обнаруживал в структуре бронзы плохо работавших подшипников включения кристаллов оловянной кислоты.

Изучение свойств кристаллов оловянной кислоты указывает на неизбежность абразивного характера ее действия.

Чтобы убедиться в этом, достаточно сравнить числовые значения твердостей некоторых металлов и сплавов по сравнению с твердостью кристаллов оловянной кислоты, представленных в табл. 5. Числовые значения твердости были определены Бирбаумом методом царапания.¹

Таблица 5

Числовые значения твердости отдельных металлов и некоторых структурных составляющих

| № п. п. | Наименование исследуемого объекта | Твердость | № п. п. | Наименование исследуемого объекта | Твердость |
|---------|-----------------------------------|-----------|---------|--------------------------------------|-----------|
| 1 | Свинец | 7 | 7 | Кристаллы SnSb | 208 |
| 2 | Медь | 78 | 8 | » Cu ₃ Sn | 750 |
| 3 | Олово | 112 | 9 | » Cu ₂ Sn | 1006 |
| 4 | Сурьма | 121 | 10 | Закаленная сталь | 2230 |
| 5 | Никель | 244 | 11 | Кристаллы SnO ₂ | 5390 |
| 6 | Железо | 420 | | | |

Наличие оловянной кислоты в бронзе является следствием того, что при плавке бронзы была допущена чрезмерно высокая температура в печи при наличии окислительной атмосферы. При этом расплавленный металл не был достаточно хорошо раскислен перед его разливкой по формам.

О ВЛИЯНИИ СКОРОСТИ ОХЛАЖДЕНИЯ ОТЛИВКИ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ БРОНЗ

Скорость охлаждения бронзы в основном определяет величину зерна, а также количественное соотношение образующихся структурных составляющих.

¹ Из доклада проф. А. К. Зайцева. Испытание на трение свинцовистых бронз (1-я Всесоюзная конференция по антифрикционным материалам, 1935 г.).

Нами была исследована износостойкость ряда бронз, подверженных охлаждению с различными скоростями путем отливки их в земляные формы и в изложницы.

При этом с бесспорной очевидностью было установлено, что для данных бронз образцы, отлитые в изложницы, имели меньшую износостойкость по сравнению с отлитыми в землю.

Указанное обстоятельство свидетельствует о том, что не всякое измельчение зерна, достигаемое только за счет повышения скорости охлаждения отливки, благоприятно для деталей, работающих на износ.

В подтверждение сказанного в табл. 6 приведены цифровые значения, характеризующие антифрикционные свойства одних и тех же бронз, но подвергающихся различным скоростям охлаждения.

Таблица 6

Результаты испытания на трение на машине Амслера при $P=12.5 \text{ кг/см}^2$

| Марка бронзы | Испытание с керосином (смазка) | | | | | | Испытание без смазки | | | |
|--------------|--------------------------------|---------------------------------------|--------------------------------------|--------------------|---------------------------------------|--------------------------------------|----------------------|---------------------------------------|--------------------|---------------------------------------|
| | Отливка в изложницы | | | Отливка в землю | | | Отливка в изложница | | Отливка в землю | |
| | коэффициент трения | износ бронзы (мг/см ² /км) | износ стали (мг/см ² /км) | коэффициент трения | износ бронзы (мг/см ² /км) | износ стали (мг/см ² /км) | коэффициент трения | износ бронзы (мг/см ² /км) | коэффициент трения | износ бронзы (мг/см ² /км) |
| О-8 | 0.076 | 0.901 | 0.129 | 0.069 | 0.397 | 0.03 | 0.415 | 62.32 | 0.413 | 77.8 |
| ОС8-4 | 0.097 | 1.62 | 0.0209 | 0.073 | 0.636 | 0.0137 | 0.168 | 584.5 | 0.193 | 368.4 |
| ОСЦ8-4-2 | 0.086 | 2.36 | 0.200 | 0.090 | 2.36 | 0.210 | 0.171 | 539.1 | 0.162 | 393.3 |
| ОСЦ8-4-3 | 0.102 | 2.24 | 0.0244 | 0.093 | 3.44 | 0.019 | 0.175 | 483.9 | 0.164 | 413.9 |
| ОСЦ8-4-4 | 0.124 | 8.17 | 0.0219 | 0.085 | 6.04 | 0.0318 | 0.170 | 496.0 | 0.179 | 202.2 |
| ОСЦ8-5-5 | 0.119 | 5.87 | 0.0394 | 0.109 | 4.40 | 0.0380 | 0.166 | 379.9 | 0.159 | 311.7 |
| ОСЦ8-2-4 | 0.111 | 8.61 | 0.033 | 0.108 | 8.18 | 0.226 | 0.162 | 865.7 | 0.191 | 576.9 |
| ОСЦ8-3-3 | 0.112 | 8.42 | 0.0354 | 0.109 | 7.22 | 0.0258 | 0.155 | 577.6 | 0.176 | 489.3 |
| ОПС6-6-3 | 0.234 | 39.89 | 0.0256 | 0.217 | 32.17 | 0.0305 | 0.166 | 664.05 | 0.190 | 525.1 |
| ОЦ8-4 | 0.204 | 24.7 | — | — | — | — | 0.40 | 71.42 | 0.410 | 59.64 |

В данном случае испытания „со смазкой“ были проведены по ускоренной методике.

Вместо смазочного масла был взят керосин, предварительно очищенный от посторонних примесей перегонкой. Удельное давление на образец было взято равным 12.5 кг/см^2 .

Незначительная смазывающая способность керосина позволила резко сократить время испытания, дав возможность получить вполне сравнимые данные износа бронзы и стали. Испытания каждого образца производились в течение двух часов. Испытания без смазки проводились по методике, указанной ранее.

ВЫВОДЫ

1. Для получения износостойких деталей, отливаемых из бинарных оловянистых бронз, их химический состав и скорость охлаждения должны быть такими, чтобы обеспечить структуру, состоящую из α -твердого раствора как основы и $\alpha + \delta$ -эвтектоида в виде отдельных включений.

2. Свинец и фосфор, присутствуя в бронзах, как каждый в отдельности, так и совместно улучшают антифрикционные свойства

оловянистых бронз. Их количество устанавливается в зависимости от толщины стенки детали, а также от соотношения их с оловом.

3. Количества олова и свинца, а также способ отливки деталей устанавливаются с учетом обеспечения равномерности распределения свинца и необходимой прочности детали, согласно диаграмме, разработанной автором.

4. Введение в свинцовистые бронзы от 0.5 до 2.0% никеля является радикальным средством для улучшения их антифрикционных свойств за счет упрочнения их твердого раствора и предотвращения ликвации свинца.

5. Наличие включений оловянной кислоты в бронзе вследствие их чрезмерной твердости приносит исключительный вред, задирая трущиеся поверхности.

6. Не всякое измельчение структуры бронзы, достигаемое только за счет повышения скорости охлаждения отливки, благоприятно влияет на антифрикционные свойства. Отдельные бронзы при отливке их в кокиль требуют уменьшения скорости охлаждения для получения оптимального размера зерна, определяющего износостойкость детали.

В. С. РЖЕЗНИКОВ

УСТАЛОСТЬ ПОДШИПНИКОВЫХ СПЛАВОВ

Для заливки подшипников быстроходных двигателей широкое применение в СССР получила бинарная свинцовистая бронза. Существенный недостаток сплава состоит в склонности его к образованию трещин „усталостного“ характера. В связи с этим изучение усталостной прочности подшипниковых сплавов становится актуальной задачей металловедения.

В программу исследования были включены подшипниковые сплавы,

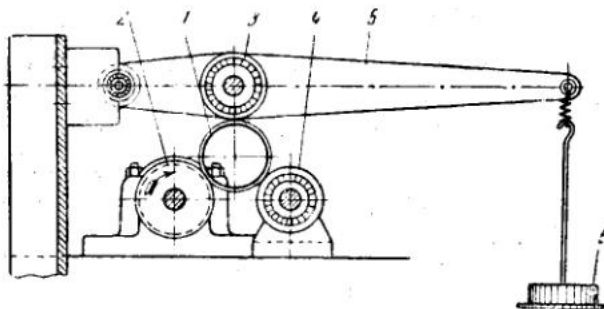


Рис. 1. Схема установки Стентона — Хрущева.

1 — испытуемый образец; 2 — ведущий ролик; 3 — нажимной ролик; 4 — опорный ролик; 5 — нагрузочный рычаг; 6 — груз

применяемые в машиностроении, и несколько экспериментальных свинцовистых бронз со специальными добавками. Испытания производились на машине Велера (испытывались образцы гладкие и с надрезом) и на установке Стентона — Хрущева [1, 2], принципиальная схема которой показана на рис. 1.

Образцы для испытания на машине Велера вырезались из половины сечения слитков (диаметр 45 мм), отлитых в толстостенный кокиль с тем, чтобы получить большую скорость охлаждения (для бинарной свинцовистой бронзы $\sim 700^\circ$ в 1 мин. На рис. 2—5 приведены типичные структуры сплавов (шлифы вырезаны из образцов Велера).

Испытания биметаллических колец интересны тем, что кольца могут быть изготовлены с микроструктурой и начальными внутренними напряжениями подобно тому, как это имеет место в реальных подшипниках.

При асимметричном цикле, воспроизводимом на установке, напряжения характеризуются средним напряжением цикла σ_m и ампли-

тудой σ_a . Для сравнения усталостной прочности различных сплавов, залитых по стали и имеющих начальные и внутренние напряжения, мы учитывали лишь напряжения, создаваемые внешней силой, относя к свойствам сплава то влияние, которое могут оказать предварительные напряжения. Поэтому все расчеты и сравнения были сделаны по величине наибольших напряжений, возникающих на поверхности антифрикционного сплава от внешних сил (напряжения от нормальных сил не учитывались, так как они составляли лишь незначительную часть по отношению к напряжениям от максимального изгибающего момента).

Мотор установки давал 1500 об/мин., так что число циклов составляло 4500 в 1 мин. Заливка стальных заготовок свинцовистой бронзой производилась по обычной технологии с охлаждением их после заливки на спрейере. Заливка баббитом выполнялась центробежным способом при вертикальной оси вращения.

Размеры образцов колец после их окончательной механической обработки были таковы:

| | |
|------------------|-----------|
| Наружный диаметр | — 62.0 мм |
| Внутренний » | — 57.0 » |
| Ширина | — 21.0 » |

Разностенность по толщине слоя стали или подшипникового сплава ± 0.06 мм. Номинальная толщина стали была равна 1.5 мм, а антифрикционного сплава 1.0 мм.

Сплав № 5 был испытан, кроме того, и с меньшей толщиной слоя.

Химический анализ готовых колец был вполне удовлетворительным. Литература по изучению усталостных характеристик подшипниковых сплавов очень бедна. Сравнительно подробно исследованы различные баббиты, и обзор этих данных можно найти в книге Кюнеля [3]. Болленрат, Бунгард и Шмидт [4] сообщают предел усталости баббита Б92 (2.3 кг/мм^2) и бинарной свинцовистой бронзы с 18.5% Рb (3.0 кг/мм^2).

Сравнительные данные по различным баббитам и бинарной свинцовистой бронзе можно найти в работах Стэнтонна [1] и Хрущева [2].

В литературе вовсе отсутствуют сведения об усталостной прочности чистого серебра и легированных свинцовистых бронз. Неизвестна также чувствительность к надрезу подшипниковых сплавов.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ ПО ВЕЛЕРУ

Испытания проводились при комнатной температуре на базе $2 \cdot 10^7$ циклов.

На кривых рис. 6, в логарифмической сетке координат представлена зависимость числа циклов N от амплитуды напряжения σ_w .

В этих испытаниях при $N=2 \cdot 10^7$ циклов предел выносливости не был достигнут ни для одного из исследованных сплавов.

Испытания образцов с надрезом радиусом 0.75 мм (рис. 7) наглядно иллюстрируют высокую чувствительность к надрезу подшипниковых сплавов, но порядок расположения сплавов по величине сопротивления усталости остается тот же, что и при испытаниях гладких образцов.

Излом образцов бинарных и легированных свинцовистых бронз весьма характерен: усталостный излом имеет красный цвет, зона разрушения — красный.

При статических испытаниях этих сплавов было замечено, что красный цвет излома наблюдается в случае разрушения сплава от

среза (например при сжатии бинарных свинцовистых бронз или при кручении свинцовистых бронз с высоким содержанием легирующей добавки); излом имеет серый цвет при разрушении путем отрыва (при растяжении). Такая разница в цвете излома может быть объяснена тем, что срез происходит по зернам меди, а отрыв — по включениям свинца.

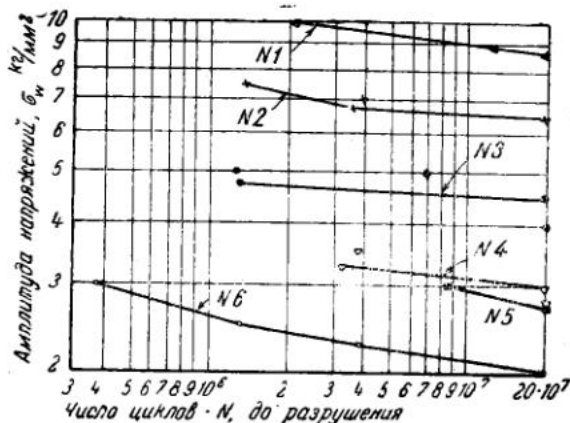


Рис. 6. Зависимость числа циклов N от амплитуды напряжения σ_w . Испытания по Велеру гладких образцов (цифрами обозначены испытывавшиеся сплавы)

Характер излома при испытании на усталость в известной мере является экспериментальным подтверждением точки зрения о том, что усталостное разрушение в основном обязано касательным напряжениям [5].

РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ НА УСТАНОВКЕ СТЕНТОНА — ХРУЩОВА

Значения расчетных величин при испытаниях биметаллических колец находятся по следующим формулам (вывод их см. [2]):

$$M = \frac{0.6 Pr}{\pi}, \quad (1)$$

где M — максимальный изгибающий момент в кг·мм;
 P — нагрузка в кг;
 r — средний радиус кольца в мм;

$$\sigma_4 = \frac{3M}{bt_1^2} \alpha, \quad (2)$$

где σ_4 — напряжения на внутренней поверхности кольца в кг·мм²;

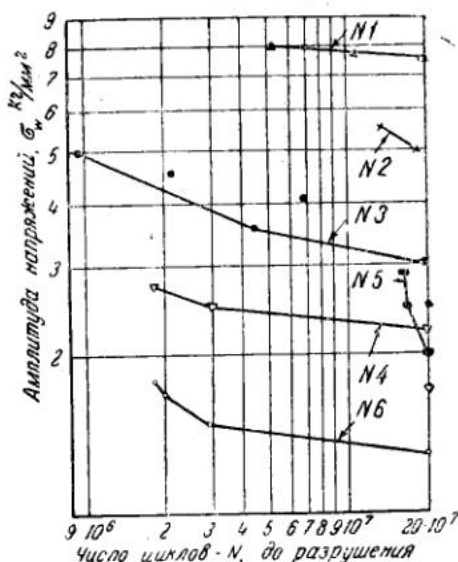


Рис. 7. Зависимость числа циклов N от амплитуды напряжения σ_w . Испытания по Велеру образцов с надрезом

b — ширина кольца в мм;
 t_1 — толщина стального кольца в мм;

$$\alpha = \frac{m + k}{\left[\frac{1}{c} (1 - m)^3 + \frac{1}{c} m^3 + (m + k)^3 - m^3 \right]}, \quad (3)$$

где $c = \frac{E_1}{E_2}$, т. е. отношение модулей упругости стали и подшипникового сплава;

$k = \frac{t_2}{t_1}$, т. е. отношение толщин слоев подшипникового сплава и стали;

$$m = \frac{1 - ck^2}{2(1 + ck)}$$

Все испытания производились при комнатной температуре. Предельное число циклов фиксировалось по появлению на поверхности подшипникового сплава первой трещины.

На рис. 8 в логарифмической сетке координат представлена зависимость числа циклов N от напряжения σ_4 для свинцовистой бронзы

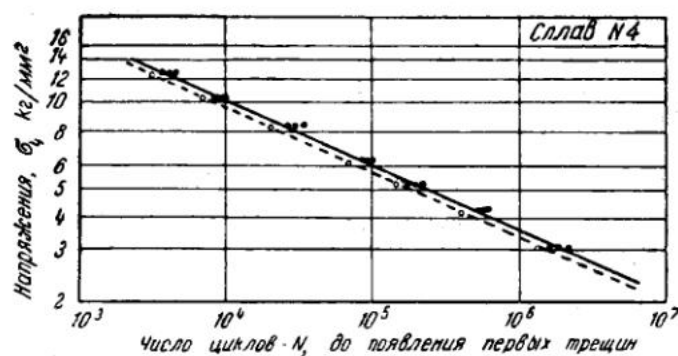


Рис. 8. Результаты испытания на усталость биметаллических колец, залитых сплавом № 4

—●— быстрое охлаждение
 ---△--- медленное охлаждение

зы, залитой с большой и малой скоростью охлаждения. Прочность бронзы при большой скорости охлаждения, способствующей получению более анизотропной структуры, несколько выше, что и определяет, вероятно, немного более высокий предел усталости быстро охлажденного сплава, что находится в соответствии с изменениями твердости по Бринелю. Однако практически эта разница невелика.

Рис. 9 и 10 иллюстрируют влияние скорости охлаждения на структуру свинцовистой бронзы, залитой по стали. Сплав № 5 был испытан с различной толщиной слоя; как видно из рис. 11, усталостная прочность возрастает примерно в 10 раз при уменьшении толщины слоя вдвое. На исследованном нами участке зависимость числа циклов N от толщины слоя при $\sigma_4 = 5.0$ кг/мм² имеет прямолинейный характер.

Полученный результат совпадает с ранее опубликованными Вилли [6] и Хрущовым сведениями о влиянии толщины слоя баббитов. Сопоставление результатов испытания биметаллических колец, залитых различными сплавами (рис. 12), снова показывает, как резко повышается усталостная прочность свинцовистой бронзы при легировании ее.

Измерения твердости микросоставляющих некоторых сплавов (табл. 1) дают полное основание полагать, что повышение усталостной прочности такого гетерогенного сплава, как свинцовистая бронза, происходит вследствие образования твердого раствора олова в меди.

Таблица 1

Твердость микросоставляющих некоторых подшипниковых сплавов

| С п л а в | Длина диагонали отпечатка при измерении твердости структурных составляющих (нагрузка 20 г) | | |
|------------------------|--|--------|-----------------|
| | Медь | Свинец | Твердый раствор |
| № 4 | 0.89 | 1.09 | — |
| № 5 | 0.89 | 1.06 | — |
| № 1 | — | 1.07 | 0.57 |
| Медь (литье) | 0.68 | — | — |

Важно отметить, что предел усталости при испытании по Велеру на базе $N=2 \cdot 10^7$ циклов для всех сплавов оказался выше, чем при испытании биметаллических образцов.¹

Только сплав № 6 имеет одинаковый предел выносливости. Очевидно, на испытания колец влияют два диаметрально противоположных по своему действию фактора: внутренние напряжения, снижающие величину σ_4 , и форма образца (т. е. наличие антифрикционного сплава в виде тонкого слоя), которая в кольце более благоприятна, чем в монометаллическом образце.

Таким образом, можно считать, что для сплава № 6 отрицательное действие внутренних напряжений уравновешивается влиянием формы, т. е. преимуществом тонкого слоя сравнительно с образцом Велера. Из рис. 12 видно, что при относительно низких значениях σ_4 сплав № 4 обладает более низким пределом выносливости, чем сплав № 6. Здесь несомненно сказывается влияние внутренних напряжений, которые для сплава № 6 значительно ниже (по подсчету по известным формулам примерно в 2.5 раза).

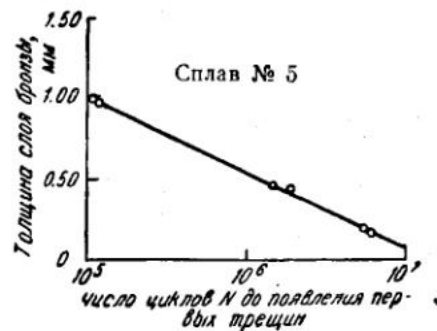


Рис. 11. Влияние толщины слоя подшипникового сплава на его усталостную прочность (испытания при напряжении $\sigma_4 = 5 \text{ кг/мм}^2$)

¹ Мы сравниваем значения σ_4 , экстраполированные для $N=2 \cdot 10^7$.

Следует иметь в виду, что при рабочих температурах авиамотора (100—120°), когда механические свойства сплава № 6 резко падают, а сплава № 4—практически не меняются, превосходство последнего сплава бесспорно даже для числа циклов, значительно превышающего $2 \cdot 10^7$.

Некоторые кольца были испытаны до разрушения. Обычно трещина, начавшись на поверхности, проникала в глубь бронзы и затем переходила в сталь. Развитие трещин усталости на поверхности у разных сплавов происходило не одинаково.

На свинцовистых бронзах обычно появлялась сетка трещин. На сплаве № 1 „сетчатость“ была выражена очень слабо.

При испытании колец с различными дефектами, установленными рентгенопросвечиванием или визуальным осмотром, было установлено, что первые трещины на поверхности не всегда появлялись у открытых раковин, имеющих большую частью округлую форму. Вероятная причина этого явления состоит в том, что концентрация напряжений могла происходить в большей мере у мелких пор на поверхности (или вблизи нее). Но в процессе дальнейшего испытания обычно все поверхностные раковины поражались трещинами.

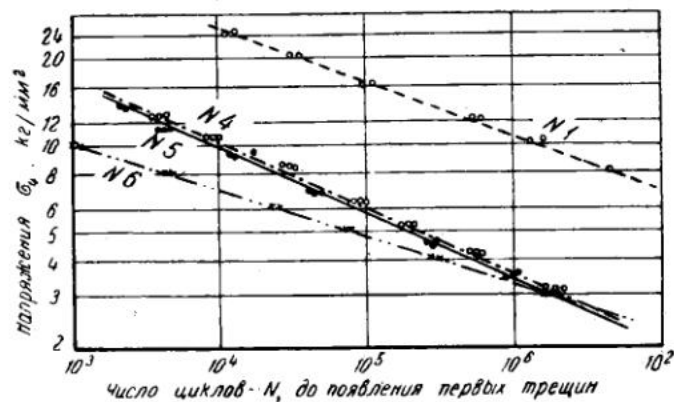


Рис. 12. Результаты испытания на усталость биметаллических колец, залитых различными подшипниковыми сплавами

Развитие трещин усталости, особенно при наличии дефектов в свинцовистой бронзе, может привести к „выкрашиванию“, что наблюдалось при длительном испытании кольца (после появления первой трещины) в момент разрушения стали. При этом бронза в некоторых случаях отслаивалась, давая характерную картину „выкрашивания“.

Полученные нами результаты исследования показали, что ликвидация свинца в различных формах не влияет на усталостную прочность. При испытании до появления первых трещин колец, залитых свинцовистыми бронзами, наблюдалось интересное явление, заключающееся в выпотевании свинца (вследствие повторных напряжений растяжения — сжатия) в виде выступов на поверхности, чаще округлой формы.

Выпотевание свинца увеличивалось с повышением содержания его в сплаве или амплитуды напряжений.

