

И. В. КРАГЕЛЬСКИЙ

# ТРЕНИЕ И ИЗНОС

И. В. КРАГЕЛЬСКИЙ

# ТРЕНИЕ И ИЗНОС

Издание 2-е, переработанное  
и дополненное



ИЗДАТЕЛЬСТВО «МАШИНОСТРОЕНИЕ»  
Москва • 1968

## НАИБОЛЕЕ РАСПРОСТРАНЕННЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

- $A$  — тепловой эквивалент механической работы  
 $A_a$  — номинальная площадь касания в  $\text{мм}^2$   
 $A_c$  — контурная площадь касания в  $\text{мм}^2$   
 $A_r$  — фактическая площадь касания в  $\text{мм}^2$   
 $b$  — параметр кривой опорной поверхности (безразмерный)  
 $E$  — модуль упругости в  $\text{кг/мм}^2$   
 $f$  — коэффициент трения скольжения (безразмерный)  
 $a; h$  — глубина внедрения в  $\text{мк}$ , высота неровности  
 $h_{\text{max}}$  — максимальная высота неровности в  $\text{мк}$   
 $J$  — механический эквивалент теплоты  
 $I_h$  — интенсивность износа линейная (безразмерная)  
 $i_h$  — удельный износ линейный  
 $I_g$  — интенсивность износа весовая в  $\text{Г/см}^3$   
 $i_g$  — удельный износ весовой  
 $N, P$  — нагрузка на пару трения в  $\text{кг}$   
 $q$  — удельная нагрузка на пару трения в  $\text{кг/см}^2$   
 $R$  — радиус сферы, индентора и единичной неровности в  $\text{мк}$  или  $\text{мм}$   
 $r, d$  — радиус, диаметр пятна касания  
 $T$  — сила трения в  $\text{кг}$  или  $\text{Г}$   
 $v$  — скорость скольжения в  $\text{м/сек}$  или  $\text{см/сек}$   
 $\alpha; \beta$  — константы в биномиальном законе трения в  $\text{Г/мм}^2$  или  $\text{кг/мм}^2$   
 $\gamma$  — удельный вес в  $\text{Г/см}^3$   
 $\varepsilon$  — относительное сближение, выраженное в долях максимальной высоты неровности (безразмерная), относительная деформация  
 $\eta$  — относительная площадь касания (безразмерная)  
 $\frac{\partial \theta}{\partial z}$  — градиент температуры  
 $\theta, \vartheta$  — температура  
 $\text{tg } \theta$  — тангенс угла при основании единичной неровности  
 $\tau$  — удельная сила трения  
 $\lambda$  — коэффициент теплопроводности  
 $v$  — параметр кривой опорной поверхности  
 $R_0$  — радиус волны
-

**Трение и износ.** Крагельский И. В. Изд. 2-е перераб. и доп. М., изд-во «Машиностроение», 1968, 480 стр.

В книге изложено современное состояние науки о трении и износе на основе анализа большого числа работ, выполненных как в СССР, так и за рубежом.

Наряду с описанием реальных поверхностей твердых тел и тех изменений, которые могут быть обусловлены процессами трения и износа, сформулировано положение о том, что необходимым условием внешнего трения является положительный градиент механических свойств материалов трущихся пар по глубине. Приводится классификация фрикционных связей, на основе которой в дальнейшем рассматриваются процессы трения и износа. Рассматривается расчет фактических площадей касания при различных видах контактных деформаций, в условиях неподвижного и скользящего контактов. Описаны методы и приборы для определения фактических площадей касания, сближения и волнистости. Излагаются критериальные соотношения, определяющие области существования данного вида фрикционной связи. Даны аналитические зависимости для расчета температуры на пятне контакта, а также объемной температуры и суммарной температуры трения; описаны прямые и косвенные методы их определения. На основе представления об усталостном характере разрушения поверхностей построены аналитические зависимости для различных видов нарушения фрикционной связи. Особое внимание уделено адгезивно-деформационной теории, на основе которой получена трехчленная аналитическая зависимость для расчета коэффициента трения покоя. Дано описание механических релаксационных колебаний. Приводятся некоторые свойства смазочной пленки (как жидкой, так и твердой). Излагаются методы и установки для проведения испытаний на трение и износ. Описаны современные фрикционные и антифрикционные материалы.

Книга предназначена для научных работников и специалистов, работающих в области создания фрикционных и антифрикционных материалов, конструирования узлов трения, а также занятых эксплуатацией и ремонтом машин. Табл. 60, илл. 253, библ. 570 назв.