За тщательное выполнение экспериментальной части работы автор выражает глубокую благодарность инж. М. А. Бабичеву, Т. С. Денисовой и ст. технику Я. Т. Подобед. Автор также весьма признателен

С. Л. Жукову, в лаборатории которого были выполнены испытания на машине Велера.

ВЫВОДЫ

Изучена усталостная прочность подшипниковых сплавов испытанием монометаллических образцов по Велеру и биметаллических колец на установке Стентона—Хрущова. Определен условный предел выносливости при $N=2 \cdot 10^7$ циклов для нескольких промышленных и экспериментальных сплавов.

Установлено значительное повышение усталостной прочности свинцовистых бронз в случае легирования сплава, вследствие образования твердого раствора. При испытаниях на базе $N=2 \cdot 10^7$ циклов истинный предел выносливости не был достигнут ни для одного из исследованных сплавов.

Показано, что подшипниковые сплавы весьма чувствительны к надрезу.

Так как в слое залитого подшипникового сплава сохраняются значительные начальные напряжения, то при комнатной температуре в интервале относительно низких напряжений сплав № 6 более вынослив, чем сплав № 4. Преимущества последнего могут быть реализованы или при высокой амплитуде напряжений или при повышенных температурах, когда механические свойства сплава № 6 значительно снижаются при практической неизменяемости свойств сплава № 4.

Прослежен процесс усталостного разрушения сплавов и возможное влияние дефектов литья.

ВИАМ

ЛИТЕРАТУРА

1. Stanton. Aeronaut. Research Com. Air Ministry Report Memor., 1424 (M74), 1930.
2. Хрущов. Усталость баббитов. АН СССР, 1943.
3. Künel. Werkstoffe für gleitlager. Berlin, J. Springer. 1939.
4. Vollenrath, Bungardt, Schmidt. Luftfahrt-forschung, Bd. 14, № 8, 417, 1937.
5. Фридман. Единая теория прочности материалов. Оборонгиз, 1943.
6. Willi. SAE Journ. 50, № 2, 62, 1942.

Г. М. НУРК и Е. Э. ВЕРНЕР

МЕТОДЫ ОЦЕНКИ КОРРОЗИИ ПОДШИПНИКОВ СВИНЦОВИСТОЙ БРОНЗЫ

ПРИЧИНЫ КОРРОЗИИ

Баббиты на оловянистой основе, широко применявшиеся в карбюраторных двигателях автомобилей в качестве подшипниковых сплавов, перестали удовлетворять требованиям современных дизелей вследствие низкой механической прочности, резко падающей с повышением температуры. В связи с этим для автотракторных дизелей получила большое распространение свинцовистая бронза (сплав меди и свинца). Однако опыт эксплуатации показал, что бинарная свинцовистая бронза при напряженных условиях работы двигателя, повышенных температурах подшипника и при смазке обычными товарными маслами подвержена коррозии.

Коррозия свинцовистой бронзы проявляется в том, что свинец под влиянием органических кислот смазочного масла и топлива омыляется, и таким образом происходит вымывание свинца из бронзы.

Коррозия медно-свинцовистых сплавов зависит от качества смазочного масла, условий работы двигателя, микроструктуры сплава, а также от топлива, на котором работает двигатель.

РАЗНОВИДНОСТИ КОРРОЗИИ

В зависимости от качества масла и самого медно-свинцовистого сплава наблюдаются различные виды коррозии: коррозия локализованная и равномерная.

Локализованная коррозия характерна более интенсивным протеканием процесса в отдельных очагах, приводящего к выкрашиванию антифрикционного слоя отдельными участками. Вымывание свинца происходит по всей толщине антифрикционного слоя; медный каркас в месте очага подвергается окислению, образуя хрупкую окись меди, которая, выкрашиваясь, попадает в поддон двигателя. Остальные участки вкладыша также корродируют, но в меньшей степени.

Проведенные химические анализы слоя бронзы вблизи каверн показали, что содержание свинца падает до 1.95—3.0% и обнаруживается связанный кислород в размере 4%. Коррозия этого вида проявляется после короткого срока работы двигателя.

Равномерная коррозия характеризуется менее интенсивной потерей свинца. Вымывание свинца в этом случае происходит более равномерно по всей поверхности вкладыша. С маслами, не дающими пленки на рабочей поверхности вкладыша, потеря свинца по толщине антифрикционного слоя неравномерна: она постепенно снижается по мере удаления вглубь от рабочей поверхности.

Оба вида коррозии служат причиной преждевременного выхода подшипников и, следовательно, двигателя из строя.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОРРОЗИИ И ЕЕ ИНТЕНСИВНОСТИ

За последние годы вопросам коррозии подшипниковых сплавов уделяется большое внимание, особенно в США. Однако в периодической литературе в большинстве случаев освещаются результаты испытаний подшипниковых сплавов на коррозию, полученные на безмоторных лабораторных установках, а не в эксплуатации. Для установления наличия коррозии антифрикционного сплава и для оценки ее интенсивности обычно применяется учет изменения веса образца или вкладыша и исследование микроструктуры. Проведенными в НАМИ специальными стендовыми испытаниями двухтактных дизелей фирмы Дженерал Моторс Корпорейшен, серии 4-71, а также и испытаниями образцов на безмоторных установках выявлено, что весовой показатель не является достаточно надежным: при длительной работе вкладыша в двигателе изменение его веса происходит как вследствие коррозии, так и под влиянием механического износа.

Если при работе двигателя имеет место локализованная коррозия, то для обнаружения ее не требуется особых исследований — достаточно простого осмотра рабочей поверхности вкладыша. Коррозия этого вида приведена на рис. 1. Вкладыши проработали в двигателе 188 час. на автоле-10 селективной 150%-ной очистки; начальная кислотность этого автола — 0.45 мг КОН на 1 г, температура масла в картере 110°.

Для обнаружения равномерной коррозии и начальной стадии локализованной коррозии в большинстве случаев необходимы специальные исследования вкладышей.

В тех редких случаях, когда масло не дает пленки, по цвету рабочей поверхности вкладыша можно установить наличие общей коррозии вкладыша. Обеднение свинцом верхнего слоя вкладыша придает рабочей поверхности цвет чистой меди.

В проведенном авторами изучении влияния различных масел и присадок к ним на работу двухтактных дизелей были разработаны оригинальные методы, дающие возможность более точной оценки коррозии подшипников и позволяющие проследить характер ее развития.

При исследованиях были использованы следующие методы: весовая оценка, изучение микроструктуры антифрикционного слоя, его послойный химический анализ и изучение свежих изломов антифрикционного слоя.

МАСЛА, ПРИМЕНЕННЫЕ ПРИ ИСПЫТАНИЯХ

Характеристики масел, подвергнутых изучению, приведены в табл. 1

Присадки трибутилфосфита и трифенилфосфита относятся к категории антиокислительных присадок; „Паранокс“ 56а — к комплексным. Масло SAE-30 (Heavy duty) включает комплексную присадку.

Антикоррозийные качества масел, характеризуемые содержанием низкомолекулярных кислот, отображены на рис. 2, где приведено изменение кислотности масла по времени работы масла в двигателе.

Данные табл. 1 и рис. 2 показывают, что исходная кислотность автола-10 как в чистом виде, так и с присадкой высокая и что присадка трибутилфосфита не снижает кислотности свежего масла.

Стабилизирующие действия этой присадки обнаруживаются по данным анализа картерного масла. Как будет видно ниже, эта присадка замедляет коррозию, но не устраняет ее, что определяется высокой кислотностью автола-10. Следовательно, в случае высокой

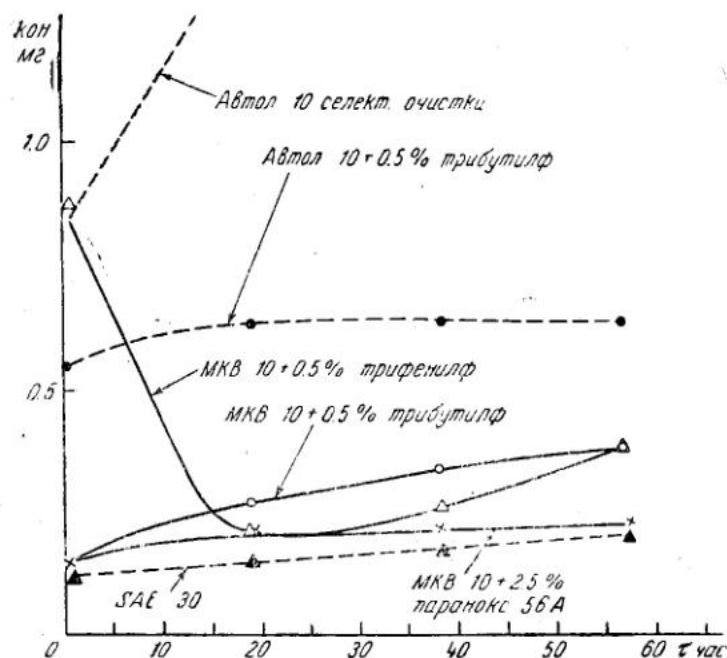


Рис. 2. Изменение кислотности картерных масел в двигателях GMC 4-71 (по средним значениям за 800 час.). Срок работы каждой заправки масла 57 час.

исходной кислотности масла улучшение его антиокислительными присадками мало целесообразно.

Присадка трифенилфосфита к маслу МКВ-10 повышает его кислотность до значения 0.54 мг КОН, т. е. кислотность масла увеличи-

Таблица 1

Характеристика масел с присадками

| М а с л а | Вязкость | | $\frac{E_{50}}{E_{100}}$ | Кокс (%) | Кислотное число | Механические примеси |
|---|----------|-----------|--------------------------|----------|-----------------|----------------------|
| | E_{50} | E_{100} | | | | |
| Автол-10 селективной очистки . . . | 8.4 | 1.84 | 4.6 | 0.15 | 0.45 | Отсутствуют |
| Автол-10 селективной очистки с 0.5% трибутилфосфита | 8.39 | 1.85 | 4.5 | 0.25 | 0.48 | » |
| МКВ-10 с 0.5% трифенилфосфита | 10.20 | 2.09 | 4.88 | 0.56 | 0.54 | » |
| МКВ-10 с 0.5% трибутилфосфита | 10.20 | 2.08 | 4.904 | 0.45 | 0.12 | » |
| МКВ-10 с 2.5% «Паранокс» 56а | 10.01 | 2.07 | 4.88 | 0.74 | 0.12 | » |
| SAE-30 (Heavy duty) | 8.6 | 2.01 | 4.3 | 0.45 | 0.12 | » |

вается в 7.82 раза. Однако в процессе работы масла в двигателе на протяжении 19 час. кислотность резко падает.

Падение кислотности масла в процессе работы в двигателе — явление ненормальное и объясняется специфическими свойствами три-

фенилфосфита. Испытаниями выявлено, что стабилизирующие свойства этой присадки недостаточны.

Присадки трибутилфосфита и „Паранокс“ 56а при смешивании их с маслом МКВ-10 повышают показатель кислотности масла в два раза. Стабилизирующие свойства этих присадок различны. Присадка „Паранокс“ более эффективна. Изменение кислотности масла МКВ-10 с присадкой „Паранокс“ соответствует маслу SAE-30 как по характеру, так и по абсолютным значениям.

Коррозия антифрикционного слоя, по данным испытаний, зависит не только от показателя кислотности масла, но также и от характера распада масла в процессе работы его в двигателе.

ИЗМЕНЕНИЕ ВЕСА ВКЛАДЫШЕЙ

Весовые потери вкладышей при работе с низкостабильными маслами согласуются с ростом показателя кислотности масла (рис. 3). При работе же со стабильными маслами этот показатель дает проти-

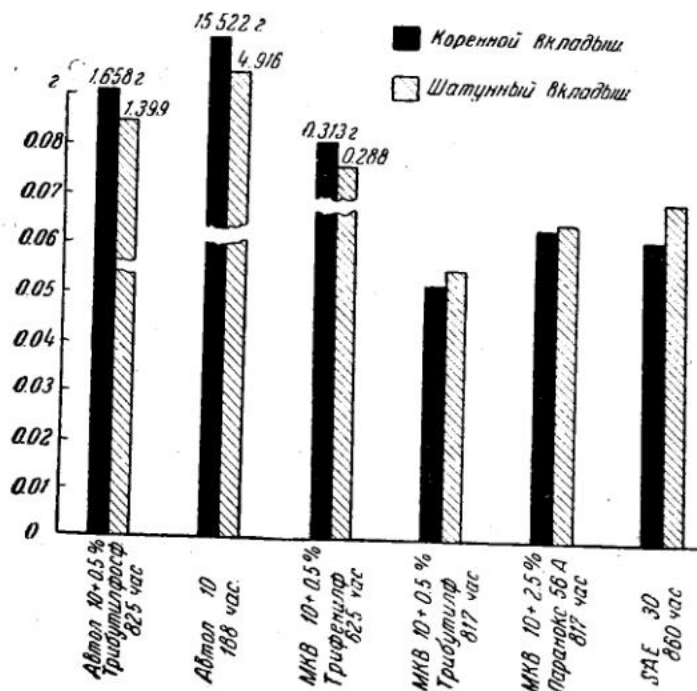


Рис. 3. Потери веса вкладышами двигателей ГМС

воречивые данные. Так, например, масло МКВ-10 с присадкой трибутилфосфита имеет более высокую кислотность, чем то же масло с присадкой „Паранокс“ и маслом SAE-30. Весовые потери вкладышей двигателя, работавшего с этим маслом, меньше, чем для SAE-30 и МКВ-10 с присадкой „Паранокс“.

Другими методами оценки коррозии выявлено, что эти вкладыши, несмотря на минимальную потерю веса, имеют коррозию. Пониженные весовые потери вкладышей с этим маслом объясняются тем, что происходит компенсация потери веса за счет продуктов распада масла и железа, внедряющихся во вкладыши, и тем, что значительная часть вымываемого свинца задерживается лаковой пленкой на поверхности вкладыша.

МИКРОСТРУКТУРА СВИНЦОВИСТОЙ БРОНЗЫ

Микроструктура свинцовой бронзы вкладышей коренных подшипников после работы их в двигателе исследована при увеличении 150.

Рассмотрение показало, что только микроструктура вкладышей, работавших с маслом МКВ-10 с присадкой 2,5% «Паранокс» 56а, соответствует исходной. Для остальных вкладышей характерно укрупнение включений свинца. В случае автола 10 чистого, а также с присадкой видно резкое уменьшение свинца. Перерождение структуры антифрикционного слоя вкладышей подтверждается и послойными химическими анализами.

Для всех вкладышей, получивших укрупнение включений свинца, послойными анализами выявлено глубокое проникновение серы. Сера обнаружена и в новых вкладышах во всех слоях в размере 0.010—0.013%.

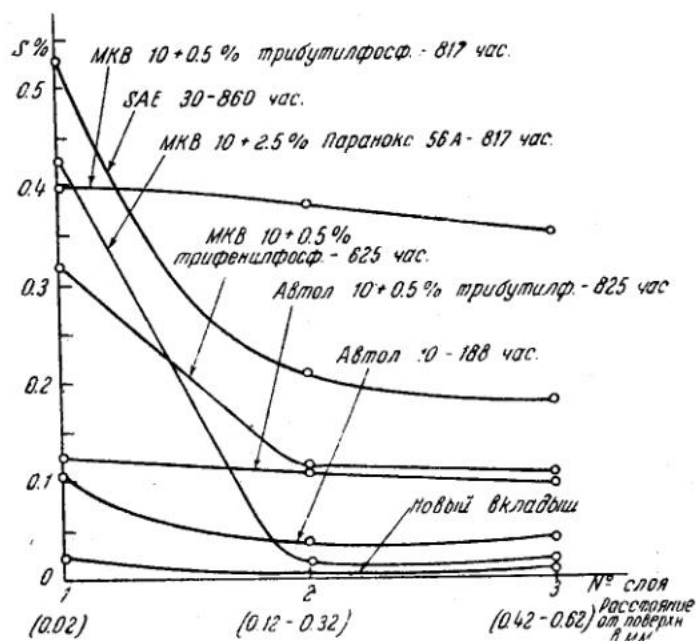


Рис. 4. Распределение серы по сечению антифрикционного слоя нижних вкладышей коренных подшипников

Как правило, присаженные масла дают на рабочей поверхности вкладышей пленки, но характер пленок различен. Масла МКВ-10 с присадкой «Паранокс» 56а и SAE-30 дают тонкую пленку, соответствующую по цвету тонкому воронению; при работе с автолом-10 пленка отсутствует. Автол-10 с присадкой трибутилфосфита и МКВ-10 с той же присадкой дают тонкую темнокоричневую лаковую пленку; с МКВ-10 поверх этой пленки в результате распада масла наносится еще лаковая, относительно толстая пленка. МКВ-10 с присадкой трифенилфосфита дает прочную лаковую пленку.

Наличие лаковых пленок указывает на повышенную температуру вкладыша в работе, способствующую перерождению структуры антифрикционного слоя, изменение которой происходит также под химическим воздействием кислот масел.

Химический анализ поверхностного слоя толщиной 0,02 мм выявляет высокое содержание серы во вкладышах, работавших с присаженными маслами, в особенности для SAE-30 и МКВ-10 с „Паранокс“. Для всех вкладышей, получивших укрупнение включений свинца в антифрикционном слое, внутренние слои также подвергаются высокому осернению. Содержание серы повышается в двадцать с лишним раз. Распределение серы по сечению антифрикционного слоя приведено на рис. 4 и 5. Вкладыши, работавшие с маслами автол-10 с присадкой и без нее, а также и МКВ-10 с присадкой трифенилфосфита, имеют более низкое содержание серы в глубоких слоях. Эти же вкладыши имеют максимальную коррозию. Это обстоятельство позволяет сделать вывод, что свинец более активно взаимодействует с сернистыми соединениями, чем медь.

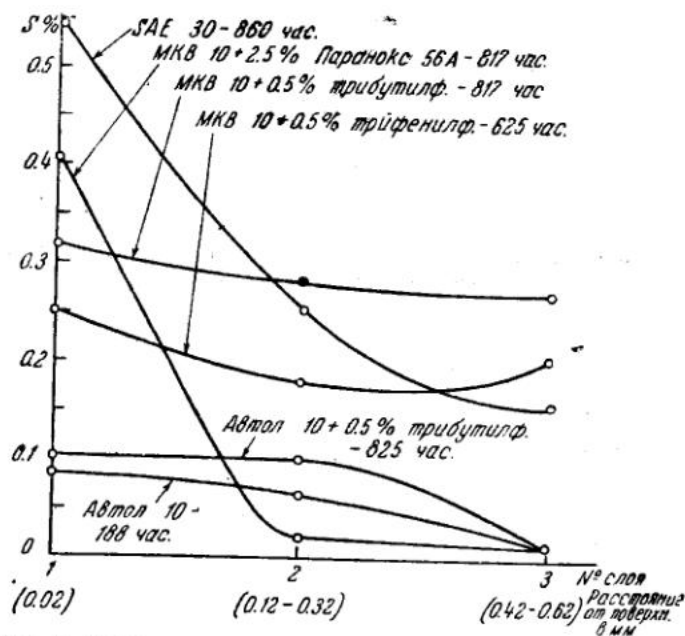


Рис. 5. Распределение серы по сечению антифрикционного слоя верхних шатунных подшипников

При добавке „Паранокс“ 56а укрупнения свинца не отмечено, и в нижележащих слоях мы имеем минимальное содержание серы.

Интенсивность и характер развития коррозий по данным послойного химического анализа видны на рис. 6 и 7, где содержание свинца всего слоя принято за 100%, содержание свинца во внутренних слоях отнесено к содержанию свинца всего слоя.

ОЦЕНКА КОРРОЗИИ ПО СВЕЖИМ ИЗЛОМАМ АНТИФРИКЦИОННОГО СЛОЯ

Под влиянием потери свинца и воздействия сернистых соединений строение и цвет излома антифрикционного слоя вкладыша меняются и резко отличаются от нормальной бронзы. Излом будет иметь резкие очертания с темными оттенками. В случае резкого обеднения свинцом излом приобретает цвет чистой меди.

Изучение изломов испытывавшихся нами подшипников выявило наличие значительной потери свинца во вкладышах, не имевших никаких внешних признаков коррозии.

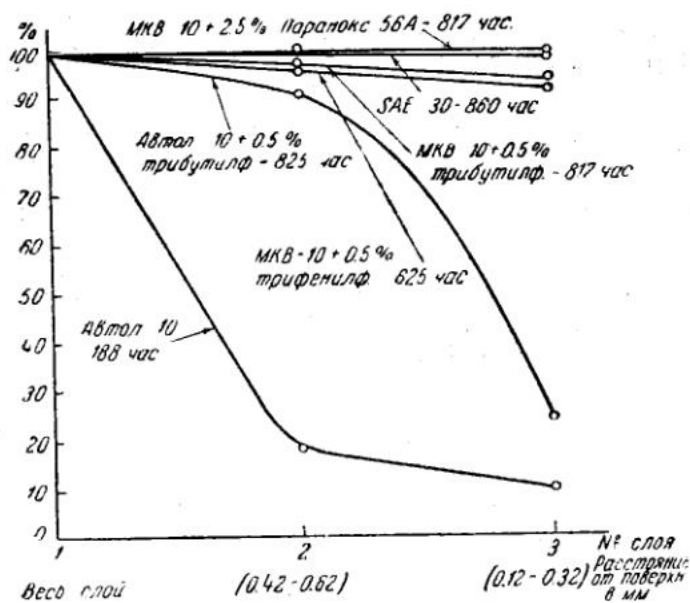


Рис. 6. Относительная потеря свинца нижними вкладышами коренных подшипников

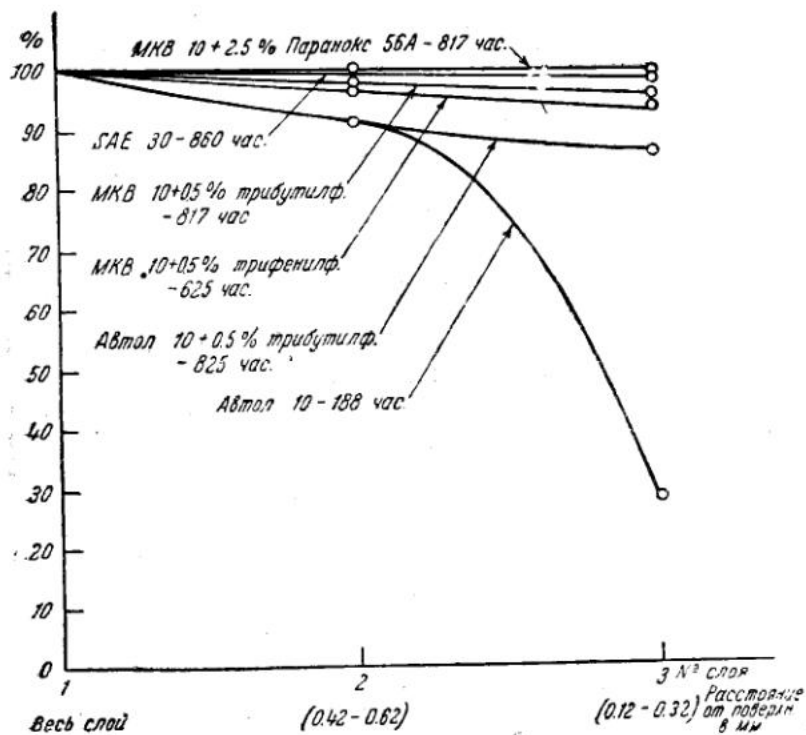


Рис. 7. Относительная потеря свинца верхними вкладышами шатунных подшипников

В слое бронзы подшипников, работавших на автоле с присадкой трибутилфосфита, свинец был вымыт на значительную глубину, достигающую в нагруженных участках вкладышей до $\frac{2}{3}$ сечения бронзы, а в отдельных участках — до стыка со сталью, что в дальнейшем неизбежно привело бы к выкрашиванию антифрикционного слоя. На рис. 8—9 (см. вклейку) приведены изломы здорового и прокорродированного вкладыша.

Данные микроструктур, послойный химический анализ и излом вкладышей показывают, что в случае масла МКВ-10 с присадкой трибутилфосфита лучшие показатели весовых изменений не соответствуют действительному положению. Пониженные потери с этим маслом объясняются внедрением в антифрикционный слой продуктов распада масла и железа, которые не удаляются обычными растворителями.

ВЫВОДЫ

1. Для лабораторных испытаний масел на антикоррозийные свойства рекомендуется наряду с весовой оценкой применение метода послойного химического анализа, исключающего возможность получения ошибочных выводов.
2. Для приближенной оценки метод исследований свежего излома пригоден во всех условиях.

НАМИ

Е. Э. ВЕРНЕР

СВИНЦОВИСТЫЙ БАББИТ БТ (БСТ-1)

МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И ВЛИЯНИЕ ТЕРМООБРАБОТКИ

Баббит БТ был отобран нами на основе изучения в лабораторных условиях группы малооловянистых сурьяно-свинцовистых сплавов, с содержанием олова 10%, сурьмы около 15%, в которых содержание меди изменялось от 0 до 3% и теллура от 0 до 1%.

В результате исследования было установлено, что содержание меди не должно превышать 1%. При более высоком проценте меди сплавы становятся хрупкими и приобретают плохие литейные свойства. При содержании меди до 0.5% (что соответствует составу американского баббита SAE-14) сплавы имеют хорошие пластические свойства, но обладают повышенной склонностью к ликвации составляющих, из-за чего они не могут быть рекомендованы для индивидуальной заливки вкладышей при существующих методах производства.

Лабораторные исследования показали, что введение небольших добавок теллура в сплавы на основе свинца измельчает структуру кубов твердого раствора SnSb, что, очевидно, связано с образованием межкристаллической пленки, препятствующей росту зерен. Механические свойства сплавов в литом состоянии при введении теллура в количествах от 0.05 до 0.15% изменяются в сторону небольшого увеличения пластичности: при этом ударная вязкость повышается на 30—50%; удлинение возрастает в 2 раза. Нашими исследованиями установлено, что оптимальные количества теллура, изменяющие свойства сплавов, находятся в пределах 0.05—0.15%. При дальнейшем повышении содержания теллура свыше 0.20% свойства сплавов почти не изменяются.

Поскольку одним из недостатков свинцовистых баббитов является их хрупкость, было проведено изыскание способов повышения пластичности сплавов. Известное по диаграммам состояние изменения растворимости компонентов в зависимости от температуры и склонности системы Pb—Sn—Sb к образованию метастабильности твердых растворов дает возможность путем подбора соответствующего режима термообработки улучшить свойства сплава.

При подборе оптимального режима термообработки опытные сплавы нагревались в масляной ванне с точностью регулировки температур $\pm 1^\circ$. Нами было проверено влияние температур нагрева от 80 до 235° (верхний предел в 235° обусловлен близостью к нижней критической точке исследуемых сплавов, равной 240—245°, т. е. температуре начала плавления). Время выдержки изменялось от 1 до 6 час.

В результате было установлено, что максимальное повышение пластичности наблюдается после отжига при оптимальной температуре

220—230° в течение 3 час. с последующим охлаждением на воздухе. Изменение свойств баббита при разных температурах отжига приведено на рис. 1.

Изменение пластичности после отжига при оптимальном режиме приведено в табл. 1.

Таблица 1

| Наименование баббита | Удлинение (%) | Ударная вязкость (кг/см ²) |
|--------------------------------|------------------|--|
| БТ в литом состоянии | 3.0 ¹ | 0.20—0.30 |
| БТ после отжига | 11.7 | 0.40—0.66 |
| Высокооловянистый баббит Б-83 | 3.1 | 0.40—0.54 |

Изменение механических свойств связано с переходом пластинчатого строения эвтектики в зернистое (рис. 2 и 3). Теллур в данном случае, повидимому, играет роль модификатора.

Отжиг при более низких температурах (80—200°) даже при длительной выдержке дает только снижение твердости без повышения

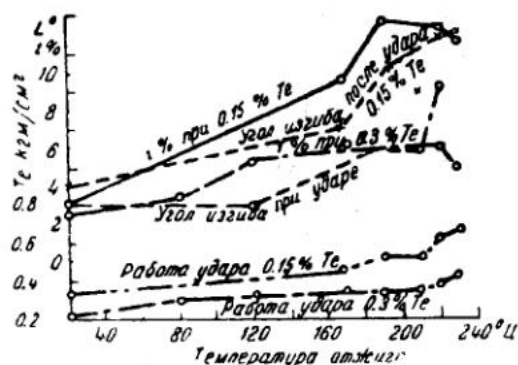


Рис. 1. Изменение свойств в зависимости от температуры и отжига

удлинения и сопротивления удару. Это обстоятельство связано с тем, что при этих температурах нет полного перехода эвтектика в зернистое строение. Остатки пластинчатого строения эвтектика наблюдаются еще при температуре отжига 210°.

Повышение в сплаве процента меди свыше 1% понижает действие термической обработки. Введение небольших количеств кадмия (до 1%) парализует действие теллура, и термическая обработка не дает никакого эффекта. При применении отжига к другим малооловянистым баббитам, не содержащим теллур, как, например, Б-10, БМН, мы не наблюдали улучшения пластичности сплавов.

Баббиты с добавкой теллура как в литом, так и в термически обработанном состоянии почти не изменяют своих свойств при выживании при комнатной температуре, что было нами проверено после выдержки сплавов в течение 3 мес.

В табл. 2 приведены механические свойства баббита БТ как в литом, так и в термически обработанном состоянии по сравнению с высокооловянистыми баббитами Б-83 и американским баббитом ASTM

¹ Относится к сплаву, изготовленному из первичных чистых металлов.

Таблица 2

Механические свойства различных баббитов

| Наименование баббита | Химсостав (%) | | | | | | Ударная вязкость (кгм/см ²) | Разрыв | | | | Сжатие | | |
|---|---------------|--------|------|-----------|---|------------------|---|--------------------------------------|---------------------------------------|--------------|--------------------------------------|---------------------------------------|--------------------------------------|---------------------------------------|
| | олово | сурьма | медь | свинец | другие элементы | Tensile strength | | $\sigma_{0.2}$ (кг/мм ²) | σ_{\max} (кг/мм ²) | δ (%) | $\sigma_{0.2}$ (кг/мм ²) | σ_{\max} (кг/мм ²) | $\sigma_{0.2}$ (кг/мм ²) | σ_{\max} (кг/мм ²) |
| | | | | | | | | | | | | | | |
| Б-83 ¹ | 82.5 | 11.5 | 6 | — | — | 28.7 | — | 7.7 | 3.1 | 7.5 | 11.7 | | | |
| Высокооловянистый ASTM № 2 ² | 89 | 7.5 | 3.5 | — | — | 22.4 | 1.70 | 8.0 | 7.6 | 6.8 | 14.4 | | | |
| БН ¹ | 9.56 | 14.26 | 1.14 | Остальное | Никель— 1.25, кадмий— 1.75, мышьяк— 0.65 | 29.1 | 0.20 | 7.6 | 0.8 | 8.9 | 10.2 | | | |
| БТ в литом состоянии | 9.7 | 15.5 | 1.07 | То же | Теллур 0.15 | 26.5 | 0.30 | 7.7 | 3.1 | 7.2 | 12.4 | | | |
| БТ термически обработанный | 9.7 | 15.5 | 1.07 | » | То же | 21.9 | 0.40—0.66 | 6.7 | 11.7 | 5.4 | 11.3 | | | |

¹ Свойства баббитов Б-83 и БН даны по литературным данным за исключением твердости.

² Баббит ASTM широко применяется в США для изготовления тонкостенных вкладышей автомобильных моторов.

№ 2. Как видно из таблицы, по своим механическим свойствам баббит БТ близок к оловянистым сплавам, а по своей пластичности БТ после термической обработки превосходит оловянистый баббит Б-83.

АНТИФРИКЦИОННЫЕ СВОЙСТВА

В результате проведения исследований в лаборатории износа, руководимой проф. М. М. Хрущовым, было установлено, что кроме повышения пластичности введение теллура с последующей термообработкой значительно улучшает основное свойство подшипникового материала — способность прирабатываться — приспособливаться путем пластической деформации к небольшим перекосам вала.

Коэффициент трения термически обработанного (отожженного) БТ ниже, чем у других баббитов, испытанных в аналогичных условиях (табл. 3).

Таблица 3

Коэффициенты трения различных баббитов¹

| Наименование баббита | Коэффициент трения |
|---|--------------------|
| Высокооловянистый баббит Б-83 | 0.0090 |
| БТ после термообработки | 0.0083 |
| БТ в литом состоянии | 0.0092 |
| БМН (с 1% никеля) | 0.0104 |

КОРРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ

Испытания на коррозию проводились в приборе по определению устойчивости смазочных масел против окисления по способу Индиана, при пропускании воздуха сквозь масло в количестве 10 л в 1 час. 200-часовые испытания при температуре 170° в средах дизельного масла и автола сернокислотной очистки показали примерно одинако-

Таблица 4

| | Норма | Допустимые отклонения |
|------------------------|-------|-----------------------|
| Олово | 10 | 9.5—10.5 |
| Сурьма | 15 | 14.5—15.5 |
| Медь | 1 | 0.7— 1.1 |
| Теллур | 0.1 | 0.05— 0.20 |
| Свинец — остальное . . | — | — |

ую коррозионную стойкость всех малооловянистых баббитов, близкую к баббиту Б-83 и превосходящую стойкость свинцовой бронзы в несколько десятков раз.

В результате лабораторных испытаний и последующей проверки в эксплуатации нами был рекомендован сплав БТ (БСТ), химический состав которого приведен в табл. 4.

¹ После приработки; смазка — керосин.

ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ИСПЫТАНИЯ

Эксплуатационные испытания были проведены с подшипниками как термически обработанными, так и не получавшими термообработки.

Испытания на автомашинах ЗИС-5 проводились как на новых двигателях, так и после их ремонта. 11 моторов ЗИС-5 с термически обработанными коренными и шатунными подшипниками, залитыми на авторемонтном заводе „Аремз“ баббитом БТ статическим способом, эксплуатировались в одном из автобусных парков Москвы. Уход за этими машинами ничем не отличался от обычного. Среднесуточный пробег автобусов составлял 200 — 250 км, а в отдельные дни 400—450 км при полной нагрузке.

Имеющиеся данные по пробегу автобусов до 43 000 км говорят о достаточной стойкости баббита БТ. Первая перетяжка подшипников производилась не ранее чем через 10 000—14 000 км пробега. Износ коренных и шатунных шеек после пробега 29 000 км не превышал 0,06 мм.

Несмотря на большую толщину рабочего слоя баббита в ремонтных вкладышах (от 2 до 3,8 мм), при испытании не было отмечено ни трещин в баббите, ни выкрашивания, ни запыления масляных каналов, и только в одном двигателе имело место подплавление трех шатунных подшипников, что явилось прямым результатом произведенной перед этим тугой затяжки подшипников.

Испытания баббита БТ в термически обработанном и термически необработанном состоянии на двигателях ЗИС-5 и ЗИС-21 были проведены в 1943 г. на Уральском автомобильном заводе. Заливка подшипников и сборка моторов произведены в цехах завода. Газогенераторные и бензиновые грузовые автомашины находились в рядовой эксплуатации в автобазе завода. Автомашины работали в тяжелых условиях, временами при полном бездорожье, с некачественной отработанной смазкой.

За длительный период работы (порядка 3000—3500 час.), что соответствовало для местных условий 40 000—43 000 км, было установлено, что первая перетяжка подшипников потребовалась не ранее чем через 10 000 км пробега, а у некоторых двигателей через 20 000 км. Состояние баббита было хорошим, но были отмечены отдельные случаи выкрашивания баббита на галтелях подшипников после 34 000 км пробега (баббит термически необработан); более ранний осмотр этих же вкладышей после пробега 20 000 км показывал хорошее состояние баббита. Согласно отчету завода, износ шеек при баббите БТ был меньше, нежели для баббита БМН.

Баббит БТ в термически необработанном состоянии был также испытан на четырех автомашинах ЗИС-5, прошедших ремонт в условиях мелких гаражей. Заливка подшипников была произведена ручным способом. Две машины эксплуатировались в Промсовхозкомбинате на перевозке различных грузов в тяжелых условиях почти полного бездорожья (сыпучий песок в летнее и снежные заносы в зимнее время). После пробега в 28 500 и 31 255 км было установлено, что баббит вел себя удовлетворительно (имел место один случай местного выкрашивания у одного шатунного подшипника).

Две грузовые автомашины ЗИС-5 были отремонтированы и эксплуатировались в гараже Управления пожарной охраны Москвы. На каждом двигателе параллельно с баббитом БТ было поставлено по 3 шатунных подшипника с баббитом Б-83. Вскрытие после 17 162 км пробега показало хорошее состояние баббита, отсутствие трещин,

выкрашивания, заплыва канавок. Разницы в поведении Б-83 и БТ отмечено не было. Перетяжка за этот период произведена дважды.

Испытание на ремонтных двигателях ГАЗ-АА и М-1 дало также положительную оценку поведения баббита БТ. Осмотр вкладышей машин ГАЗ-АА после 38 000 км пробега в условиях городской езды показал хорошее состояние баббита. Износ шатунных шеек за этот период находился в пределах 0.05—0.10 мм.

Шатунные шейки двигателя М-1 после пробега 33 000 км имели износ от 0.02 до 0.05 мм. Состояние баббита было вполне удовлетворительным — трещин выкрашивания и наплывов баббита не было.

В одной из московских автобаз баббит БТ в термически обработанном (отожженном) состоянии был испытан в коренных и шатунных подшипниках отремонтированного двигателя легковой машины Бюик, эксплуатировавшейся со средней скоростью движения 60—70 км в 1 час (максимальная скорость 100 км/час).

За пробег автомашины свыше 20 000 км не было произведено ни одной перетяжки подшипников. Состояние баббита было хорошее.

Из тракторных двигателей наибольшее число испытаний было проведено на карбюраторных моторах ИМА и газогенераторных Д2Г гусеничного трактора СТЗ-НАТИ. Длительные стендовые испытания карбюраторного двигателя проведены заводами СТЗ и ХТЗ.

При сравнительных испытаниях термически обработанного баббита БТ и оловянистого Б-83, испытывавшихся одновременно в шатунных подшипниках одного двигателя, было установлено, что износ шеек вала за 500 час. работы двигателя ниже при баббите БТ, нежели при высокооловянистом Б-83.

| Марка баббита | Износ (в мм) после 500 час. работы на стенде |
|----------------|---|
| БТ | 0.016 |
| Б-83 | 0.035 |

Рабочая поверхность подшипников, залитых баббитом БТ, была в значительно лучшем состоянии, чем у подшипников, залитых баббитом Б-83 и испытывавшихся параллельно. Баббит хорошо впитывает частицы, попадающие со смазкой.

Износ шатунных шеек вала, работавшего с баббитом БТ, после 300 час. стендовых испытаний, проведенных на СТЗ, находился в пределах 0.005—0.015 мм. Износ шеек этого же двигателя после дополнительной работы на транспортном тракторе в течение 670 час. (всего двигатель вместе со стендовыми испытаниями проработал 970 час.) находился в пределах 0.005—0.060 мм.

Наблюдения в различных МТС Советского Союза за работой первой серии в 50 тракторов, выпущенных Харьковским тракторным заводом, за период работы порядка 1500 час. показали достаточную стойкость баббита БТ. Большую часть времени тракторы работали на пахоте с 5-корпусным плугом, на супесчаных и суглинистых почвах.

В газогенераторных тракторах первые перетяжки подшипников (в МТС с правильно поставленным техническим уходом) производились после 300—500 га условной пахоты (при нормах Наркомзема через 250 га).

В МТС при сравнительно плохом техническом уходе перетяжки подшипников как для баббита БТ, так и для Б-83 производились гораздо чаще — через 175—250 га. Обследование тракторов показало, что состояние баббита хорошее — без трещин, выкрашивания, заплыва баббита. Необходимо отметить, что в двух МТС были произведены

преждевременные перетяжки подшипников через 175 га в связи со сменой масла колец или поршневых пальцев, но при отсутствии данных о необходимости этой операции со стороны подшипников (при нормальном давлении в масляной системе и отсутствии повышенных зазоров в подшипниках). Эти перетяжки отрицательно отразились на работе баббита. Были отмечены поверхностное смятие баббита, повышенный износ шейки и в последующем выплавление двух подшипников.

Эти факты говорят о том, что преждевременная перетяжка подшипников не должна допускаться и что зазоры между подшипником и валом должны выдерживаться в определенных пределах.

Износ сопряженных шатунных шеек после обработки 700 га у одного трактора был 0.07—0.01 мм; у других тракторов после работы в течение 350—420 час. не превышал 0.04 мм; а у одного после обработки 457 га (600 час. работы) размеры шеек вала находились в пределах заводских допусков.

Проведенные испытания указывают на хорошую работоспособность баббита БТ при условии соблюдения правильных зазоров между подшипником и валом как при сборке двигателей, так и в процессе эксплуатации. При недостаточном зазоре может происходить наволакивание баббита.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА

Разработанная нами технология изготовления баббита БТ с применением теллура достаточно проста и освоена заводами, изготавливающими баббиты. Теллур вводится в виде 30% лигатуры с сурьмой.

По сравнению с баббитом БМН баббит БТ более жидкотекуч, имеет более низкую температуру заливки и меньшую окисляемость при выдержке в расплавленном состоянии.

Угар отдельных компонентов в баббите БТ при переплавке стружки и длительной выдержке в жидком состоянии практически отсутствует.

Технология заливки по стали не имеет существенных отличий от других баббитов.

ВЫВОДЫ

Проведенные лабораторные и эксплуатационные испытания показывают, что баббит БТ может применяться для заливки коренных и шатунных вкладышей газогенераторных и карбюраторных автотракторных двигателей, с успехом заменяя в ряде случаев высокооловянистый баббит.

А. Д. КУРИЦЫНА

НОВЫЙ АЛЮМИНИЕВЫЙ АНТИФРИКЦИОННЫЙ СПЛАВ АСС-6-5 И ФОРМА ЕГО ПРИМЕНЕНИЯ ДЛЯ ПОДШИПНИКОВ

В результате исследования микроструктуры, некоторых механических и физических свойств, а также антифрикционных свойств ряда сплавов системы алюминий—сурьма, как бинарных, так и более сложных (содержащих в своем составе магний, свинец и модификатор в виде смеси солей $\text{NaCl} - \text{NaF}$) нами был выделен оптимальный сплав АСС-6-5 состава: сурьма 60%; свинец 50%; магний 0.50%, алюминий—остальное, модификатор — смесь солей $\text{NaF} - \text{NaCl}$.

Структура сплава АСС-6-5 состоит из химического соединения AlSb (температура плавления 1050°), двойной эвтектики $\text{AlSb} - \text{Mg}_3\text{Sb}_2$ (температура плавления 780°), тройной эвтектики α -твердый раствор сурьмы и магния в алюминии и химических соединений AlSb и Mg_3Sb_2 (температура плавления 648°) и включений свинца (температура плавления 327°).

Так как содержание химического соединения AlSb и Mg_3Sb_2 в эвтектике незначительно, то вследствие сегрегации этих соединений по границам зерен основное поле представляет собой твердый раствор α , твердость которого близка к твердости чистого алюминия, чем данный сплав отличается от ранее известных алюминиевых антифрикционных сплавов. Химическое соединение AlSb , кристаллизующееся в бинарных сплавах алюминия с сурьмой в виде узких игл, при добавках магния кристаллизуется в форме широких пластин (рис. 1, см. вклейку).

Основные свойства сплава АСС-6-5 приведены в табл. 1; для сравнения там же даны свойства высокооловянистого баббита Б-83.

Из сравнения свойств баббита Б-83 и сплава АСС-6-5 следует, что сплав АСС-6-5 имеет более высокие механические свойства, чем баббит Б-83. При испытании на трение сплав АСС-6-5 показывает близкое значение удельного давления при заедании.

Таблица 1

| № п. п. | Наименование свойств | Сплав АСС-6-5 | Баббит Б-83 |
|---------|---|---------------|-------------|
| 1 | Сопротивление разрыву (кг/мм ²) | 8.1 | 7.7 |
| 2 | Удлинение (%) | 13.0 | 5 |
| 3 | Сопротивление сжатию при 0.2% деформации | 3.9 | 3.0 |
| 4 | Сопротивление сжатию при появлении трещины | 30.7 | 8.5 |
| 5 | % осадка при появлении трещины при сжатии | 59.9 | 20 |
| 6 | Сопротивление удару (кгм/см ²) | 6.0 | 0.5—0.75 |
| 7 | Твердость по Бринелю | 31.4 | 30.9 |
| 8 | Удельное давление при начале заедания (кг/см ²) | 407 | 427 |
| 9 | Коэффициент термического расширения $\times 10^6$ | 23.68 | 24.5 |

Испытание на трение было проведено на машине „Р“ конструкции НАТИ [1] по методике, разработанной М. М. Хрущовым.

Принцип испытания на машине „Р“ осуществляется по схеме трения вращающейся цапфы ($d = 60$ мм) о частичный вкладыш из испы-

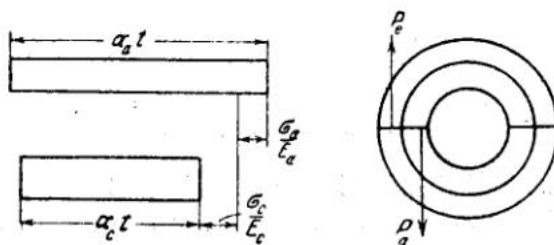


Рис. 2. Схематическое изображение возникновения деформации в результате нагрева двух сопряженных колец из материалов с разными коэффициентами термического расширения

туемого материала, состоящий из двух одинаковых плоскостей, разделенных широкой канавкой, с общей поверхностью трения, равной 5 см^2 . Испытание заключается в определении коэффициента трения в зависимости от удельного давления на образец при постоянной скорости 1.57 м/сек. и постоянной смазке очищенным керосином. Такие условия испытания выбираются с целью наиболее легкого осуществления полужидкостного трения при возможно малых нагрузках на образец. Концом опыта считается повышение коэффициента трения до 0.05 . Опыт применения алюминиевых сплавов в качестве подшипниковых показывает, что не только сам сплав должен обладать определенными антифрикционными свойствами, но что должны быть выдержаны некоторые дополнительные условия, которые обеспечили бы нормальную работу вкладыша. При применении вкладышей из алюминиевых сплавов в стальном шатуне было неоднократно замечено, что начальный зазор постепенно уменьшается, а это вызывает заедание вкладыша на валу. Эти явления, как показали Вихель [2], Бюске [3] и другие, — следствие различных коэффициентов расширения стального шатуна или подшипника и алюминиевого вкладыша.