Рецензент д-р техн. наук Д. Н. Гаркунов

### § 1. КАСАНИЕ ДВУХ ТВЕРДЫХ ТЕЛ

Поверхность твердого тела волниста и шероховата. Даже образованная при расщеплении поверхность слюды имеет неровности порядка  $20 \text{ \AA}$ , а поверхность идеального гладкого кристалла кварца покрыта выступами высотой  $100 \text{ \AA}$ . Самые гладкие металлические поверхности имеют неровности высотой  $0,05$ — $0,1 \text{ мк}$ . Наиболее грубые металлические поверхности, встречающиеся в машиностроении, имеют выступы высотой  $100$ — $200 \text{ мк}$ , которые обычно располагаются на некоторой волнистой поверхности. Шаг этой волны изменяется в пределах  $1000$ — $10\,000 \text{ мк}$ , а высота ее — соответственно от нескольких микрон до  $40 \text{ мк}$ .

За последнее время в результате работ советских ученых детально изучена природа шероховатости и волнистости поверхности [21, 22]. Существенным является то обстоятельство, что под влиянием сжимающей нагрузки шероховатость поверхности изменяется вследствие неоднородности механических свойств поверхности.

Неточности изготовления деталей, искажение их формы от приложенных нагрузок и температуры, шероховатость и волнистость приводят к тому, что две поверхности всегда контактируют на отдельных малых площадках, причем вследствие волнистости эти площадки расположены в определенных областях. Количество контактов зависит как от нагрузки, так и от шероховатости поверхностей. Давление на контактах распределено неравномерно, в зависимости от их конфигурации. Давление может значительно отличаться от твердости, определяемой пробой по Бринелю.

На рис. 1, а показана типичная профилограмма шероховатости поверхности, на рис. 1, б — профилограмма волнистости. Из-за различного увеличения по оси абсцисс и ординат картина получается искаженной. Внизу показаны участки этих же профилограмм без искажения масштаба. Для количественной оценки

необходимо применять записывающие устройства, дающие большее увеличение по ординате.

Понятие контакта двух твердых тел является довольно условным и зависит от действия, которое необходимо произвести одним телом на другое. Различают механический контакт, представляющий собой совокупность точек, через которые передается давление, оптический, электрический и другие виды контакта. Вопрос о контакте двух тел и условности этого понятия в зависимости от характера рассматриваемого явления глубоко и детально изучил *J. С. Maxwell* [60].

Далее будем говорить о механическом контакте и близком ему оптическом.

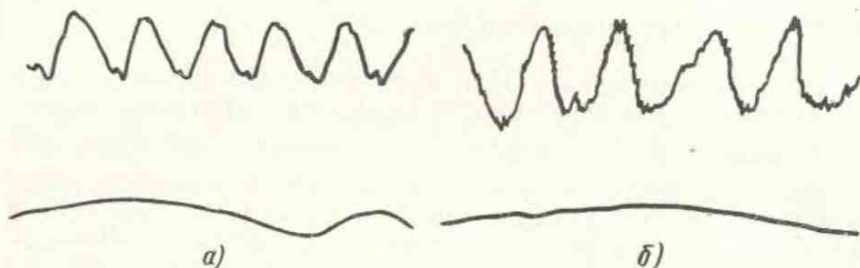


Рис. 1. Шероховатость и волнистость поверхности:

*a* — профилограмма точеной медной поверхности (вверху) в искаженном масштабе,  $H = 50$  мк, по горизонтали увеличение  $\times 50$ , по вертикали  $\times 500$  (снята на профилографе Аммона); *б* — волнограмма точеной поверхности,  $H = 28$  мк, поперечный шаг неровности 240 мк, по горизонтали увеличение  $\times 8$ , по вертикали  $\times 294$  (снята на профилографе Левина ИЗП-5)

Под влиянием сжимающей нагрузки две наложенные одна на другую поверхности по мере сближения соприкасаются во все большем количестве точек. Вначале взаимодействующие элементы деформируются упруго, затем, по мере возрастания нагрузки, упругая деформация сменяется пластической. Под влиянием общей сжимающей нагрузки происходит обычно упругое деформирование отдельных волн, на которых расположена шероховатость.

Пятна фактического касания расположены в некоторых областях, зонах упруго деформированного полупространства.

При снятии нагрузки волны выпрямляются и разрушают образовавшиеся пятна касания. При скольжении, вследствие дискретности контакта, отдельные пятна образуются во времени. На этих пятнах возникает высокая температура и соответственно некоторый градиент механических свойств.

При анализе процесса трения и износа следует различать три последовательных этапа: 1) взаимодействие поверхностей; 2) изменения, происходящие на соприкасающихся поверхностях в процессе трения; 3) разрушение поверхностей.

## § 2. ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ, ФОРМИРОВАНИЕ ФРИКЦИОННЫХ СВЯЗЕЙ. ДВОЙСТВЕННАЯ ПРИРОДА ТРЕНИЯ

Взаимодействие поверхностей проявляется в формировании пятен касания, в котором участвуют не только выступы с покрывающими их пленками, но и прилегающий к этим выступам материал. При соединении и разъединении контактов деформируется лежащий под ними материал.