При совместном нагреве двух колец из сплавов с различными коэффициентами термического расширения, например, сталь и алюминий, согласно схеме рис. 2, в кольцах будут возникать внутренние напряжения растяжения для стали σ_c и сжатия для алюминиевого сплава σ_a .

Обозначим: E_a — модуль упругости алюминиевого сплава;

E_c — модуль упругости стали;

S_c — толщина слоя стали;

S_a — " " " " алюминия;

α_c — коэффициент термического расширения стали;

α_a — коэффициент термического расширения алюминиевого сплава;

$$\Delta\alpha = (\alpha_a - \alpha_c).$$

Согласно схеме рис. 2,

$$\alpha_c l + \frac{\sigma_c}{E_c} = \alpha_a l - \frac{\sigma_a}{E_a}.$$

Имея в виду условия равновесия внутренних сил, в результате преобразований получаем

$$t = \frac{\sigma_a}{E_a \Delta z} \left(1 + \frac{E_a \cdot S_a}{E_c \cdot S_c} \right). \quad (1)$$

При некоторой температуре, равной t_s , величина σ_a достигает предела упругости алюминиевого сплава $\sigma_{s,a}$. Это та предельная „крити-



Рис. 3. Пакет, подготовленный к прокату. Пакет составлен из пластинки сплава АСС-6-5 и пластинки дуралюминия

ческая“ температура, до которой выражение (1) действительно. Если термические напряжения превышают предел упругости сплава при данной температуре, то возникают остаточные напряжения, которые вызывают смятие поверхности разъема вкладыша и образование местных сокращений зазора.

Из уравнения (1) следует, что с точки зрения уменьшения напряжений во вкладыше повышение „критической“ температуры t_s может быть достигнуто за счет повышения предела упругости алюминиевого сплава или же за счет увеличения отношения толщины алюминиевого вкладыша к толщине подшипника, т. е. $\frac{S_a}{S_c}$. Последнее часто применялось на практике в случае алюминиевых подшипников, например, для сплава НИДИ АН-2-5.

Определение „критических“ температур расчетным и опытным путем для алюминиевых наиболее пластичных сплавов показало, что для этой группы сплавов „критическая“ температура лежит в интервале 80—100°. Так, для сплава АСС-6-5 опытом установленная критическая температура 82°, расчетная 105°.

На основании вышеизложенного был сделан вывод, что сплав АСС-6-5 непригоден для применения его в виде цельных вкладышей для главных подшипников двигателей автотракторного типа при монтаже их в стальной или чугунный корпус, так как рабочая температура вкладыша близка к критической температуре сплава. Поэтому перед нами возник вопрос о способе упрочнения вкладыша из сплава АСС-6-5.

Идея применения биметаллического жесткого вкладыша общеизвестна: например, баббиты применяются в виде слоя, залитого по бронзовой или стальной основе, свинцовистая бронза — в виде слоя по стали и т. п.

Получение биметаллического вкладыша с алюминиевым антифрикционным слоем из сплава АСС-6-5 нам казалось возможным или на основе стали или на основе конструкционного алюминиевого сплава. Исследование вопроса получения биметалла сталь—сплав АСС-6-5 литейными методами не дало положительного результата. Причина неудовлетворительного качества такого вкладыша заключалась в образовании при заливке чрезвычайно хрупкого промежуточного слоя между обоими металлами.

Успешное разрешение получило применение биметаллического вкладыша из двух алюминиевых сплавов.

Сплав АСС-6-5, как показали опыты, вследствие своей высокой пластичности легко катается, допуская в холодном состоянии без промежуточного отжига обжатие до 50% (в горячем состоянии до 60—70%) без повреждения наружной поверхности раската.

Дуралюминий, выбранный нами в качестве жесткой основы биметалла, имел следующий состав: Си 3.5%, Mg 0.8%, Mn 0.5%, Al—остальное.

Механические свойства термообработанного дуралюминия, приведенного выше, следующие:

| | |
|--|----------|
| 1. Предел прочности на разрыв (кг/мм ²) | 33.2 |
| 2. Предел упругости на растяжение (кг/мм ²) | 21.1 |
| 3. Удлинение (%) | 8.1 |
| 4. Предел прочности на сжатие (кг/мм ²) | 25.1 |
| 5. Твердость по Бринелю 5(250)30 | 102 |
| 6. Критическая температура деформации в сопряжении со сталью | 175—180° |

Получение биметалла было осуществлено путем горячей прокатки пакетов из полос (рис. 3) выбранной толщины в закрытом калибре валков с обжатием в 60—65%.

Биметаллические полосы, полученные по данному способу, исследовались на пристаивание, механическую и усталостную прочность, а также в отношении структуры.

Пристаивание проверялось перегибом пластинки на 180° антифрикционным слоем наружу и скалыванием зубилом по образующимся трещинам. В случае плохого пристаивания отслаивание верхнего слоя происходило крупными пластами.

Структура сплава АСС-6-5 после прокатки пакета мелкокристаллическая с равномерным распределением зерен химического соединения (рис. 4, см. вклейку).

Механические свойства биметаллической полосы определялись после

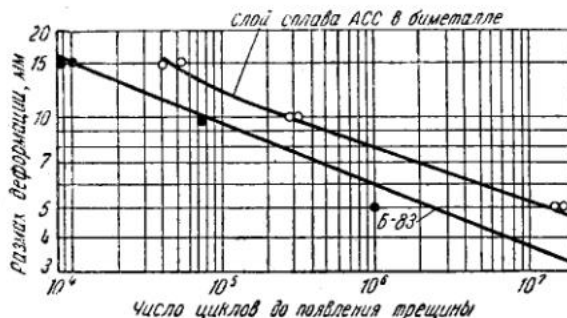


Рис. 5. Результаты испытания на усталость сплава АСС-6-5 и баббита Б-83. Кривые «амплитуда колебания—число циклов» построены в логарифмическом масштабе

термообработки при общей толщине биметалла, равной 3.55 мм, толщине антифрикционного слоя сплава АСС-6-5, равной 1.1 мм, и толщине слоя дуралюминия 2.45 мм. Временное сопротивление на разрыв среднее по 5 образцам 28.4 кг/мм², удлинение 20%.

Твердость по Бринелю для сплава АСС-6-5 равна 25.6, для слоя дуралюминия 105.

Сравнительные испытания на усталость высокооловянистого баббита Б-83 и сплава АСС-6-5 на плоских биметаллических образцах,

были проведены на повторный изгиб по методу, разработанному в НАТИ [4]. Этот метод удобен для случая испытания листов и лент, так как испытуемый образец является плоским. За величину, характеризующую усталость материала, берется число колебаний образца до появления трещин при определенной амплитуде колебания в мм.

Сплав АСС-6-5, испытанный в одинаковых условиях с баббитом Б-83 по данному методу, показал значительно лучший результат (рис. 5).

ВЫВОДЫ

1. Новый сплав АСС-6-5 характеризуется хорошими антифрикционными свойствами, близкими к баббиту Б-83.

2. Повышенная прочность сплава достигнута за счет применения биметаллической полосы.

Так, если для сплава АСС-6-5 временное сопротивление на разрыв равно 7.2 кг/мм^2 , то для биметаллической полосы оно равно 28.5 кг/мм^2 .

3. При применении биметаллических вкладышей безопасной рабочей температурой является 170° , так как только при этой температуре наблюдается начало деформации вкладыша.

4. Сравнительные испытания на усталость при комнатной температуре показывают преимущества биметалла по сравнению с баббитом Б-83.

ЛИТЕРАТУРА

1. М. М. Хрущов. Вестник металлопромышленности, № 5, 15, 1939.
2. Wiechel. VDI, 198, 1937.
3. Buske. Aluminium, № 6, 1940.
4. М. М. Хрущов. Усталость баббитов, стр. 39, 1943.

С. В. ВИНОГРАДОВ и К. П. КАЛИНИН

АНТИФРИКЦИОННЫЕ СПЛАВЫ НА ЦИНКОВОЙ ОСНОВЕ

В Центральном научно-исследовательском институте по обработке цветных металлов „Гипроцветметобработка“ в течение 1938—1940 гг. были проведены научно-исследовательские работы по изысканию подшипниковых сплавов на цинковой основе как заменителей свинцово-оловянистых баббитов и бронз.

Всего было изучено свыше 120 цинковых сплавов с различной комбинацией добавок меди, алюминия, сурьмы, марганца, железа, магния и кадмия [1—6].

Изученные сплавы можно подразделить на следующие группы: 1) цинк—медь—алюминий с содержанием меди от 2.5 до 10%, алюминия—от 2.5 до 25%, остальное—цинк; 2) цинк—медь—сурьма с содержанием меди от 2.5 до 10%, сурьмы—от 3 до 15%, остальное—цинк; 3) цинк—алюминий—сурьма с содержанием алюминия от 2 до 10%, сурьмы от 3 до 15%, остальное—цинк; 4) цинк—алюминий—магний с содержанием алюминия от 2.5 до 10%, магния—от 1 до 3%, остальное—цинк; 5) цинк—марганец—железо с содержанием марганца от 1 до 1.7%, железа—от 0.6 до 1.3%, остальное—цинк; 6) цинк—кадмий—сурьма с содержанием кадмия от 2 до 6%, сурьмы—от 3 до 12%, остальное—цинк.

Из всех изученных цинковых подшипниковых сплавов наилучшими механическими и антифрикционными свойствами обладают сплавы цинка, содержащие медь и алюминий. Сплавы цинка с содержанием меди—сурьмы, сурьмы—алюминия, магния—алюминия, железа—марганца, несмотря на сравнительно высокие антифрикционные свойства, имеют пониженные механические свойства по сравнению с таковыми свойствами медно-алюминиево-цинковых сплавов. Особенно следует отметить низкую ударную вязкость этих сплавов (хрупкость), вследствие чего для практического использования в промышленности они не подходят.

Механические и антифрикционные свойства некоторых цинковых подшипниковых сплавов с добавками меди и алюминия, отлитых в кокиль, приведены в табл. 1

Как видно из табл. 1, увеличение процента меди и алюминия вызывает повышение твердости сплавов. Сопротивление удару с повышением содержания меди в сплавах уменьшается, сплавы становятся более хрупкими.

Механические свойства цинковых подшипниковых сплавов значительно выше тех же свойств свинцово-оловянистых баббитов и близки к механическим свойствам бронз.

Таблица 1

Механические и антифрикционные свойства некоторых цинковых подшипниковых сплавов

| № сплава | Химический состав (%) | | | Твердость по Бринеллю при температуре (°С) | | | Испытание на сжатие | | | Сопротивление Удару (кг. м/см ²) | Испытание на трение со смазкой | | | Испытание без смазки (коэффициент трения) |
|----------|-----------------------|----------|------|--|------|------|--|---------------------------------------|-----------------------|--|--------------------------------|---|--|---|
| | медь | алюминий | цинк | 20° | 75° | 125° | сопротивление сжатию (кг/мм ²) | предел пропорц. (кг/мм ²) | осадка при сжатии (%) | | коэффициент трения | потеря веса сплава (мг/см ² /км) | потеря веса стали (мг/см ² /км) | |
| | | | | | | | | | | | | | | |
| 1 | 2.65 | 2.99 | | 86.4 | 64.6 | 46.9 | 84.6 | 31.7 | 41.2 | 2.42 | 0.009 | 0.208 | 0.007 | 0.315 |
| 2 | 4.98 | 2.60 | » | 96.3 | 64.6 | 51.5 | 87.5 | 44.6 | 40.2 | 0.60 | 0.008 | 0.358 | 0.014 | — ² |
| 3 | 7.45 | 2.70 | » | 107.0 | 76.2 | 51.5 | 81.0 | 48.1 | 40.2 | 0.70 | 0.008 | 0.079 | 0.004 | 0.290 |
| 4 | 10.00 | 2.50 | » | 109.0 | 85.7 | 59.4 | 87.0 | 45.8 | 36.8 | 0.51 | 0.008 | 0.121 | 0.006 | 0.342 |
| 5 | 2.70 | 5.36 | » | 90.0 | 67.7 | 41.1 | 107.2 | 37.3 | 50.1 | 1.01 | 0.010 | 0.152 | 0.010 | 0.292 |
| 6 | 5.00 | 5.40 | » | 92.6 | 74.1 | 43.4 | 103.6 | 34.4 | 51.1 ¹ | 0.71 | 0.008 | 0.112 | 0.006 | 0.308 |
| 7 | 7.60 | 5.30 | » | 109.0 | 82.6 | 50.3 | 70.7 | 48.4 | 33.9 | 0.61 | 0.008 | 0.090 | 0.006 | 0.325 |
| 8 | 9.80 | 5.07 | » | 117.0 | 83.8 | 45.6 | 78.6 | 45.1 | 39.0 | 0.60 | 0.008 | 0.062 | 0.003 | 0.291 |
| 13 | 3.50 | 11.20 | » | 99.4 | 71.5 | 38.3 | 99.9 | 41.0 | 49.1 ¹ | 1.24 | 0.009 | 0.017 | 0.001 | 0.332 |
| 14 | 4.82 | 10.70 | » | 100.0 | 77.9 | 42.4 | 115.6 | 43.0 | 53.8 ¹ | 1.00 | 0.008 | 0.092 | 0.003 | 0.348 |
| 16 | 9.90 | 10.61 | » | 109.0 | 76.8 | 42.9 | 87.8 | 47.6 | 45.7 | 0.51 | 0.010 | 0.062 | 0.004 | 0.273 |
| 17 | 2.53 | 14.92 | » | 101.0 | 54.3 | 34.7 | 107.3 | 46.4 | 51.4 | — | 0.010 | 0.100 | 0.004 | 0.304 |
| 18 | 4.96 | 15.50 | » | 105.0 | 63.3 | 37.1 | 100.1 | 48.5 | 50.7 | — | 0.009 | 0.121 | 9.0 ³ | 0.328 |
| 19 | 7.50 | 15.36 | » | 116.0 | 73.5 | 47.5 | 80.5 | 54.4 | 37.9 | 1.12 | 0.012 | 0.125 | 0.010 | 0.311 |
| 20 | 10.06 | 14.65 | » | 112.0 | 72.4 | 41.9 | 67.2 | 58.4 | 24.3 | 0.70 | 0.010 | 0.129 | 0.007 | 0.246 |

¹ На образцах трещины не появились.² Сплав начал налипать на шейку вала.

Как видно из таблицы, цинковые подшипниковые сплавы обладают хорошими антифрикционными свойствами. Как коэффициент трения, так и износ сплава и шейки вала у большинства цинковых сплавов близки к коэффициенту трения и износу баббита Б-83. У некоторых цинковых сплавов эти величины даже несколько меньше, чем у баббита Б-83.

Сплавы № 1 и 2, имеющие малое содержание меди и алюминия, показали несколько повышенный износ по сравнению с износом остальных цинковых сплавов. Сплав № 2 при испытании на трение без смазки начал намазываться на шейку вала. Обладая высокими механическими свойствами, цинковые подшипниковые сплавы могут найти применение как заменители не только свинцово-оловянистых сплавов, но и бронз.

Из числа приведенных в табл. 1 цинковых сплавов наилучшими свойствами обладает сплав № 14. Структура этого сплава состоит из первичных кристаллов твердого раствора алюминия (светлые кристаллы), двойной эвтектики (белые включения) и тройной эвтектики (темный фон). Эта структура отвечает правилу Шарпи.

СПЛАВЫ ЦИНКА С АЛЮМИНИЕМ И МЕДЬЮ, ОБРАБАТЫВАЕМЫЕ ДАВЛЕНИЕМ

Цинковые сплавы с добавками алюминия до 10% и меди до 5% легко поддаются обработке давлением в горячем состоянии путем прокатки и прессования при температуре 200—300°. После такой обработки цинковые сплавы имеют высокие механические свойства, близкие к свойствам латуни. По сравнению с литыми прокатанные и прессованные цинковые сплавы имеют значительно большее временное сопротивление и особенно высокое относительное удлинение, а также вязкость.

Прокатанные цинковые сплавы в виде лент и прессованные в виде труб и прутков могут найти широкое применение в качестве подшипникового материала.

Механические и антифрикционные свойства некоторых цинковых сплавов после прокатки и прессования иллюстрируются данными табл. 2. Цинковые сплавы после прокатки или прессования приобретают высокие антифрикционные свойства, превосходящие те же свойства литых сплавов. Из данных табл. 2 видно, что как коэффициент трения, так и износ цинковых сплавов значительно ниже, чем у баббита Б-83.

Физические свойства сплава № 14 (ЦАМ 10-5) даны в табл. 3. В той же таблице даны также свойства бронз Бр.ОФ10-1 и Бр.ОЦС-6-6-3 и баббита Б-83. Эксплуатационные испытания сплава ЦАМ 10-5 проводились в электромоторах, металлорежущих станках, прессах, ковочных и других машинах.

В большинстве испытаний этот сплав применялся взамен бронз Бр. ОЦС-6-6-3 и Бр. ОФ10-1, а в некоторых случаях и взамен баббита Б-83.

Хорошие результаты дало также испытание сплава ЦАМ 10-5 в подшипниках прокатных станов на Московском металлопрокатном заводе, для которых раньше завод применял баббит Б-83. Износ шеек вала и подшипников при работе цинкового сплава по произведенным замерам не превышает износа, имеющего место при работе бронзовых подшипников. О небольшом износе шеек вала и подшип-

Таблица 2

Механические и антифрикционные свойства прокатанных и прессованных сплавов

| № сплавов | Химический состав (%) | | | Твердость по Бринелю | | Сопротивление разрыву (кг/мм ²) | | Относительное удлинение (%) | | Испытание на трение со смазкой | | | Испытание без смазки (коэффициент трения) |
|---------------------|-----------------------|------|------|----------------------|-------------------------|---|-------------------------|-----------------------------|-------------------------|--------------------------------|---|--|---|
| | алюминий | медь | цинк | литье в кокиль | прокатанн. или прессов. | литье в кокиль | прокатанн. или прессов. | литье в кокиль | прокатанн. или прессов. | коэффициент трения | потеря веса сплава (мг/см ² /км) | потеря веса стали (мг/см ² /км) | |
| 1 | 2.0 | 3.0 | Ост. | 93 | 71 | 17 | 31 | 1.6 | 44 | 0.007 | 0.087 | 0.006 | 0.275 |
| 2 | 2.0 | 5.0 | » | 93 | 76 | 24 | 34 | 1.5 | 36 | 0.006 | 0.057 | 0.002 | 0.275 |
| 3 | 8.0 | 1.0 | » | 86 | 59 | 22 | 30 | — | 42 | 0.007 | 0.051 | 0.005 | 0.296 |
| 4 | 8.0 | 3.0 | » | 86 | 67 | 22 | 34 | — | 34 | 0.007 | 0.075 | 0.002 | 0.381 |
| 5 | 8.0 | 5.0 | » | 90 | 74 | 27 | 38 | 1.6 | 28 | 0.006 | 0.071 | 0.004 | 0.257 |
| 6 | 10.0 | 2.0 | » | 100 | 88 | 30 | 40 | 1.6 | 23 | 0.007 | 0.033 | 0.009 | 0.332 |
| Баббит Б-83 (литой) | | | | 28 | — | — | — | — | — | 0.009 | 0.100 | 0.005 | 0.275 |

ников при работе цинкового сплава говорят также данные, полученные с заводов, где металлообрабатывающие станки для точной обработки около двух лет работы не теряли точности и подшипники из сплава ЦАМ 10-5 продолжали работать.

Машины, на которых с успехом работал сплав ЦАМ 10-5, приведены в табл. 4. Этот сплав нашел широкое применение на заводах: Фрезер, 1-м ГПЗ, Московском металлпрокатном заводе, заводах НКАП и ряде других. Эти заводы уже провели замену бронзы цинковым сплавом. По опыту этих заводов составлен рекомендательный список на применение цинкового сплава ЦАМ 10-5 на тех машинах, где он хорошо зарекомендовал себя в работе.

Однако имеющийся опыт применения цинкового сплава ЦАМ 10-5 еще не дает возможности судить о максимальных пределах его применения, почему желательно испытание его в самых разнообразных отраслях промышленности и в более тяжелых условиях, чем он до сих пор был испытан.

Изготовление сплава производится в графитовом тигле под слоем древесного угля в горне (нефтяном, газовом и др.). Введение меди в сплав производится или в виде 50%-ной медно-алюминиевой лигатуры (недостающее количество алюминия вводится затем в чистом виде), или при помощи лигатуры, содержащей 33% меди и 67% алюминия. Заливка подшипников и отливка втулок производится при температуре сплава 440—450° и при температуре изложницы или подшипника 100—150°. Для изготовления полых заготовок в кокиль вставляют металлический конический стержень. Подшипники перед заливкой готовят следующим образом: после обработки внутренней поверхности вкладыша грубой строжкой в ней вытачивают канавки и пояски для механического крепления, затем производится обезжиривание подшипника в 10%-ном растворе едкого натра и промывка горячей водой. Толщина заливаемого слоя должна быть такая же, как и при заливке баббитом. Заливку подшипников цинковым сплавом можно производить также и по полуде, причем в качестве полуды

Таблица 3

Свойства сплавов ЦАМ 10-5, Бр.ОФ10-1, Бр.ОЦС 6-6-3 и Б-83

| | ЦАМ 10-5 | Бр.ОФ 10-1 | Бр.ОЦС 6-6-3 | Б-83 |
|---|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| Удельный вес | 6.3 | 8.76 | 8.82 | 7.39 |
| Начало затвердевания (°С) | 395 | 934 | 967 | 370 |
| Конец затвердевания (°С) | 378 | — | — | 240 |
| Предел прочности при растяжении (кг/мм ²) | 30 | 30 | 20 | 8.0 |
| Удлинение (%) | 1 | 6 | 6 | 5.0 |
| Предел пропорциональности при сжатии (кг/мм ²) | 35 | — | — | 8.0 |
| Сопротивление сжатию (кг/мм ²) | 70 | — | — | 11.5 |
| Осадка при сжатии (%) | 40 | — | — | 30 |
| Твердость по Бринелю | 100 | 100 | 70 | 28 |
| Сопротивление удару (кгм/см ²) | 0.6 | 0.9 | 2.5 | 0.6 |
| Коэффициент линейного расширения | $27 \cdot 10^{-6}$ | $17 \cdot 10^{-6}$ | $17 \cdot 10^{-6}$ | $22 \cdot 10^{-6}$ |
| Теплопроводность (кал/см сек. град.) | 0.24 | 0.10 | 0.22 | 0.08 |
| Линейная усадка (%) | 1.0 | 1.44 | 1.60 | 0.65 |
| Жидкотекучесть (см) | 66 | 50 | 40 | 73 |
| Коэффициент трения со смазкой ¹ | 0.009 | 0.008 | 0.009 | 0.009 |
| Коэффициент трения без смазки | 0.35 | — | — | 0.28 |
| Износ сплава при испытании на трение со смазкой ¹ (мг/см ² км) | 0.09 | — | — | 0.10 |
| Износ стали при испытании на трение со смазкой ¹ (мг/см ² км) | 0.004 | — | — | 0.005 |

для чугунных вкладышей применяется чистый цинк, а для лужения стальных—сплав цинка с 1.5—2.0% алюминия и 0.5—1.0% меди. Полууда в момент заливки на подшипнике должна быть в жидком состоянии. Лужение производится при помощи опускания подшипника в ванну с расплавленной полудой. В качестве флюса применяется хлористый цинк с добавкой 5—10% хлористого аммония.

Подшипники, залитые сплавом ЦАМ 10-5, и отлитые втулки обрабатываются на токарных станках так же, как баббитовые или бронзовые, с необходимым допуском на шабровку и затем шабруются. Цинковые сплавы значительно легче поддаются обработке резанием и шабровке, чем бронза.

Зазор между втулкой и шейкой вала при работе со сплавом ЦАМ 10-5 необходимо дать несколько больший, чем для бронзы, так как этот сплав обладает большим коэффициентом расширения ($27 \cdot 10^{-6}$ вместо $18 \cdot 10^{-6}$). Практически можно принять зазор равным 0.125—0.150% диаметра вала. При работе подшипников и втулок из цинкового сплава способ смазки, качество смазки, форма и расположение смазочных канавок остаются те же, что и при работе бронзовых втулок или баббитов.

Границы применимости сплава ЦАМ 10-5 следующие: удельное давление P до 200 кг/см², скорости скольжения V до 7 м/сек. при произведении PV до 100.

Ниже приводится примерный список подшипников, для которых рекомендуется применение цинкового сплава ЦАМ 10-5

1. Токарный станок с высотой центров до 300 мм.

а) Подшипники шпинделей.

б) Втулки коробок скоростей.

¹ Смазка — минеральное масло.

Таблица 4

Наиболее характерное оборудование, на котором испытывались подшипники и втулки из цинкового сплава ЦАМ 10-5

| Наименование оборудования | Наименование заводов | Место установки подшипников или втулок | Окружная скорость (м/сек.) | Удельное давление (кг/см ²) | Заменитель материал |
|---|---------------------------------------|--|----------------------------|---|---------------------|
| Прокатные станы | Московский металлпрокатный завод | Рабочие подшипники стана . . . | 0.8—1.2 | 100 | Баббит Б-83 |
| Лентопрокатный стан | Кольчугинский 3-д им. Орджоникидзе | То же | 0.3 | 290 | Бр.ОС-8-12 |
| Ролико-вальцовочный станок | Люберецкий 3-д с.х. машин | » | — | 85 | Бр.ОЦС 6-6-3 |
| Дыропробивной пресс | Мытищенский вагомоостроительный завод | Втулки эксцентрикового вала . | 0.2 | 167 | Бр.ОЦС 6-6-3 |
| Паровой молот Баннинг 1250 кг | То же | Втулка на штоке | — | — | Бр.ОЦС 6-6-3 |
| Токарные станки Дип 300 | Завод «Красный пролетарий» | Подшипники шпинделя | 2.3 | 24 | Бр.ОФ 10-1 |
| » Дип 200 | » | » » | 2.7 | 20 | Бр.ОФ 10-1 |
| Токарные станки | 1-й ГПЗ | » » | 2.1—2.4 | 23—24 | Бр.ОФ 10-1 |
| Токарный полуавтомат Шотте | То же | » » | 1.4 | 18 | Бр.ОФ 10-1 |
| Токарный полуавтомат Шой | » | » » | 2.2 | 20 | Бр.ОФ 10-1 |
| Пресс завода им. Куйбышева | » | Втулка маховика | 0.9 | 57 | — |
| Пресс эксцентриковый | » | Втулка вала | 0.6 | 3.8 | — |
| Шлифовальные станки Шток | Завод «Фрезер» | Подшипники шпинделя | 5.6 | 1.3 | Бр.ОЦС 6-6-3 |
| Универсальный шлифовальный станок «Чертиль» | » | » » | 5.0 | 2.0 | Бр.ОЦС 6-6-3 |
| Шлифовальный станок Лева | » | » » | 6.0 | 1.3 | Баббит Б-83 |

2. Револьверный станок.
 - а) Подшипники шпинделей.
 - б) Втулки коробок скоростей.
3. Токарные автоматы и полуавтоматы.
 - а) Подшипники шпинделей.
 - б) Втулки коробок скоростей.
4. Фрезерные станки.
 - а) Подшипники шпинделей.
 - б) Втулки коробок скоростей.
5. Строгальные станки.
 - а) Втулки коробок скоростей, кулис и передаточных механизмов.
6. Шлифовальные станки.
 - а) Подшипники шпинделей.
 - б) Втулки коробок скоростей.
7. Прессы: кривошипные, эксцентриковые и фрикционные — подшипники эксцентриковых валов и фрикционов, работающих с удельной нагрузкой до 100 кг/см^2 (в подшипнике).
8. Прокатные станы: подшипники прокатных валков (рабочие), работающие с удельной нагрузкой до 100 кг/см^2 (в подшипнике).

ЛИТЕРАТУРА

1. Виноградов С. В. и Калинин К. П. Сборник научно-исследовательских работ Цниоцветмета, вып. 1, 1941.
2. Виноградов С. В. и Калинин К. П. Журнал „Машиностроитель“, № 5—6, 1941.
3. Калинин К. П. Брошюра — Цинковые подшипниковые сплавы. Изд. Ин-та технико-экономич. информации, № 14, 1941.
4. Виноградов С. В. и Калинин К. П. Исследование цинковых подшипниковых сплавов. Технический отчет Цниоцветмета за 1938 г.
5. Виноградов С. В. и Калинин К. П. Эксплуатационные испытания цинковых подшипниковых сплавов. Технический отчет Цниоцветмета за 1939 г.
6. Виноградов С. В. и Калинин К. П. Внедрение цинковых подшипниковых сплавов в производство. Технический отчет Цниоцветмета за 1940 г. и Сборник рефератов научно-исследовательских работ по сплавам цветных металлов и их обработке. Изд. Наркомцветмет, 1944.

Я. Г. ЛИФШИЦ

АНТИФРИКЦИОННЫЙ КОВКИЙ ЧУГУН МАРКИ ЧЛ-РМИ И ЕГО ПРИМЕНЕНИЕ В ЗАВОДСКОМ СТАНОЧНОМ ОБОРУДОВАНИИ

Изложенная ниже работа состоит из лабораторных сравнительных испытаний разных антифрикционных материалов на трение и износ и из эксплуатационных испытаний подшипников из ковкого чугуна. Для проведения лабораторных испытаний была разработана более совершенная методика испытаний по сравнению с той, которая была принята нами ранее¹.

Испытания проводились на четырех машинах „А.Э.“ системы А. К. Зайцева в условиях полужидкостного трения. Прежняя конструкция образцов в виде трех столбиков диаметром 5 мм, длиной 9 мм, собираемых в обойму, не обеспечивала необходимой устойчивости; при работе возникали боковые усилия. Для устранения этого была принята иная конструкция образца в виде кольца с шестью пятками. Кольца отливались диаметром 60 мм, длиной 30 мм из различных материалов.

В табл. 1 и 2 приведены данные о химическом составе, структуре и механических свойствах материалов, подвергнутых испытанию.

После токарной, а затем слесарной обработки кольца образцы припиливались по высоте по микрометру и по форме по шаблону и притирались на плите тонкой пастой ГОИ. Стальные кольца трения также притирались на плите тонкой пастой ГОИ. После притирки образцы и стальные кольца тщательно промывались, высушивались и взвешивались.

Для большей уверенности в получении правильных результатов в лаборатории работали одновременно две машины на износ в одинаковых условиях с одинаковыми образцами. В таблицах фиксировались средние арифметические величины показаний этих двух машин.

Нами был принят следующий цикл испытаний:

а) Образец и стальное термически необработанное кольцо испытывались при минимальной скорости $V=0.72$ м/сек. ($n=318$ об/мин.) в течение 2 час. (времени приработки образца) и при минимальном удельном давлении 10.3 кг/см². Затем испытания с этим же образцом и кольцом продолжались в течение 16 час., причем через каждые 4 часа мы увеличивали давление на $10-12$ кг/см², доводя его до 59 кг/см² в последние 4 часа работы. Таким образом, образец работал при удельных давлениях: 10.3 ; 20.6 ; 35.15 ; 47.2 и 59 кг/см².

б) Далее образец и кольцо снимались с машины, промывались, высушивались, взвешивались в соответствии с инструкцией, притирались, вновь взвешивались, высушивались и поступали на машину для дальнейших испытаний.

¹ Я. Г. Лифшиц. Труды конференции по трению и износу в машинах. Изд. АН СССР, т. 1, 133, 1940.

Таблица 2

Цветные сплавы

| № п. п. | Наименование материала | Химический состав | | | | | | | Твердость по Бринелю |
|---------|---------------------------------------|-------------------|------|--------|--------|--------|-----------|---------|----------------------|
| | | олово | цинк | сплнец | фосфор | железо | мель | кремний | |
| 1 | Бронза ОСТ 6240 ОЦС-6-6-3 | 6.3 | 3.6 | 2.64 | 0.025 | 0.07 | Остальное | | |
| 2 | Алькусин завода Ростсельмаш | — | — | — | — | — | 9.5—7.5 | 0.5—1.5 | 90—91 |

в) Дальнейшие испытания образца и кольца проводились при следующем режиме: в течение 2 час. (времени приработки образца и кольца) при скорости $V=0.72$ м/сек. ($n=318$ об/мин.) и удельном давлении 10.3 кг/см², но теперь в течение 12 час. через каждые 4 часа мы увеличивали скорость, доводя ее до 4.5 м/сек. ($n=1980$ об/мин.). Образец работал при скоростях 0.72; 1.27; 2.15 и 4.5 м/сек., соответствующих числам 318, 572, 954 и 1980 об/мин.

Далее тот же образец проходил аналогичные испытания, работая со стальным закаленным кольцом трения с твердостью 350—400 по Бринелю. Твердость сырых закаленных колец была нами выбрана такой, чтобы она соответствовала твердостям шпинделей и главных валов станков.

Таким образом, один и тот же материал образца проходил полный цикл испытания в течение 64 час., из них 32 часа при работе с сырым стальным кольцом и 32 часа—с закаленным стальным кольцом. Температура измерялась в течение каждых 10 мин. одновременно на обеих машинах; результаты заносились в журнал наблюдений. В качестве смазочного материала применялось машинное масло, вязкость которого по Энглеру при 50° равна 5.85.

Весь первичный материал был обработан методом вариационной статистики, и результаты испытаний были сведены в таблицы и представлены графически.

Материалы, подвергавшиеся сравнительным испытаниям, были разбиты на три группы (табл. 1 и 2):

- группу ковких чугунов;
- группу серых чугунов;
- группу цветных сплавов, куда вошли бронза ОЦС 6-6-3 и алькусин завода Ростсельмаш.

В результате лабораторных испытаний нами найдено, что лучшими в отношении антифрикционности ковкими чугунами являются такие перлито-ферритные ковкие чугуны, у которых структура состоит из перлита, феррита и углерода отжига (при полном отсутствии включений зерен цементита), причем в паре с сырыми стальными валами допускается содержание перлита в пределах 60—70% (твердость по Бринелю 167—178), а в паре со стальными закаленными валами содержание перлита может быть 90—100% (твердость по Бринелю 197—217). Нужно при этом отметить, что неплохо работают в паре с закаленными стальными валами и перлито-ферритные ковкие чугуны с содержанием 60—70% перлита, которые хотя и уступают в некоторой части по своим антифрикционным свойствам ковким чугунам

с содержанием 90—100% перлита, но зато превосходят их по меньшей мере потере мощности на трение, а также в отношении обрабатываемости, имея значительно меньшую твердость по Бринелю.

Мы нашли, что между твердостью по Бринелю и процентным содержанием перлита в ковком чугуна существует вполне определенная зависимость: почти прямо-пропорциональная (рис. 1).

Такая зависимость между твердостью по Бринелю и процентным содержанием перлита в антифрикционном ковком чугуна имеет практическое значение, так как дает возможность заводу при массовом изготовлении им антифрикционного ковкого чугуна по контролю на твердость заготовок судить (с точностью до 5%) о процентном

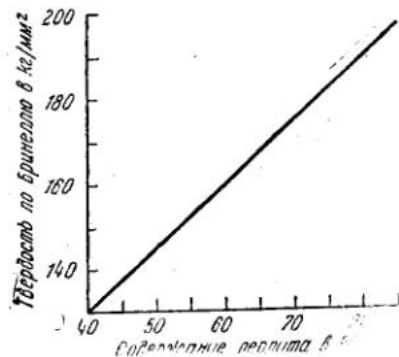


Рис. 1. Зависимость твердости по Бринелю от процента содержания перлита в нормализованном ковком чугуна

содержании перлита, т. е. просто и быстро решать вопрос, не допускает ли отклонение от установленной нами наилучшей по антифрикционности структуры ковкого чугуна. Этим, конечно, не исключается проверка чугунных отливок деталей на микроструктуру, согласно ОСТ 88-26.

Перлитно-ферритные ковкие чугуны с указанной выше оптимальной структурой превосходят по своим антифрикционным свойствам остальные заменители, нами испытанные (легированные серые чугуны, алькусин, бронза). Еще более ощутительно преимущество антифрикционных ковких чугунов над серыми в условиях работы при неспокойной, ударной, переменной нагрузке,

так как первые обладают значительно более высокими механическими свойствами: вязкостью и пластичностью, которыми вторые не обладают.

Хорошие антифрикционные свойства перлитно-ферритных ковких чугунов не зависят от способа изготовления последних: повышенного содержания марганца в металле перед заливкой его в формы; ускоренного охлаждения при 2-й стадии графитизации (700—760°); применения последующей термообработки — нормализации уже готовых отливок из ковкого чугуна после отжига; получения ковкого чугуна из вагранки или дуплекс-процессом. Поэтому наш вывод распространяется на все перлитно-ферритные ковкие чугуны, независимо от способа их изготовления. Это обстоятельство имеет весьма большое практическое значение, позволяя заводу применительно к его производственным возможностям изготавливать для своих нужд тем или другим способом антифрикционный ковкий чугун как заменитель бронзы. Исключение составляет сфероидизированный ковкий чугун, который нельзя рекомендовать в качестве антифрикционного материала, так как в ряде случаев износ стального кольца (вала) превышает износ образца (штулки).

Прежде чем приступить к эксплуатационным испытаниям, нами была тщательно разработана их методика.

Основной задачей этих испытаний было внедрение нами втулок из перлитно-ферритного ковкого чугуна взамен бронзовых на 50 единицах различного металлорежущего и металлодавящего оборудования завода в наиболее ответственных узлах трения. Для объективного сравнения работы втулок из перлитно-ферритного ковкого чугуна и

применявшихся раньше втулок из бронзы были сохранены обычные условия работы исследуемых механизмов.

Периодически по прошествии продолжительного времени работы станков, на которых были установлены втулки из антифрикционного ковкого чугуна взамен бронзы, происходила разборка наиболее характерных станков для замера износов вала и вкладыша.

Исходя из результатов испытаний, мы пришли к следующим выводам:

1. Полностью подтвердились данные лабораторных испытаний о целесообразности замены цветных сплавов перлитно-ферритным ковким чугуном в заводском станочном оборудовании.

2. Учитывая то обстоятельство, что годовая норма работы станка в одну смену составляет около 2333 час., можно констатировать, что станки в среднем проработали больше года и продолжали работать дальше, находясь под наблюдением РМИ до августа 1941 г., после чего в связи с войной наблюдения прекратились.

3. Мы можем утверждать, что втулки из перлитно-ферритного ковкого чугуна в наиболее ответственных узлах трения станков имеют следующие вполне гарантированные сроки службы:

а) втулки передних подшипников токарных станков при работе в тяжелых условиях не менее 2000 час., на легких нагрузках не менее 3000 час;

б) втулки шатуна металлодавящего оборудования при работе в тяжелых условиях не менее 2000 час., а на легких нагрузках свыше 4000 час.;

в) втулки шпинделей сверлильных станков свыше 5000 час.

4. Пользуясь результатами лабораторных и эксплуатационных испытаний, мы установили для металлорежущего оборудования следующую зависимость между удельным давлением P (кг/см²) на вкладыши подшипника и окружной скоростью V (м/сек) вала:

$$P = \frac{46}{V} \text{ кг/см}^2 \text{ при условии, что } V \leq 3 \text{ м/сек.}$$

5. Для металлодавящего оборудования та же зависимость устанавливается формулами:

$$P = \frac{100}{V} \text{ кг/см}^2$$

при условии, что $V \leq 0.5$ м/сек., а $P \leq 400$ кг/см²;

$$P = \frac{46}{V} \text{ кг/см}^2$$

при условии, что $V > 0.5$ м/сек.

Примечание. При точной механической обработке (выполнении инструкции по изготовлению и установке вкладышей и втулок), качественном изготовлении вкладышей и втулок из перлитно-ферритного ковкого чугуна предложенной нами структуры (выполнении требований, вытекающих из результатов лабораторных испытаний) и обеспеченности смазкой (полужидкостное трение) возможно повышение пределов для P и V как для металлорежущего, так и для металлодавящего оборудования. В частности, может быть допущена такая зависимость:

$$P = \frac{100}{V}$$

при условии, что $V \leq 1$ м/сек.

6. Во всех случаях износ вала оказался меньше износа втулки из антифрикционного ковкого чугуна.

7. Износ втулки из перлитно-ферритного ковкого чугуна колеблется в пределах до 0.1 мм при работе станка в среднем до 2000 час.

8. Суммарный износ вала и втулки мал, подавляющее большинство соединений осталось в тех же посадках и тех же классах точности после 2000 час. работы станка.

9. Анализ преждевременного выхода из строя втулок из перлитно-ферритного ковкого чугуна привел нас к следующим дополнительным выводам:

а) так как коэффициент линейного расширения у ковкого чугуна меньше, чем у стали (у бронзы больше, чем у стали), то между втулкой из антифрикционного ковкого чугуна и стальным валом нельзя допускать зазора, меньше определяемого легкоходовой посадкой 2-го класса точности;

б) нельзя допустить даже очень небольших раковин на внутренней поверхности втулок, так как они способствуют ускоренному выходу втулок из эксплуатации (отколовшиеся частицы металла способствуют образованию задиров);

в) работа втулок из антифрикционного ковкого чугуна должна протекать в условиях полужидкостного трения; нельзя допускать сухого или полусухого трения;

г) стопроцентное содержание перлита в антифрикционном ковком чугуне при работе с сырым валом недопустимо, что подтверждается и лабораторными испытаниями;

д) нецелесообразно повышать удельное давление у металлодающего оборудования больше 400 кг/см²;

е) не допускается постановка втулок из перлитно-ферритного ковкого чугуна на валы и оси, имеющие прогибы и перекосы;

ж) следует отметить, что ни один станок, работавший на предложенном нами заменителе, не выбыл из эксплуатации по причине некачественности структуры антифрикционного ковкого чугуна, предложенной РМИ, в результате лабораторных испытаний;

з) ко вкладышам и втулкам из антифрикционного ковкого чугуна предъявляются следующие требования:

прямолинейность оси,
правильность геометрической формы,
достижение достаточно гладкой поверхности, отвечающей требованиям по ОСТ,

соблюдение при обработке точных размеров диаметра,
правильность положения оси отверстия по отношению к обработанным плоскостям и другим осям,

строгая концентричность отверстия по отношению к окружности наружного диаметра вкладыша и втулки.

Таким образом, эксплуатационные испытания полностью подтвердили результаты лабораторных исследований и установили практическую возможность самого широкого применения антифрикционного ковкого чугуна взамен бронзы в заводском станочном оборудовании и наметили такие условия эксплуатации, при которых подобная замена наиболее целесообразна и эффективна.

М. А. РУДЫК

О ПРИМЕНЕНИИ ДРЕВЕСНЫХ ПЛАСТИКОВ В ПОДШИПНИКАХ
СКОЛЬЖЕНИЯ

В подшипниках скольжения некоторых типов машин происходит исключительно большой износ.

Основными причинами, вызывающими этот износ, являются большие удельные давления, неудовлетворительные условия смазывания и попадание абразивных частиц на рабочие поверхности. Характер и интенсивность износа, вызываемого одной или несколькими причинами, в значительной степени зависит от свойств материалов пары трения, рода и способа смазки.

Наиболее действенный метод устранения больших износов в подшипниках для многих типов машин состоит в правильном подборе материала для вкладышей и улучшения условий смазывания их рабочих поверхностей.

Исходя из этого в 1940—1941 гг. нами в конструкторском бюро Гидромонтажа проведена работа по выбору материала для подшипников машин кранового типа и работающих в водяной и абразивной средах.

Таблица 1

| Свойства и характеристики | Материалы | | |
|---|-------------------|----------------|----------------------|
| | Бронза ОФ 10-1 | Баббит Б-83 | Древесный пластик |
| Временное сопротивление сжатию (кг/мм ²) | 45 | 11 | 15—20 |
| Упругое сжатие при 100 кг/см ² (%) | 0.045 | — | 0.3—0.5 |
| Ударная вязкость (кг/см/мм ²) . . | 0.9 | 0.6 | 1.0—1.5 |
| Твердость по Бринеллю (кг/мм ²) . | 80—120 | 30 | 20—30 |
| Коэффициент трения при гранич- ной смазке | 0.15—0.3 | 0.1—0.2 | 0.08—0.10 |

Основные характеристики и свойства выбранного древеснопластикового материала типа лигнофоль в сравнении с металлическими — бронзой и баббитом — приводятся в табл. 1. Из рассмотрения этой таблицы замечаем, что древесный пластик обладает большей

упругостью, меньшей твердостью и меньшим коэффициентом трения при несовершенной смазке.

Кроме того, древесный пластик обладает еще и такими преимуществами не по сравнению с металлическими материалами, как:

1) свойством давать намазывания на вал, что встречается в парах трения с металлическими вкладышами при больших удельных нагрузках;

2) свойством поглощать абразивные частицы, не повреждая сопряженных с ними шеек вала;

3) способностью работать в воде без смазки минеральным маслом;

4) способностью работать на самосмазке после его предварительной пропитки в масле.

С 1941 г. конструкторским бюро Гидромонтажа проводятся экспериментальные работы по применению древесных пластиков в подшипниках различных машин с целью уменьшения износа и повышения их эксплуатационной надежности.

Таблица 2

| № п.п. | Наименование механизма и подопытного подшипника | Диаметр вала (мм) | Число оборотов в минут | Удельное давление P (кг/см ²) | Износ за 300 час. | | | | Во сколько раз увеличен срок службы | |
|--------|---|-------------------|------------------------|---|------------------------|----------|------------------------|----------|-------------------------------------|----------|
| | | | | | на металлич. вкладышах | | на древесных пластиках | | вала | вкладыша |
| | | | | | вала | вкладыша | вала | вкладыша | | |
| 1 | Грузоподъемный механизм шлюзов | | | | | | | | | |
| 2 | Подшипники промежуточного вала | 120 | 42 | 75 | 0.03 | 0.2 | Не обнаружено | | | |
| 2 | То же | 80 | 160 | 50 | 0.06 | 0.3 | 0.01 | 0.02 | 6 | 15 |
| 3 | Портальный перегрузочный кран | | | | | | | | | |
| 3 | Подшипники трансмиссионного вала | 100 | 60 | 40 | 0.04 | 0.5 | 0.01 | 0.05 | 4 | 5 |
| 4 | Втулки блоков грейфера | 60 | 20 | 60 | 0.04 | 0.6 | 0.02 | 0.14 | 2 | 4.5 |

Для получения безусловных результатов опыта ставятся на действующих машинах в нормальных условиях эксплуатации.