Пятна касания, которые образуются, существуют и исчезают при совместном действии нормальных и тангенциальных сил, будем называть **фрикционными связями**.

Таким образом, образовавшийся в результате трения мостик сварки, продолжающий существовать при снятии нормальной нагрузки, не представляет собой фрикционной связи. Этот же мостик, образующийся при наличии сжимающей нагрузки и разрушающийся при ее снятии, представляет собой фрикционную связь.

Поверхностные слои трущихся материалов изменяются, в основном, под действием значительных деформаций, развивающихся в тонком поверхностном слое, приводящих к его нагреву. Кроме того, изменение происходит вследствие физического и химического взаимодействия с окружающей средой, например в результате «эффекта Ребиндера» — адсорбционного понижения прочности, диффузионного насыщения элементов из окружающей среды и от контртела и, наконец, химического взаимодействия (окисления).

В трении обычно участвуют материалы, измененные по сравнению с исходными.

Трение имеет двойственную молекулярно-механическую природу. Оно обусловлено объемным деформированием материала и преодолением межмолекулярных связей (мостиков холодной сварки), возникающих между сближенными участками трущихся поверхностей.

Объемное деформирование неминуемо. Поскольку поверхности всегда волнисты, шероховаты и неоднородны по своим механическим свойствам, происходит внедрение более жестких элементов поверхностей в более мягкое контртело. Внедрившийся элемент, перемещаясь в тангенциальном направлении, деформирует нижележащий материал, образуя впереди индентора полусферический валик, который подминается и раздвигается в стороны. Величина валика зависит от относительного внедрения  $\frac{h}{R}$  (где  $h$  — глубина,  $R$  — радиус внедрившейся неровности) и прочности мостика холодной сварки, который неминуемо образуется между пленками, покрывающими поверхности, коль скоро они сближены на расстоянии действия межмолекулярных сил.

Взаимное внедрение, обусловленное неоднородностью свойств твердых тел, можно проиллюстрировать двумя следующими экспериментами. Так, в первом эксперименте нами был изучен характер распределения напряжений в контакте (рис. 2) полированной поверхности поликристаллического образца цинка с размером зерен 0,1—2 мк, прижатого к полированной поверхности оптически активного материала. Исследуемые образцы

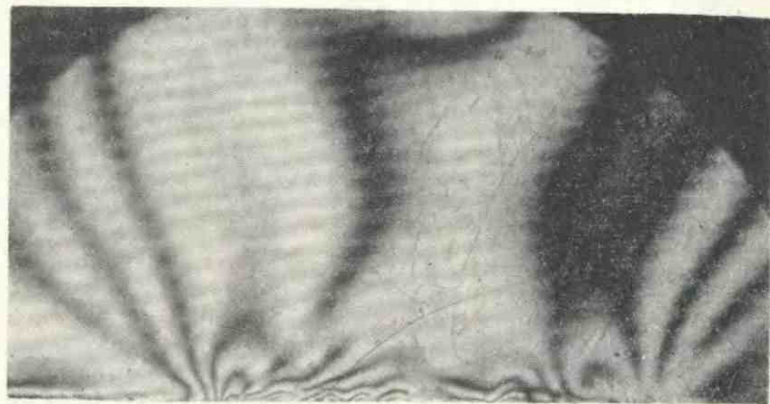


Рис. 2. Контакт полированной поверхности поликристаллического образца цинка, прижатого к полированной поверхности оптически активного материала. Черные линии соответствуют одинаковым тангенциальным напряжениям

представляли собой металлические бруски размером  $25 \times 8 \times 3,5$  мм с высотой неровности не более 0,2 мк. Размер бакелитовой пластины  $60 \times 30 \times 10$  мм. Нагрузка осуществлялась струбцинками в пределах от 50 до 200 кг/см<sup>2</sup>.

Анизотропия модуля упругости цинка, отличающегося в двух перпендикулярных направлениях в 3 раза ( $12\,380$  кг/мм<sup>2</sup> и  $3870$  кг/мм<sup>2</sup>), привела к различным напряжениям и деформациям отдельных кристаллов цинка.

Применив основную зависимость метода фотоупругости

$$\tau_{\max} d = m \sigma_0, \quad (I.1)$$

где  $\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}$  — максимальное тангенциальное напряжение, равное полуразности нормальных напряжений  $\sigma_1$  и  $\sigma_2$ ;

$d$  — толщина оптически активного материала;

$\sigma_0$  — оптическая постоянная материала, равная 5 кг/см, можно подсчитать фактическое давление и взаимное внедрение. В среднем для одного зерна длиной 1—2 мм разность изменения напряжения равна 1—2 полосам, что дает  $\tau = 5 \div 10$  кг/см<sup>2</sup>.