Экспериментирование состоит в простой замене металлических вкладышей древеснопластиковыми. Одновременно с этим в соответствии с условиями работы подшипника изменяются род и способ подачи смазки к его рабочей поверхности. Опыт обычно продолжается в течение времени, равного сроку износа металлических вкладышей. За это время подопытные подшипники подвергаются систематическому освидетельствованию для выяснения состояния поверхностей и измерения величин их износа.

В табл. 2 приведены результаты проверки древесных пластиков в подшипниках машин кранового типа. В подопытных подшипниках произведена замена бронзовых вкладышей на древеснопластиковые, работающие на самосмазке. Подшипники промежуточных валов грузоподъемных механизмов шлюзов КМВ работают в помещении. Режим их работы кратковременный, прерывный, продолжительностью до 10 мин. Паузы между циклами достигают нескольких часов, а

иногда и суток. Подшипники трансмиссионного вала и втулки блоков грейфера портального крана работают вне помещения в воздушной среде, засоренной угольной пылью. Режим их работы также коротковременно-прерывный, продолжительностью до 5 мин., но с частыми включениями в работу—до 10 раз в 1 час в течение суток.

Таблица 3

| М. п. п. | Название механизма и подопытного подшипника | Диаметр вала (мм) | Число оборотов (об./мин.) | Износы в подшипниках | | | | Во сколько раз увеличен срок службы | |
|----------|---|-------------------|---------------------------|---------------------------|---------------------------|--------------------------------------|------------|-------------------------------------|------------|
| | | | | при металлич. вкладышах | | при древесно-пластиковых подшипниках | | вала | подшипника |
| | | | | вала | подшипника | вала | подшипника | | |
| 1 | Шнек угольной пыли, подвесные подшипники | 80 | 56 | За 1000 час. 3.5 5.0 | За 1800 час. 1.5 1.0 | 4.5 | 10 | | |
| 2 | Шнек золы, подвесные подшипники | 60 | 60 | За 80 час. 10 15 | За 280 час. 2.5 4.5 | 14 | 12 | | |
| 3 | Ковшовой элеватор угля, втулки опорно-ходовых роликов | 40 | 30 | За 8000 час. 4.0 4.0 | За 3500 час. 0.1 0.2 | 17.5 | 9 | | |

При освидетельствовании состояния рабочих поверхностей во всех случаях обнаруживали полированную поверхность на вкладышах и шейках валов. На поверхностях шеек валов устойчиво сохранялась масляная пленка.

Из рассмотрения результатов, приведенных в таблице, видно, что в этом типе машин древеснопластиковые подшипники обладают от 4.5 до 15 раз большей износостойкостью в сравнении с бронзовыми. При этом износ стальных шеек вала уменьшается от 2 до 6 раз.

Не менее успешно древесные пластики уменьшают величины износов в подшипниках машин, работающих в абразивной среде. В этих машинах подопытные подшипники, так же как и в механизмах кранового типа, работали на самосмазке (табл. 3). Окружающей средой для подвесных подшипников шнеков являлась угольная пыль с температурой 70° С; зола подмосковного угля, имеющего до 30% песка, при температуре 60—70°. Все подшипники работали с непрерывным режимом работы.

Древесными пластиками в шнеке угольной пыли были заменены подшипники с баббитовой заливкой, работавшие на консистентной смазке, непрерывно подающейся на рабочие поверхности приводной пресс-масленкой. В других машинах этой таблицы смазка металлических подшипников осуществлялась минеральным маслом, подаваемым периодически при помощи штауферных масленок. Из анализа условий и результатов работы подопытных подшипников очевидно исключительное превосходство древесных пластиков над металлическими материалами при работе подшипников в абразивной среде. Срок службы древесно-пластиковых подшипников в сравнении с металлическими увеличивается от 9 до 12 раз. Износ стальных шеек валов при этом уменьшается от 4.5 до 17.5 раза.

Таблица 4

| № п.п. | Наименование механизмов и подопытного подшип- ника | Диаметр (мм) | Число оборотов (об/мин.) | Удельное давление P (кг/см ²) | Износы за 100 час. работы | | | | Во сколько раз увеличена долго- вечность втулки |
|--------|---|--------------|-----------------------------|--|---------------------------|--------|--|--------|---|
| | | | | | с бронзовыми втулками | | с древесно- пластиковыми втулками | | |
| | | | | | оси | втулки | оси | втулки | |
| 1 | Затвор водопровод- ных галлерей Втулки опорно-ходовых колес, тип I | 80 | 0.5 | 160 | 0.95 | 2.8 | Н е о б н а р у ж е н ы | 0.17 | 16.5 |
| 2 | Затвор водопровод- ных галлерей Втулки опорно-ходовых колес, тип II | 160 | 0.2 | 175 | 1.9 | 4.5 | | 0.30 | 15 |
| 3 | Затвор водопровод- ных галлерей Втулки опорно-ходовых колес, тип III | 160 | 0.3 | 120 | 1.5 | 3.7 | | 0.2 | 18.5 |
| 4 | Втулки блоков подъемной системы затвора, тип I . | 80 | 0.7 | 70 | 0.5 | 1.1 | | 0.1 | 11 |

Результатами опытной проверки древесных пластиков, заменивших высокооловянистую бронзу типа ОФ 10-1 во втулках опорно-ходовых колес плоских затворов гидротехнических сооружений, доказано их безусловное превосходство над металлическими подшипниковыми материалами.

Втулки ходовых колес находятся в исключительно тяжелых условиях работы. Здесь налицо высокие удельные давления, водяная среда со взвешенными абразивами, попадающими на рабочие поверхности. При многократных освидетельствованиях состояния подопытных втулок и сопряженных с ними осей зафиксировано, что их рабочие поверхности всегда оказываются покрытыми слоем грязи, состоящей из ила и мелких фракций песка. По удалении грязи поверхности втулок и осей приобретали полированный вид с зеркальным блеском без единой царапины.

Согласно табл. 4 древесно-пластиковые втулки оказываются от 11 до 18.5 раза более износостойкими, чем бронзовые, а стальные оси практически не получают никакого износа. На рис. 1 представлена диаграмма износа втулок колес плоских затворов.

Характерно, что во всех типах машин при переходе на древесно-пластиковые вкладыши кроме уменьшения износов в подшипниках значительно повышалась их эксплуатационная надежность при одновременном упрощении ухода в работе за ними.

Древесные пластики также с большим успехом могут применяться и для подшипников, работающих при больших скоростях скольжения. Результаты применения показаны на диаграмме рис. 2.

Здесь подшипники с баббитовой заливкой были заменены лигнофолевыми без изменения гнезда трения. Смазка баббитового под-

шипника осуществлялась солидолом при помощи пресс-масленки непрерывного действия. Смазка лигнофолевого подшипника осуществлялась проточной водой через отверстия, образованные после удаления лабиринтного уплотнения, необходимого для случая применения металлических подшипников.

Таким образом, опытной проверкой и массовым применением древесных пластиков вместо металлических материалов во вкладышах подшипников различных машин и механизмов кранового типа и работающих в водяной и абразивной среде доказано их превосходство как подшипникового материала над чугунами, бронзами и баббитами.

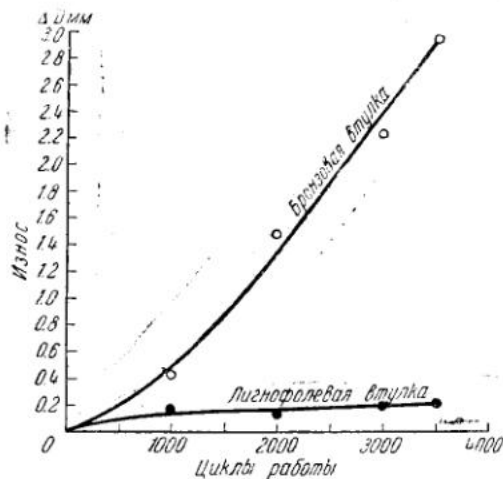


Рис. 1. Втулки колес затворов вод. гал. шлюза; $a=160$; $L=250$; $P=200$ кг/см²; $v=0.46$ м/сек.

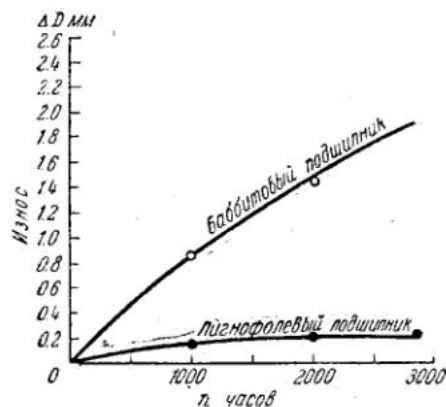


Рис. 2. Износ подшипников горизонтальной турбины Френсис; $n=600$ об/мин; $D=105$ мм; $L=220$

Результатами этих работ в настоящее время пользуются конструкторские бюро по проектированию механического оборудования гидротехнических сооружений и эксплуатационники действующего оборудования гидро- и теплоэлектростанций МЭС и предприятия других ведомств.

Опыт работы по применению древесных пластиков позволяет поставить вопрос о расширении области применения на другие типы машин. К таким машинам мы относим: 1) сельскохозяйственные, почвообрабатывающие и уборочные машины; 2) строительные и дорожные машины; 3) механизмы по экскавации грунтов; 4) машины, транспортирующие уголь, руду, материалы промышленности строительных материалов и т. д.

Одновременно с этим считаем целесообразным привлечь внимание Института машиноведения АН СССР и других научно-исследовательских институтов к вопросам более глубокого изучения и совершенствования свойств древесных пластиков и разработки из них типовых конструкций подшипников для различных машин.

Конструкторское бюро Гипромонтажа

А. И. ЧИПИЖЕНКО

НОВЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ СВОЙСТВ СПЛАВОВ НА МАШИНЕ АМСЛЕРА ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИЯ

Существующие методы определения антифрикционных свойств сплавов на машине Амслера при трении скольжения по схеме вал — подшипник имеют следующие недостатки: 1) значительная затрата времени на изготовление, подготовку и испытание образцов; 2) недостаточность получаемых результатов для суждения об износоустойчивости сплавов вследствие малых величин износа при испытании с маслом.

Изготовление образцов испытуемого сплава производится путем строжки сторон, фрезеровки места трения определенного радиуса и сверления отверстия. Переустановка образца с одного станка на другой, как правило, приводит к нарушению точности и несовпадению трущейся поверхности с поверхностью стального ролика, изготовленного на токарном станке. Это обстоятельство приводит к большим затратам времени на приработку трущихся поверхностей уже непосредственно на машине Амслера, занимая ее при испытании мягких сплавов (бabbиты) на 4—5 час., при испытании твердых сплавов (бронзы) на 10 час. и более.

Только при затрате такого времени удастся добиться хорошей приработки трущихся поверхностей и постоянства силы трения в процессе испытания. Само же испытание длится от 4 до 14 час. и выше. Однако и такая продолжительность испытания при трении смазанных поверхностей не дает сколько-нибудь удовлетворительных данных об износе сплава, так как величины самого износа малы и при имеющейся точности аналитических весов разницу между сплавами установить весьма трудно.

Это обстоятельство всегда заставляло работать над тем, чтобы создать такие условия испытаний, которые бы давали значительные износы и достаточную сходимость результатов испытания.

В этом направлении проделано не мало работ, которые в основном сводятся к замене жидкого трения полусухим или сухим, путем применения для смазки трущихся поверхностей керосина, трансформаторного масла или испытания без смазки, что значительно увеличивает износ и дает возможность сократить время испытания.

Однако такие испытания, как это будет показано ниже, не всегда могут характеризовать поведение сплавов при трении скольжения со смазанными маслом поверхностями.

Большую работу по разработке единой методики испытания на истирание на машине Амслера при трении скольжения проделала инж. О. Е. Кестнер [1]. Для исследования было взято два сплава: высокооловянистый баббит марки Б-91 и свинцовистая бронза, содер-

жащая около 30% свинца. Эти сплавы испытывались при различных удельных давлениях, различной продолжительности испытания и смазки. Часть результатов этих опытов приведена в табл. 1.

Таблица 1

Износ баббита Б-91 и свинцовой бронзы при трении скольжения на машине Амслера (по данным О. Е. Кестнер)

| № п.п. | Износ за 5 час. трения при давлении 75 кг/см ² (смазка ААС) (мг) | | Износ за 2 часа трения при давлении 75 кг/см ² (смазка осерненным керосином) (мг) | | Износ за 1 час трения при давлении 12,5 кг/см ² (без смазки) (мг) | |
|------------------|---|---------------------|--|---------------------|--|---------------------|
| | Б-91 | свинцовистая бронза | Б-91 | свинцовистая бронза | Б-91 | свинцовистая бронза |
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
| 1 | 0.6 | 0.6 | 9.1 | 284.7 | 46.9 | 387.0 |
| 2 | 0.6 | 0.7 | 9.8 | 129.0 | 17.9 | 810.0 |
| 3 | 0.5 | 0.7 | 16.4 | 35.6 | 26.4 | 788.0 |
| 4 | 0.7 | 0.5 | — | 52.4 | 28.7 | 944.0 |
| 5 | 0.8 | 0.6 | — | 24.2 | — | — |
| Среднее значение | 0.64 | 0.62 | 9.2 | 105.2 | 30.0 | 732.0 |

Данные, приведенные в табл. 1, показывают, что износ при работе с маслом и малой продолжительности испытания находится в пределах точности взвешивания и, конечно, не может быть надежной характеристикой для суждения об износоустойчивости сплавов. О сходимости результатов вследствие малых величин износа здесь говорить, конечно, не приходится.

Применение осерненного керосина в качестве смазки привело к резкому увеличению износа, но наряду с этим увеличилось и расхождение в показателях.

Поведение баббита Б-91 и свинцовой бронзы при трении с маслом, осерненным керосином, и при сухом трении совершенно различно, и, как видно из приведенных данных, свинцовистая бронза по отношению к Б-91 в 12 раз менее износоустойчива при работе с керосином, а при трении без смазки—в 25 раз; в то же время при трении с маслом износоустойчивость свинцовой бронзы от баббита Б-91 не отличается. Последнее подтверждается также применением свинцовой бронзы взамен Б-91 на практике.

Приведенные выше данные, как и целый ряд наблюдений за износом при работе на машине Амслера по принятой методике, приводят к следующему:

1) испытание со смазкой при трении скольжения на машине Амслера вследствие малых износов не дает надежных результатов для суждения об износоустойчивости сплавов; для получения надежных результатов необходима постановка более длительных испытаний;

2) испытания в полусухом состоянии трущихся поверхностей аналогичны сухим испытаниям, где наряду с износом от трения происходит задиранье трущихся поверхностей; поэтому они не могут характеризовать поведение сплавов при работе со смазкой;

3) объемный износ как наиболее важная характеристика износоустойчивости сплава не учитывается.

РАЗРАБОТКА НОВОГО МЕТОДА ОПРЕДЕЛЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ СВОЙСТВ НА МАШИНЕ АМСЛЕРА.

Учитывая применяющиеся методы определения износоустойчивости сплавов на машине Амслера, их преимущества и недостатки, мы остановились на простой форме трения скольжения — трения ролика по ролику при вращении их в одном направлении (рис. 1, б).

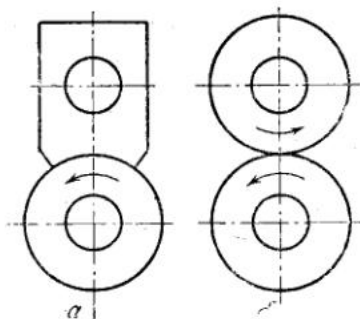


Рис. 1. Схема трения

Преимуществами этой схемы перед другими, по нашему мнению, являются:

- 1) постоянство давлений в процессе испытания;
- 2) малая площадь трения;
- 3) большая поверхность испытания;
- 4) удобство в измерении образцов индикатором;
- 5) удобство в изготовлении и обработке образцов.

Малая площадь трения не допускает локализации тепла в очагах трения, а также исключает возможность попадания продуктов износа между трущимися поверхностями и тем самым обеспечивает

постоянство силы трения и износа в процессе испытания.

Для обеспечения вышеуказанной схемы трения не требуется конструктивного изменения машины. Это усовершенствование машины сводилось к снятию шестерен, приводящих во вращение верхний образец при трении качения, и замене их шкивами, что изменило направление вращения верхнего ролика и позволило создать трение скольжения. Наряду с этим было изготовлено приспособление, обеспечивающее облегчение веса каретки машины, что дало возможность создать давления на образец от 3 кг и выше.

Для обеспечения несовпадения точек трения ось верхнего образца делала 215, а ось нижнего — 185 оборотов в минуту. Соответствующим подбором диаметров шкивов можно изменить скорость скольжения. Образцы для испытания, как верхний, так и нижний, приняты одинаковых размеров — диаметром 40 мм и шириной 10 мм; они легко и точно могут быть изготовлены на токарном станке.

Притирка и шлифовка трущихся поверхностей образцов проводятся согласно рис. 2, на что затрачивается от 10 до 20 мин.

Первые опыты были проведены на бронзе марки Бр.ОЦС-6-4-3 при трении по стали марки 53-А-2, с трансформаторным маслом и давлением на образец 3 кг. Длительность испытания — 2 часа. Полученные результаты приведены в табл. 2.

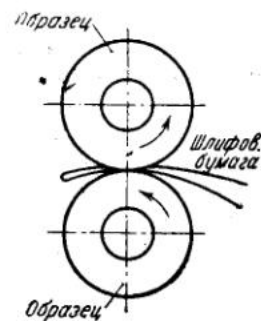


Рис. 2. Схема притирки и шлифовки

Таблица 2

| | № образцов | | | | | Среднее |
|------------|------------|------|------|------|------|---------|
| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | |
| Износ (мг) | 26.2 | 26.5 | 23.7 | 29.0 | 23.3 | 25.7 |

Приведенные данные показывают, что при сравнительно незначительном давлении на образец и малом времени испытания величина износа достаточно велика, а сходимость показаний вполне удовлетворительна. Величина износа стали равна 3 мг, а коэффициент трения — 0.12.

Дальнейшие опыты проводились на тех же образцах, при тех же условиях с изменением давления на образец. Наряду с весовым износом определен и объемный износ.

За характеристику износоустойчивости принята работа, необходимая для истирания одного кубического миллиметра.

Полученные результаты испытаний приведены в табл. 3 и показаны на диаграмме рис. 3.

Приведенные на рис. 3 результаты указывают на то, что при трении бронзы по стали износ бронзы увеличивается с увеличением давления до определенного предела (13 кг), а потом уменьшается. Это, видимо, объясняется поверхностным наклепом бронзы, так как твердость на поверхности трения, определенная на приборе Виккерса, увеличивалась с 72 до 93 кг/мм².

При дальнейшем увеличении давления до 18 кг на поверхности трения бронзовых образцов появились видимые наплывы в направлении трения.

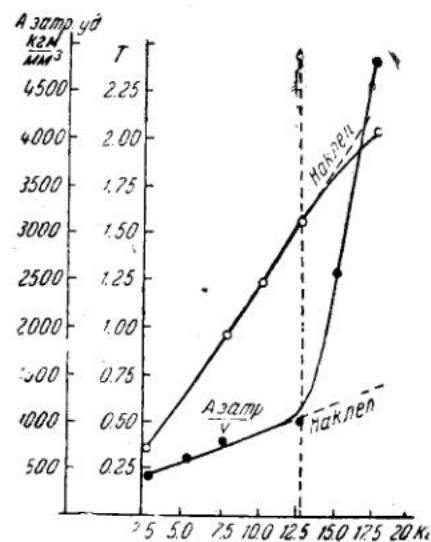


Рис. 3. Зависимость силы трения и износоустойчивости сплавов Бр.ОЦС-6-4-3 от давления

Таблица 3

Антифрикционные свойства бронзы марки Бр.ОЦС-6-4-3 при трении ее в паре со сталью марки 53-А-2 при различных давлениях. Смазка—трансформаторное масло. Длительность испытания—2 часа

| | | | | | | | |
|--|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| Давление на образцы (кг) . . . | 3 | 5.4 | 7.9 | 10.4 | 12.9 | 15.5 | 18 |
| Коэффициент трения | 0.120 | 0.120 | 0.120 | 0.122 | 0.120 | 0.115 | 0.100 |
| Износ без учета смятия (мм ³) | 2.7 | 3.1 | 3.58 | 4.6 | 4.52 | 2.06 | 1.30 |
| Работа трения (кгм/мм ³) . . . | 420 | 595 | 790 | 880 | 1020 | 2610 | 4800 |

Сила трения повышалась с повышением давления пропорционально давлению до 13 кг; дальнейшие давления приводили к нарушению указанной пропорциональности. Удельная работа, необходимая для износа одного кубического миллиметра бронзы, повышалась с повышением давления с 3 до 13 кг на образец. При дальнейшем повышении давления до 18 кг величина удельной работы резко увеличилась и доходила до 4800 кгм/мм³.

Представляло интерес проведение испытаний одного и того же материала по обычно принятой методике трения скольжения (вал—подшипник рис. 1, а) и по выше описанной методике трения скольжения ролика по ролику.

Такие испытания были проведены на 6 стандартных подшипниковых сплавах 3 марок баббита, 2 марок оловянистых бронз и алюминиевой бронзы марки БАЖМ по стали марки 53-А-2 при смазке маслом марки М-3.

Давление на образец равно 3 кг, длительность испытания 2 часам. Величины износа и коэффициента приведены в табл. 4 и показаны на диаграмме рис. 4.

Таблица 4

Антифрикционные свойства подшипниковых сплавов и стали при испытании со смазкой по старой и новой методикам

| Марка сплава | № ГОСТ на сплавы | По старой методике | | | По новой методике | | |
|--------------|------------------|--------------------|-------------------|------------------|--------------------|-------------------|------------------|
| | | коэффициент трения | износ сплава (мг) | износ стали (мг) | коэффициент трения | износ сплава (мг) | износ стали (мг) |
| Б-Т | 1320—41 | 0.0106 | 1.15 | 0.6 | 0.100 | 16.0 | 0.70 |
| Б-Н | 1320—41 | 0.0095 | 0.85 | 0.6 | 0.113 | 10.1 | 0.50 |
| Б-83 | 1320—41 | 0.0098 | 0.7 | 0.4 | 0.105 | 4.25 | 0.20 |
| Бр.ОЦС-66-3 | 613—41 | 0.0083 | 0.6 | 0.4 | 0.095 | 7.0 | 0.97 |
| Бр.ОЦС-6-4-3 | 613—41 | 0.0089 | 0.7 | 0.5 | 0.095 | 9.50 | 1.13 |
| БАЖМ | 493—41 | 0.0109 | 0.9 | 0.65 | 0.100 | 3.30 | 0.60 |

Приведенные данные испытания сплавов показывают, что износостойкость испытуемых сплавов различна и что эта разница резко выявляется при испытании по новой методике.

Для выявления влияния смазки на износ при данном методе испытания были проведены опыты со сплавом медь—свинец различного состава, при смазке трансформаторным и авиационным маслом. Давление на образец равнялось 3 кг. Длительность испытания—2 часа. Сталь 53-А-2.

Величины износа сплава в зависимости от состава приведены в табл. 5 и показаны на диаграмме рис. 5.

Таблица 5

Износ сплавов меди со свинцом различного состава

| Состав сплава | Смазка— трансформаторное масло (мм ³) | Смазка—масло М-3 (мм ³) |
|--------------------------|---|-------------------------------------|
| Сu—100 | 2.60 | 1.60 |
| Сu—99%, Pb—1% | 4.80 | 1.47 |
| Сu—95%, Pb—5% | 6.8 | 1.14 |
| Сu—90%, Pb—10% | 7.50 | 0.72 |
| Сu—70%, Pb—30% | 8.70 | 0.68 |

Как видно из диаграммы рис. 5, с увеличением свинца в меди при испытании с трансформаторным маслом износ увеличивается, в то время как при испытании с авиационным маслом—уменьшается. Это указывает на то, что для определения износостойкости сплава в лабораторных условиях необходимо применять то масло, которое употребляется для смазки трущихся деталей.

Опыты по предлагаемой методике были проведены на бронзе БАЗМ и осевой стали при трении их по стали 53-А-2 с твердостью по Бринелю 290 кг/мм². Твердость бронзы равна 140 кг/мм², твердость осевой стали — 142 кг/мм². Давление на образец равно 18 кг. Смазка — масло М-3. Длительность испытания — 2 часа.

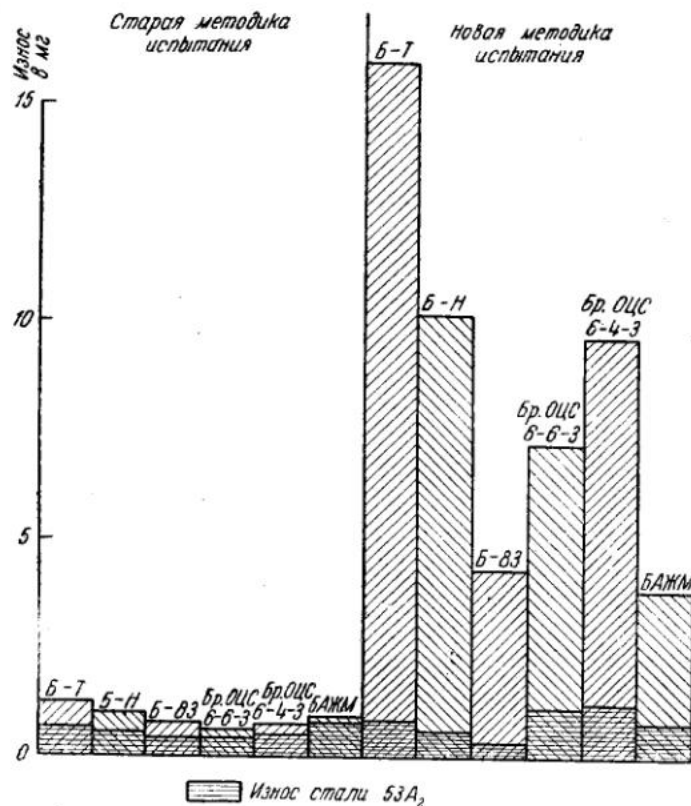


Рис. 4. Сравнительный износ сплавов и стали в мг за 2 часа испытания со смазкой по старой и новой методикам

Перед испытанием и после испытания образцы взвешивались и замерялись индикатором по диаметру с точностью 0.005 мм.

Наряду с величиной износа была определена и величина смятия. Величина объемного износа по замерам определялась по следующей формуле:

$$V = \frac{\pi h}{4}(D^2 - d^2),$$

где h — ширина образца; D — диаметр образца до испытания; d — диаметр после испытания, величина смятия бралась как разность объемов износа по обмеру и по весу.

Полученные результаты приведены в табл. 6.

Как видно из таблицы, при равных условиях испытания на износ осевая сталь изнашивается в 70 раз больше бронзы, а величина смятия осевой стали значительно ниже, чем смятия бронзы. Износ стали марки 53-А-2 при трении в паре с осевой сталью выше в 3 раза, чем при трении с бронзой.

Повторные испытания осевой стали подтверждают низкую износостойчивость этой стали по сравнению с бронзой марки БАЗМ. Это

Таблица 6

| Сплав | Твердость (Н _В) | Коэффициент трения | Затраченная работа (кгм) | Износ сплава | | Смятие | | Износ стали С3-А-2 (мгг) |
|----------------|--------------------------------|-----------------------|-----------------------------|---------------|---------------------------------|--------------------|-----------------|-----------------------------|
| | | | | по весу мг | по обмеру мм ³ | (мм ²) | (% к объему) | |
| БАЖМ | 140 | 0.100 | 5450 | 3.65 | 6.25 | 2.6 | 41.5 | 6.21 |
| Осевая сталь . | 142 | 0.110 | 5520 | 260.0 | 302.0 | 42.0 | 13.8 | 22.7 |

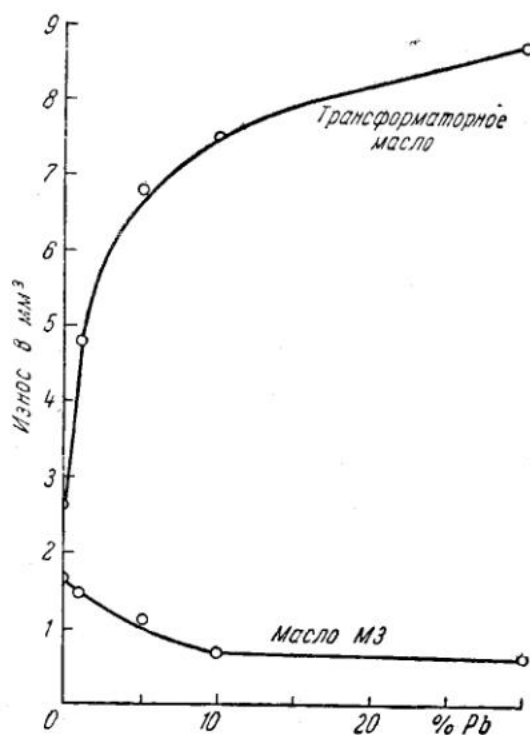


Рис. 5. Износ сплавов Си-Рв при трении с маслом М-3 и с трансформаторным маслом

указывает на то, что износоустойчивость сплава в основном не зависит от его твердости. Величина смятия не зависит от величины износа и должна определяться обмером образца.

ВЫВОДЫ

1. Предложенный метод может быть применен для определения износоустойчивости сплавов на машине Амслера, как дающий большие значения износа при сравнительно малой продолжительности испытания.

2. Форма образцов, будучи простой, обеспечивает точное соприкосновение трущихся поверхностей, вследствие чего требуется мало времени (10—20 мин.) для притирки образцов перед испытанием.

3. Благодаря малой площади трения исключается сильный нагрев трущихся поверхностей и обеспечивается хороший отвод продуктов износа, что, в свою очередь, обеспечивает постоянство коэффициента трения в процессе испытания и дает возможность изучать зависимость между силой трения и давлением и другие зависимости.

4. Малая площадь трения позволяет увеличивать давление в больших пределах.

5. Удобство обмера образцов дает возможность определять как величину объемного износа, так и величину смятия.

ЛИТЕРАТУРА

Кестнер О. Е. Разработка единой методики испытания на износ на машине Амслера. Отчет по работе 1934 г. Гинцветмет, М., а также Кестнер О. Е. Изучение антифрикционных свойств свинцовистой бронзы по сравнению с оловянным баббитом. Информационный сборник № 8, ВИАМ, 1935.

Е. М. МОРОЗОВА

**ПОВЕРХНОСТНОЕ УПРОЧНЕНИЕ СТАЛИ МЕТОДОМ
ДИФфуЗИОННОГО ХРОМИРОВАНИЯ**

Упрочнение поверхности стальных изделий является одним из важнейших факторов, повышающих износоустойчивость и прочность деталей машин.

Поверхностное упрочнение, обычно достигаемое либо применением химикотермической обработки — цементации, цианирования или азотирования, либо поверхностной закалкой с нагревом токами высокой частоты или кислородно-ацетиленовым пламенем, может быть осуществлено также и путем насыщения металлами — алюминием, кремнием, хромом, бором и др.

Поверхность углеродистой или малолегированной стали при помощи диффузии одного из указанных выше металлов может быть превращена в высоколегированную сталь с очень большим процентным содержанием этого элемента.

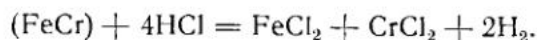
Большой интерес в этом отношении представляет процесс диффузионного хромирования, позволяющий довести содержание хрома в поверхностном слое до 50% [2, 4]. Насыщенная хромом поверхность стали обладает очень высокими антикоррозийными свойствами, очень высокой твердостью (808 ед. Бринеля для углеродистых сталей) и износоустойчивостью.

Исследованию процесса диффузии хрома, ведущего начало с 1931 г., посвящено довольно большое количество работ. Большинство из них проводилось под углом зрения изучения этого метода как антикоррозийного [3].

Этот процесс ведется при весьма высоких температурах, особенно если для его осуществления выбран твердый цементатор (тонкоизмельченный порошок чистого хрома или феррохрома).

Как известно, диффузионные процессы внедрения металла в металл успешнее всего проходят в том случае, когда внедряющийся металл находится в атомном состоянии, и поэтому обычно для этой цели применяются соединения, легко высвобождающие атомы диффундирующего металла.

Наиболее благоприятными в этом отношении для хрома являются хлорные соединения. Газовое хромирование осуществляется пропусканием газов хлористого водорода или хлора через нагретый баллон, в котором находится феррохром или хром и хромируемые детали. При пропускании хлористого водорода через феррохром или хром при температуре порядка 950—1050° образуются хлориды хрома и железа:



Пары хлорида хрома действуют на железную поверхность образца, и реакция замещения идет в следующем порядке:



Получающийся при этом в атомном состоянии хром диффундирует в металле, а хлорид железа выделяется в парообразном состоянии, так как температура кипения $\text{FeCl}_2 = 700^\circ$.

Температура кипения хлоридов хрома равна 840° , вследствие чего температура процесса хромирования должна быть не ниже, иначе не будут образовываться пары хлоридов хрома; но для ускорения процесса температуру поддерживают не ниже 950° , так как только при этой температуре диффузия приобретает достаточную скорость. При твердом хромировании носителем хлористого водорода является тонкоизмельченный порошок хрома или феррохрома, обработанный соляной кислотой, которым засыпают стальные или железные детали, подвергаемые хромированию.

Одним из условий для прохождения процесса диффузии является образование твердых растворов обоих веществ, а, как известно, хром и железо образуют целый ряд твердых растворов. При содержании от 14 до 37% хром дает с железом только твердые растворы без фазовых превращений. В хромированном слое крайняя точка поверхности содержит около или несколько больше 38% хрома. К сердцевине содержание хрома постепенно снижается до 15%, а далее это снижение идет скачкообразно. Можно считать, что получающийся слой содержит от 15 до 38% хрома, т. е. как раз такое количество, которое дает с железом твердые растворы. Наличие углерода в стали замедляет диффузию хрома, способствуя большему содержанию его во внешних слоях, за счет образования карбидов.

Сталь с повышенным содержанием углерода имеет большое количество карбидов в поверхностном слое, а поэтому обладает большей твердостью и устойчивостью против истирания и износа по сравнению с хромированной малоуглеродистой сталью.

Целый ряд исследователей занимался вопросом влияния углерода на процесс диффузии хрома, главным образом, с точки зрения защиты от коррозии. Для получения глубоких, вязких и хорошо сопротивляющихся коррозии слоев, по мнению ряда авторов [6, 7], надо применять стали с низким содержанием углерода (менее 0.10%).

Большое значение на глубину диффузии имеет также и толщина изделия, особенно в тех случаях, когда после хромирования требуется еще обработка давлением (протяжка, прессовка, чеканка), так как для этого необходима наиболее вязкая и глубокая диффузионная зона.

Хром, диффундирующий внутрь металла, дает с железом только твердые растворы. При большом содержании углерода на поверхности образуются карбиды хрома. Углерод в поверхностных слоях связывается в карбид с первыми поступающими атомами хрома. Эта зона обедняется углеродом, и начинается его диффузия из более глубоких слоев. Образующиеся карбиды хрома располагаются по границам зерен твердого раствора.

В процессе хромирования на поверхности может образоваться сплошной карбидный слой. Образование сплошного карбидного слоя определяется не только процентным содержанием углерода в стали, но и общим содержанием углерода по сечению изделия. При более толстом сечении создаются лучшие условия для диффузии углерода в обедненную зону, тогда как при тонком сечении общего количе-

ства углерода может нехватить для образования сплошного карбидного слоя. При толщине изделия не менее 5 мм и содержании углерода в стали даже 0.3% можно получить сплошной карбидный слой [5, 7]. Под наружным карбидным слоем образуется прослойка тройного эвтектоида (Fe—Cr—C), а затем зона твердого раствора с понижающейся концентрацией от поверхности к сердцевине.

При хромировании высокоуглеродистой стали диффузионная зона представляет собой карбидный слой и небольшую прослойку тройного эвтектоида. Дальше идет уже основной металл. Образующийся карбидный слой обладает очень высокой твердостью, высоким сопротивлением против истирания и высокими антикоррозийными свойствами, особенно при высоких температурах. Карбидный слой отличается несколько меньшей вязкостью в сравнении со слоем твердых растворов, но не настолько, чтобы могло происходить отслаивание или появление трещин.

Трещины не наблюдаются даже при больших ударах и сжатии хромированного материала, а также при больших температурных изменениях, при закалке [4, 2].

Такие высокие качества в поверхности металла, получаемые в результате диффузионного хромирования, заставили обратить особое внимание на дальнейшую разработку этого метода.

В проводившейся нами работе основным вопросом являлась разработка условий диффузионного хромирования в твердом карбюризаторе с целью упрочнения поверхности стали и изучения качества насыщенной поверхности—твердости, прочности и износоустойчивости.

Процесс твердого хромирования по сравнению с газообразным методом имеет преимущества в отношении простоты применения его и несложности оборудования и, очевидно, в дальнейшем может найти более широкое применение в промышленности.

В работе было изучено влияние на процесс диффузии хрома, глубину и характер насыщенного слоя, различных факторов, а именно: 1) температуры, 2) времени выдержки и 3) химического состава стали.

При изучении каждого из этих параметров работу проводили в одинаковых условиях, изменяя только один фактор.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Основные образцы из сталей марок 10, 45, УХ, У10, 40Х, 35ХМЮА и ХГ. Состав цементатора: 60% феррохрома, 35% белой глины и 5% соляной кислоты (уд. в. 1.19). Химический состав феррохрома: С 0.42%; Cr 67.15%, остальное Fe. Состав глины: Al_2O_3 39.7%; SiO_2 36.0%, Fe_2O_3 1.6%.

Смесь измельчалась на шаровой мельнице до величины 100 меш.

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ

Опыты проводились на сталях марок 10, 45 и У10 при температурах 950, 1000, 1050, 1100 и 1250°; продолжительность процесса была принята во всех случаях равной 15 час.

С повышением температуры процесс диффузии идет значительно интенсивнее, и уже при 1050° цифровые значения глубины слоя весьма ощутимы.

Повышением температуры процесса для указанных сталей до

1250° можно получать очень глубокие слои (рис. 1). Но с увеличением температуры меняется не только глубина слоя, но и характер самого слоя. При 950° в стали 10 и 45 насыщенный слой представляет зону тройной эвтектики и зону твердого раствора, а в стали У10 зону карбидную (блестящую нетравящуюся). При 1050° в стали 45 слой состоит из трех зон — карбидной, тройной эвтектики и твердого раствора. В стали 10 карбидная зона появляется при ведении процесса при 1100° и выше. Слой, получаемый в стали У10, во всех случаях носит один характер и состоит в основном из карбидов, а повышение температуры процесса влечет за собой только его увеличение.

Температура 1100° и выше, в частности 1250°, дает резкое увеличение глубины слоя, но при этой температуре может быть некоторое укрупнение структуры основного металла. Изменения твердости поверхностного слоя в зависимости от температуры процесса приводятся ниже в табл. 1.

Твердость хромированного слоя для стали 10 увеличивается только при ведении процесса выше 1050°, ниже которой поверхностный слой этой стали состоит из твердого раствора, и твердость равна всего лишь $H_v = 220$ единиц. На стали 45 хромированный слой приобретает высокую твердость уже при 950°, а при дальнейшем повышении температуры процесса еще более возрастает. Высокая твердость, достигающая 1350 единиц Вickers, получается на стали У10 при ведении процесса хромирования при 1050°.

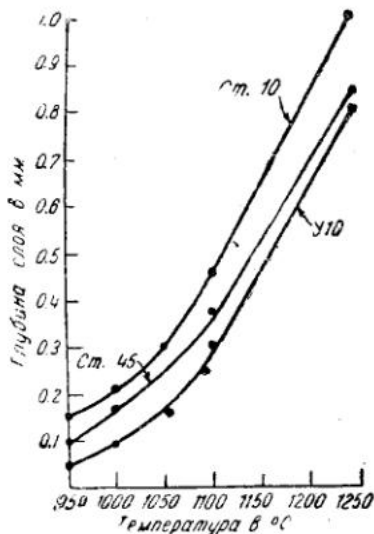


Рис. 1. Влияние температуры цементации хромом на глубину слоя.

Таблица 1

Влияние температуры хромирования на твердость слоя

| Марка стали | Твердость по Виккерсу (1 кг) при температуре | | | |
|-------------|--|------|------|------|
| | 150 | 1000 | 1050 | 1250 |
| 10 | 180 | 200 | 220 | 710 |
| 45 | 650 | 690 | 700 | 1100 |
| У10 | 850 | 1000 | 1350 | 1380 |

Кроме указанных измерений твердости была исследована микротвердость на приборе Бирбаума при нагрузке 9 г на хромированных образцах стали марок 10, 45 и У10. В табл. 2 приводятся результаты этих испытаний. Ширина царапины меняется, проходя через различные зоны хромированного слоя, и имеет наименьшую величину в стали У10 в нетравящемся крае (карбидная зона).

Оптимальной температурой процесса твердого хромирования, обеспечивающей получение довольно глубоких слоев, обладающих высокой твердостью, могущих иметь практическое значение (на основании первой серии экспериментов), можно считать 1050°.

Таблица 2

| Марка стали | Место замера | Ширина царапины (мм) | Твердость по Бирбауму (К) | Твердость по Роквеллу (С) |
|-------------|-----------------------------------|----------------------|---------------------------|---------------------------|
| 15 | Сердцевина | 0.013 | — | Очень мягкая |
| 45 | Край | 0.0056 | 325 | 38 |
| | Сердцевина | 0.087 | 110 | 18 |
| У10 | Край около белой полосы | 0.0036 | 780 | 50 |
| | Сердцевина | 0.0084 | 118 | 20 |
| | Край около белой полосы | 0.0021 | 2300 | 59 |
| | Нетравящийся край | 0.0015 | 4300 | Свыше 70 |

ВЛИЯНИЕ ВРЕМЕНИ ВЫДЕРЖКИ

Вторая серия опытов шла по линии выяснения влияния продолжительности процесса хромирования на глубину и состав насыщенных слоев. Длительность процесса хромирования была исследована при выдержках в 5, 10, 15 и 20 час.

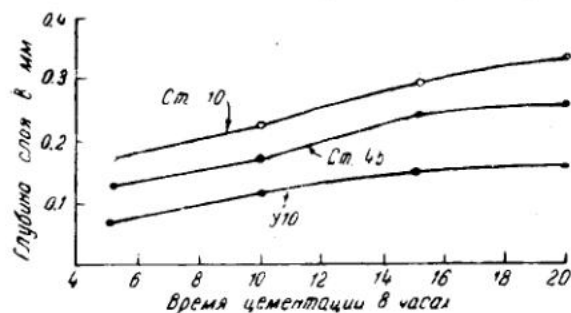


Рис. 2. Зависимость глубины слоя от времени выдержки

Температура, при которой происходит процесс хромирования, была принята постоянной — 1050°. Полученные результаты приведены на кривых рис. 2, где видно, что глубина слоя интенсивно увеличивается в течение первых 15 час. Дальнейшее увеличение времени выдержки дает заметное увеличение глупины слоя только на стали 10.

Максимальная твердость при данной температуре ведения процесса достигается при выдержке в 15 час: В дальнейшем нами как оптимальный был принят режим процесса хромирования: температура 1050° и выдержка 15 час.

В табл. 3 приводятся данные об изменении содержания хрома в насыщенном слое в зависимости от времени выдержки.

Таблица 3

| Марка стали | Содержание хрома (%) в насыщенном слое при выдержке | | |
|-------------|---|---------|---------|
| | 5 час. | 10 час. | 15 час. |
| 10 | 14.0 | 20.9 | 27.9 |
| 45 | 16.6 | 26.9 | 29.2 |
| У10 | 19.6 | 28.1 | 33.9 |

При увеличении времени выдержки содержание хрома в поверхностном слое увеличивается. В стали У10 содержание хрома на поверхности получается больше, чем в стали 10 и 45, что объясняется большим скоплением хрома в карбидной зоне, хотя сам слой получается тоньше.

ВЛИЯНИЕ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА СТАЛИ

Влияние углерода

Основным фактором при диффузии хрома является образование в поверхностном слое хромистых соединений с железом и другими элементами, входящими в состав стали. С железом хром образует целый

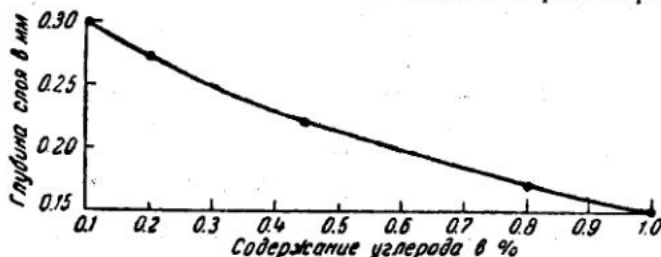


Рис. 3. Зависимость глубины слоя от содержания углерода в стали

ряд твердых растворов. С углеродом хром дает карбиды Cr_4C , Cr_7C_3 , а в высокоуглеродистых сплавах появляется уже карбид Cr_3C_2 ; с другими элементами, входящими в сталь, хром хотя и не дает соединений, но они влияют на его диффузию. Это влияние сказывается соответственно тому, как эти элементы относятся к углероду.

Углерод, содержащийся в стали, замедляет диффузию, так как, во-первых, на поверхности он связывается поступающими атомами хрома, образуя карбидный слой, и, во-вторых, вследствие того, что он непрерывно диффундирует из толщи стали навстречу хрому, препятствуя проникновению последнего.

Кривые рис. 3 и 4, иллюстрирующие влияние углерода на глубину и твердость хромированного слоя, подтверждают ранее высказанные положения.

На основании проведенных исследований микроструктуры построена кривая влияния содержания углерода и температуры при диффузионном хромировании на характер получаемого слоя (рис. 5). Как видно

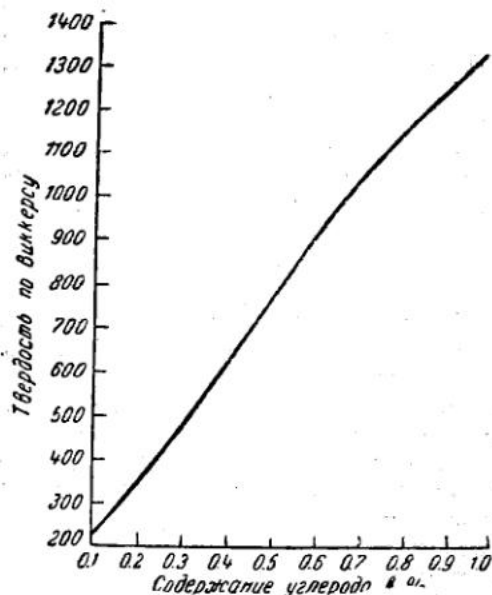


Рис. 4. Влияние содержания углерода в стали на получаемую твердость хромированной поверхности

из этой кривой, поверхностные слои разделяются на две основные группы: карбидный слой и слой твердого раствора.

Для суждения о качестве слоя в отношении хрупкости проводились исследования отпечатков, полученных на приборе Виккерса.

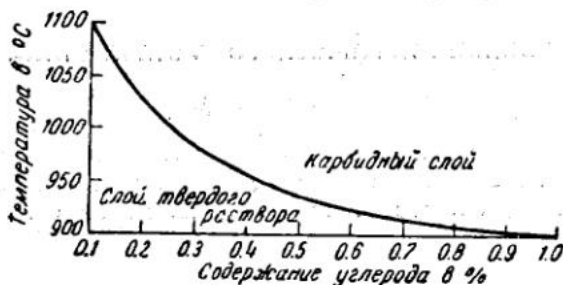


Рис. 5. Влияние содержания углерода в стали и температуры на характер получаемого слоя

Сравнения с отпечатками по классификации Сергессона показали, что они все соответствуют первой группе, т. е. не имеют отколов, и что слой не хрупок.

Испытания на осадку (для выявления хрупкости хромированного слоя) показали, что слой, насыщенный хромом, обладает достаточной вязкостью даже в том случае, когда он состоит исключительно из карбидов (сталь У10).

Изменение твердости по глубине слоя иллюстрируется на кривых рис. 6.

Резкое снижение твердости наблюдается на расстоянии 0,2 мм от поверхности и составляет почти 40%, а на расстоянии 0,3 мм твердость уже так мала, что только на 40—50 единиц превышает твердость сердцевины. Наиболее плавное изменение твердости наблюдается на стали 10.

Влияние других элементов

Опыты проводились на следующих марках стали: ХГ, 40Х и 35ХМЮА.

Наибольшая глубина слоя была получена на стали 10, 35ХМЮА и близкая к последней на стали 40Х.

Наименьшая глубина слоя получена на стали У10, так как здесь с первого же момента поступления атомов хрома на поверхности стали появляются карбиды хрома и образуется зона, обедненная углеродом, куда начинают поступать атомы углерода, диффундирующие из нижележащих слоев металла к поверхности, и, таким образом, хром, не успевая диффундировать вглубь, связывается весь в поверхностных слоях. Благодаря наличию в стали марки ХГ хрома и марганца, задерживающих диффузию углерода из внутренних слоев, хром проникает несколько глубже, чем в стали У10.

Кривые рис. 7 иллюстрируют твердость хромированных слоев стали всех указанных марок.

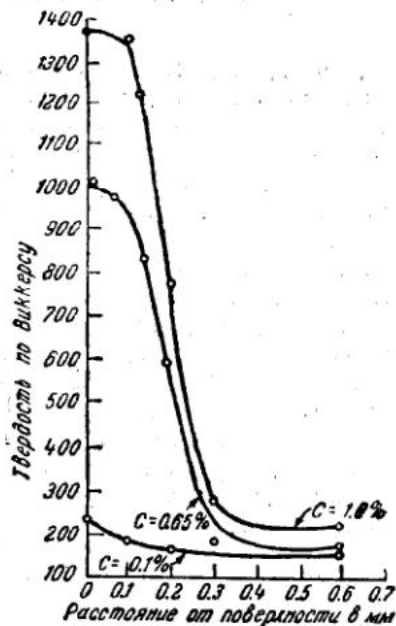


Рис. 6. Распределение твердости по глубине хромированного слоя

ДЕФОРМАЦИЯ ПРИ ХРОМИРОВАНИИ

В процессе обработки стали путем диффузионного хромирования создаются напряжения, которые вызывают ее деформацию, хотя сам процесс диффузионного хромирования происходит, главным образом, за счет обменной реакции, так что увеличение размеров не велико. Деформация изделий складывается в основном из следующих факторов: 1) термическое коробление сердцевины; 2) рост зерна, происходящий в результате процесса хромирования; 3) структурные изменения, происходящие в поверхностном слое в процессе насыщения его хромом.

Определение численной величины деформаций, возникающих в процессе хромирования, проводилось на кольцах (Ст. 45 и 40X), заме-

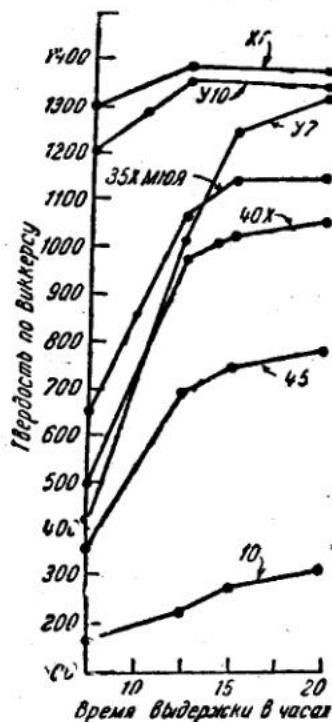


Рис. 7. Влияние времени выдержки при хромировании на поверхностную твердость различных сталей

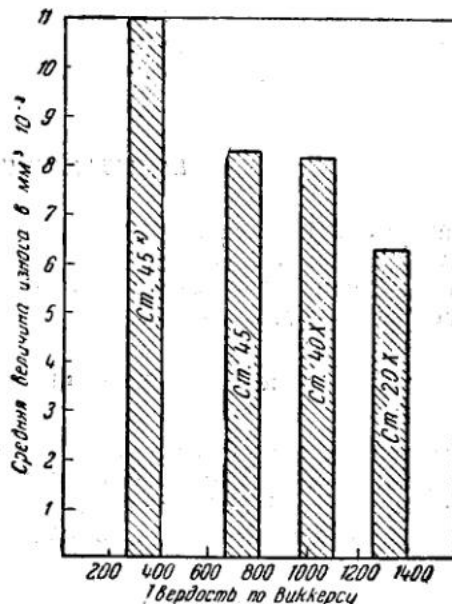


Рис. 8. Сравнительная величина износа хромированной поверхности сталей 20X, 40X, 45 и стали 45 нехромированной, подвергнутой обычной закалке

рявшихся по наружному и внутреннему диаметру в двух взаимно-перпендикулярных направлениях до и после хромирования. На кольцах после хромирования были получены следующие глубины и твердости слоев:

- Ст. 40X — 0,25 мм H_V — 1000
- Ст. 45 — 0,23 . H_V — 740

Измерения колец показали, что во всех случаях имеется приращение наружного диаметра и уменьшение внутреннего диаметра. Деформации при диффузионном хромировании меньше деформаций, получающихся при азотировании.

| № п.п. | Материал верхнего образца | Материал нижнего образца | Условия | |
|-----------|----------------------------------|------------------------------------|---------|---|
| | | | смазка | удельное давление (кг/см ²) |
| 1 | Чугун 1-го класса, $H_V = 183$. | Хромиров. сталь У10, $H_V = 1300$ | Всухую | 20 |
| 2 | То же | То же | » | 20 |
| 3 | » | » | » | 20 |
| 4 | Чугун 1-го класса, $H_V = 127$. | Азот. сталь ЭХВТ, цикл 12 час. | » | 20 |
| 5 | То же | То же | » | 20 |
| 6 | Чугун 1-го класса, $H = 187$. | Сталь 20X, цементир. $R_c = 60-62$ | » | 20 |

ИСПЫТАНИЯ НА ИЗНОС

Испытания на износ были проведены на машине Савина — Шкода путем истирания поверхности испытуемого тела цилиндрическим победитовым роликом и на машине Розенберга — Богатырева при возвратно-поступательном движении.

Испытания на машине Савина — Шкода

Для испытания были изготовлены образцы из сталей 45, 40X и стали 20X, цементированной на глубину 1.5 мм, и затем хромированы при температуре 1050° в течение 15 час. После хромирования были получены следующие глубины слоя и твердости:

| Глубина слоя (мм) | Твердость по Виккерсу |
|----------------------------|-----------------------|
| Сталь 45 0.23 | H_V 700 |
| „ 40X 0.25 | H_V 1035 |
| „ 20X цемент. 0.16 | H_V 1320 |

После хромирования образцы были подвергнуты испытаниям на машине Савина — Шкода при нагрузке 15 кг и пути трения, соответствующем 3000 оборотов. Износ замерялся на каждом образце в трех точках.

Минимальный износ, полученный на образцах стали 20X, прошедших цементацию и затем хромированных, объясняется наличием сплошной карбидной зоны в поверхностном слое, обладающей очень высокой твердостью. Как показали все опыты, слой, носящие карбидный характер, во всех случаях наиболее износостойчивы.

Сталь 45, просто закаленная, показала сопротивление износу в 10 раз меньшее, чем хромированная (рис. 8).

Таблица 4

| ИСПЫТАНИЯ | | Продолжит. испытания (мин.) | Износ ниж- него образца (мм) | Износ верх- него образца (мм) | Изменение веса верхнего образца (г) |
|--|--|-----------------------------------|---|-------------------------------------|---|
| число дв. кодов нижнего образца | скорость нижнего образца (м/мин.) | | | | |
| 77 | 32.4 | 30 | Размер не изменился То же | 0.31 | 2.8 |
| 77 | 32.4 | 30 | | Размер не изменился То же | Вес не изменился То же |
| 77 | 32.4 | 30 | » | 0.49 | 3.45 |
| 77 | 32.4 | 30 | » | 0.52 | 3.64 |
| 77 | 32.4 | 6 | Размер несколько увеличился от налипания чугуна на образец | 2.42 | 13.38 |

ИСПЫТАНИЯ НА МАШИНЕ ИНСТИТУТА МАШИНОВЕДЕНИЯ

Характер движения трущихся образцов, так же как и другие условия, в которых протекает процесс износа, сказывается на результатах испытания. Поэтому нами были произведены также испытания на износ при возвратно-поступательном движении на машине Института машиноведения. Нижний образец из стали У10 хромированный (слой глубиной 0.15 мм с твердостью 1300 единиц по Виккерсу), верхний образец из чугуна 1-го класса с твердостью $H_V=187$.

Результаты испытаний на износ сведены в табл. 4.

Для сравнения были проведены в таких же условиях испытания на износ азотированных и цементированных образцов.

Сравнивая результаты износа хромированных, азотированных и цементированных образцов, приведенных в этой же таблице под № 4, 5 и 6, видно, что износ на хромированных образцах, хотя и близок, но все же меньше, чем на азотированных.

Следует отметить, что и по твердости хромированная поверхность стали марки У10 будет значительно выше, чем на азотированной стали 35ХМЮА и тем более цементированной (рис. 9).

**ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССА ХРОМИРОВАНИЯ НА СТРУКТУРУ
ОСНОВНОГО МЕТАЛЛА**

Повышение температуры и увеличение времени выдержки при любом процессе термической обработки неизбежно связаны с ростом зерна и укрупнением структуры в стали. Процесс диффузионного хромирования ведется при высокой температуре и длительной выдержке; можно было опасаться большого перегрева в стали, подвергаемой этому виду обработки. Однако наблюдения за поведением внутренних слоев металла на образцах сталей, подвергнутых цементации хромом, лишь в незначительной степени подтвердили это предположение.

Для выяснения причин, влияющих при диффузионном процессе на задержку роста зерна и укрупнения структуры, были проведены экс-

перименты, в которых были взяты две партии образцов сталей марок 10, 45 и У10; из них одна была подвергнута хромированию, а вторая просто упакована в такой же ящик без цементатора. Оба ящика одновременно помещались в печь, нагревались до 1050° , выдерживались при этой температуре в течение 15 час.

В сталях, подвергнутых хромированию, изменение структуры в сторону укрупнения было очень незначительно, в то время как на образцах, не подвергавшихся хромированию, но прошедших тот же режим термической обработки, наблюдается перегрев, особенно ярко выраженный на сталях марки 45 и 15.

ДЕТАЛИ, ПОДВЕРГНУТЫЕ ДИФфуЗИОННОМУ ХРОМИРОВАНИЮ

Для окончательного выяснения возможности использования диффузионного хромирования для обработки некоторых деталей станков были подвергнуты этому виду термохимической обработки и испытанию в эксплуатационных условиях шпиндели, работающие с большими числами оборотов в минуту.

Шпиндели изготовлены из стали 35ХМЮА, подвергнуты хромированию и установлены на автоматах Бехлер АЕ7 (ранее работали азотированные).

Поверхностная твердость хромированных шпинделей была получена равной $H_V = 1120$ и глубина насыщенного слоя — 0,27 мм. Деформация шпинделей была незначительна. Шейки шпинделей перед установкой на станок доводились. Число оборотов шпинделей 2000—5000. Перед

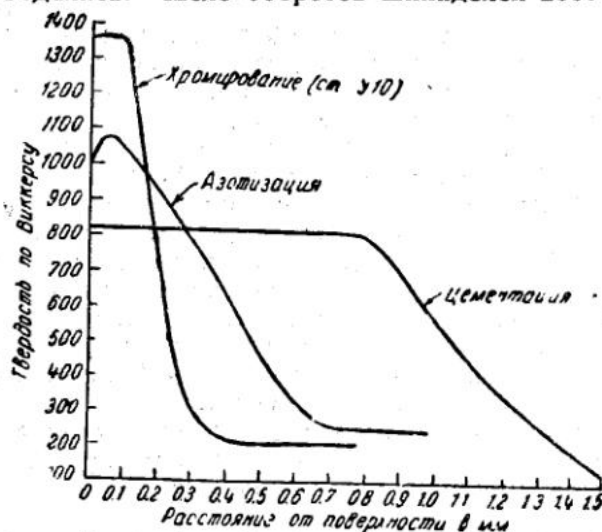


Рис. 9. Сравнительная твердость хромированной, азотированной и цементированной поверхности

ний подшипник скольжения (вторичная бронза), задний подшипник качения.

За время работы (больше года) никаких признаков износа ни на шпинделях, ни на подшипниках не наблюдалось.

ВЫВОДЫ

1. Диффузионный метод хромирования является весьма эффективным способом поверхностного упрочнения.
2. Диффузионному хромированию может быть подвергнута боль-

шая номенклатура углеродистых и легированных сталей. Характер насыщенного хромом слоя при этом зависит, главным образом, от содержания углерода в стали. На сталях с содержанием углерода 0.15% и ниже при указанном режиме хромирования, получается слой, состоящий из твердого раствора хрома в железе, по своим свойствам вязкий, обладающий невысокой твердостью $H_V = 300$ ед. В сталях с содержанием углерода от 0.3% и выше насыщенный слой состоит из карбидной зоны и зоны тройной эвтектики и обладает очень высокой твердостью (до 1400 ед. Виккерса) при достаточной вязкости.

3. Хромированная поверхность обладает высоким сопротивлением износу — выше, чем азотированная.

4. Деформации, получающиеся в результате диффузионного хромирования, незначительны и несколько меньше, чем при азотировании.

5. Экспериментальные данные, а также результаты эксплуатационных испытаний шпинделей, подтверждают целесообразность применения этого метода обработки для изделий, работающих в условиях износа, при удельных давлениях, исключающих продавливание упрочненного слоя.

ЭНИМС

ЛИТЕРАТУРА

1. Архаров, Колесников, Немнов. Отчеты о работе лабораторий диффузий МИИ УФАИ за 1941—1942 гг.
2. Cornelius a. Costan. Steel Chroming. The Iron Age, November 26, 1942.
3. Николаев. Цементация железа и стали хромом. Сборник статей „Коррозия металлов“. Тр. ин-та прикладной минералогии, стр. 72, 1931.
4. The Iron Age, p. 35, March, 1936.
5. Becker, Hertel, Kaster. Z. phys. Chem., Abt. A. Vol. 177, pp. 213. 1936.
6. Изгарышев и Саркисса. Взаимное вытеснение металлов из паров из солей Журн. общ. хим., т. VIII, вып. 9, 1939.
7. Becker, Daeyes, Steinberg. Oberflächenbehandlung von Stahl durch Chromdiffusion. Stahl und Eisen, März, 20, 1941.

СОДЕРЖАНИЕ

| | Стр. |
|--|------|
| Е. А. Чудаков, академик. Вторая всесоюзная конференция по проблеме трения и износа в машинах (введение) | 3 |
| <i>Раздел I</i> | |
| Вопросы теории и изучение трения, смазки и износа | |
| В. Я. Климов, член-корр. АН СССР. Теория движения масляного потока в нерабочей полости подшипника | 7 |
| А. К. Дьячков. Влияние изменения вязкости смазочного масла от давления на показатели работы подшипника | 15 |
| С. Н. Куцаев. Теория смазки подшипника ограниченной длины при центробежной нагрузке | 24 |
| А. М. Гуткин. Расчет цилиндрического подшипника скольжения в случае применения вязко-пластичной смазки | 31 |
| А. Н. Грубин. Гидродинамическая теория смазки архимедовых червячных передач в простейших предположениях | 40 |
| М. Г. Ханович. Влияние направления нагрузки и конфигурации рабочей поверхности подшипника на его несущую способность и вибрационную устойчивость | 52 |
| А. К. Чертавских. К вопросу о влиянии окисления на внешнее трение металлов | 68 |
| Б. В. Дерягин, член-корр. АН СССР. О влиянии микрогеометрии поверхности твердого тела на смачивание | 74 |
| В. П. Лазарев и Б. В. Дерягин, член-корр. АН СССР. Проволочный прибор для оценки смазочной способности (маслянистости) масел в условиях граничной смазки | 77 |
| Б. В. Дерягин, член-корр. АН СССР. Теория проволочного прибора для оценки смазочной способности масел | 87 |
| Б. В. Дерягин, член-корр. АН СССР и Н. Н. Захаева. О влиянии кислорода воздуха на износ смазочной пленки при кинетическом трении | 96 |
| Б. В. Дерягин, член-корр. АН СССР и Е. Ф. Пичугин. Исследование профиля скоростей и вязкости граничных слоев масел методом сдувания | 103 |
| М. М. Кусаков и Э. А. Разумовская. Применение методов сдувания к характеристике температурной зависимости текучести смазочных масел | 111 |
| М. П. Воларович, Д. М. Толстой и Е. П. Лошакова. Определение реологических характеристик консистентных смазок | 119 |
| Д. М. Толстой. Метод непосредственного наблюдения реологических характеристик консистентных смазок | 130 |
| Е. Ф. Пичугин и Б. В. Дерягин, член-корр. АН СССР. Применение щуповых профилометров к изучению граничного смазочного действия и оценке маслянистости | 139 |

| | |
|---|-----|
| Б. В. Дерягин, член-корр. АН СССР и М. Л. Смолянский. Статическое трение и адсорбция | 149 |
| И. В. Крагельский и Б. В. Дерягин, член-корр. АН СССР. О зависимости коэффициента сухого трения от нагрузки и шероховатости | 159 |
| В. С. Щедров. О пластическом трении сухих поверхностей | 167 |
| В. С. Щедров. Трение качения упругого шероховатого цилиндра по реальной плоскости | 175 |
| И. И. Троянов. Экспериментальное определение сил трения в пресовых конических сопряжениях | 185 |
| А. С. Ахматов и Н. Ф. Фокин. Влияние нагрева стали токами высокой частоты на ее износ | 193 |
| А. С. Ахматов. К обоснованию теории скин-эффекта реального металла как структурного тела | 202 |

Раздел II

Борьба с износом в машинах

| | |
|--|-----|
| В. А. Кислик. Износ деталей паровозов | 213 |
| В. В. Кугель. Нормирование сроков службы агрегатов автомобилей | 220 |
| Е. А. Чудаков, академик. Применение предварительного впрыска масла в целях снижения износа двигателя | 227 |
| В. А. Кислик. Влияние деформации на износ сталей | 235 |
| Б. А. Грозин, член-корр. АН УССР. Образование питтинга и пластические деформации метастабильных структур стали | 239 |
| П. Е. Дьяченко. Зависимость микрогеометрии поверхности от условий механической обработки | 245 |
| М. М. Хрущов. Влияние финишной обработки поверхности цапфы на трение подшипниковых сплавов | 251 |
| П. Е. Дьяченко, В. Э. Вайнштейн и Е. А. Чиркова. Зависимость износа металлов от микрогеометрии поверхности | 258 |
| В. В. Чернышев. Исследование износостойкости сталей применительно к гусеничным механизмам с открытыми шарнирами | 267 |
| Д. М. Хайт. К вопросу износостойкости среднеуглеродистой стали | 271 |
| В. П. Гречин. Износ поршневых колец и гильз в современных двигателях | 282 |
| А. К. Дьячков. Машина для испытания подшипников скольжения в условиях имитирования их эксплуатационного нагружения | 292 |

Раздел III

Антифрикционные и износостойкие материалы

| | |
|--|-----|
| А. И. Ильин. Повышение износостойкости бронз | 303 |
| В. С. Ржезников. Усталость подшипниковых сплавов | 311 |
| Г. М. Нурк и Е. Э. Вернер. Метод оценки коррозии подшипников свинцовистой бронзы | 318 |
| Е. Э. Вернер. Свинцовистый баббит БТ (БСТ-1) | 326 |
| А. Д. Курицына. Новый алюминиевый антифрикционный сплав АСС-6-5 и форма его применения для подшипников | 333 |
| С. В. Виноградов и К. П. Калинин. Антифрикционные сплавы на цинковой основе | 338 |

| | |
|--|-----|
| Я. Г. Лифшиц. Антифрикционный ковкий чугун марки ЧЛ-РМИ и его применение в заводском станочном оборудовании | 345 |
| М. А. Рудык. О применении древесных пластиков в подшипниках скольжения . | 351 |
| А. И. Чипиженко. Новый метод определения антифрикционных свойств сплавов на машине Амслера при трении скольжения | 356 |
| Е. М. Морозова. Поверхностное упрочнение стали методом диффузионного хромирования | 364 |



*Печатается по постановлению
Редакционно-издательского совета
Академии Наук СССР*

*

Редактор издательства *З. Н. Перя*
Технический редактор *Е. Н. Симкина*

*

РИСО АН СССР 2822. А-10526

Тип. заказ № 2932.

Пол. и печ. 20/XI 1947 г. Формат бум. 70x108
Печ. л. 23³/₄ +14 вклеек Уч.-издат. 34,5. Тираж 2500

Цена в переплете 30 руб.

2-я тип. Издательства Академии Наук СССР
Москва, Шубинский пер., д. 10