Если полагать, что  $\sigma_1 = \sigma_2$ , то напряжение на контакте составит 10—20  $\text{кГ/см}^2$ , т. е. в 3 раза меньше, чем номинальное, что может быть только вследствие внедрения цинка в бакелит. Подсчет величины этого внедрения показывает, что оно составляет 10—14  $\text{мк}$ , т. е. на два порядка больше первоначальной шероховатости.

На рис. 3 показаны результаты второго эксперимента, выявившего образование шероховатости поверхности от действо-

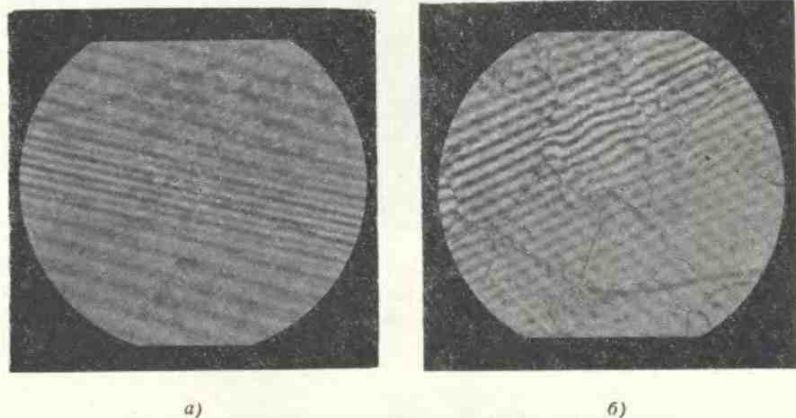


Рис. 3. Образование ступенчатости поверхности поликристаллического образца под влиянием сжимающей нагрузки;

*а* — поверхность армо-железа до сжатия; параллельность линий, интерференции указывает на полную гладкость; *б* — поверхность после снятия сжимающей нагрузки 100  $\text{кГ/см}^2$ ; видна ступень, образовавшаяся в результате опускания целого кристаллита

вавшего нормального давления (материал — армо-железо по армо-железу); номинальное удельное давление 100  $\text{кГ/см}^2$ . Как это видно по линиям интерференции, осадка отдельного кристаллита составила 0,25  $\text{мк}$ .

Взаимное внедрение при контактировании различных металлов в покое и при сдвиге показал Л. В. Елин [23]. На рис. 4 показано сечение сжатых первоначально гладких образцов пары латунь — сталь. Гладкость при сжатии исчезла, и на отдельных участках тела взаимно внедрились. Эти образцы показаны после сдвига на рис. 5.

Из приведенных опытов становится очевидным, что сжатие двух тел без взаимного внедрения их поверхностей практически невозможно.

Как показали эксперименты, вид нарушения фрикционной связи зависит от относительного внедрения  $\frac{h}{R}$  и относительной

прочности адгезионной связи  $\frac{\tau}{\sigma_s}$ , возникшей между пленками, покрывающими поверхности твердых тел, или самими телами, если пленки удалены.

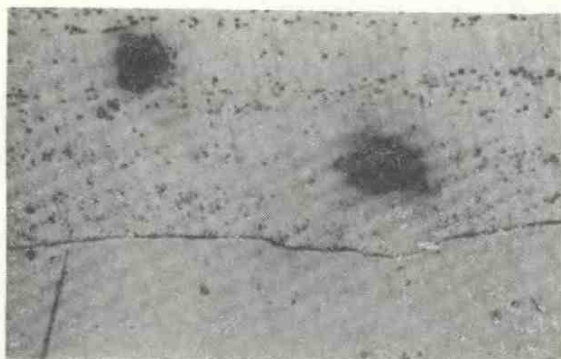


Рис. 4. Взаимное внедрение двух металлических образцов под действием сжимающей нагрузки. Латунь — сталь.  $\times 300$

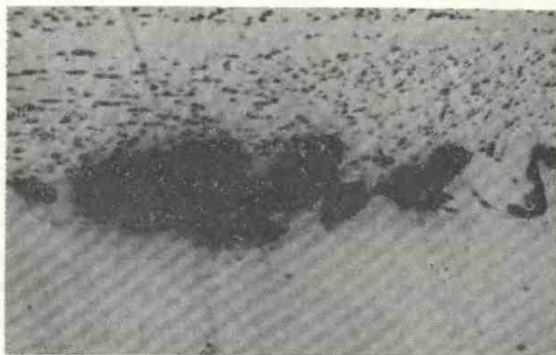


Рис. 5. Образцы латунь — сталь после сдвига на 0,7 мм

В связи с описанным выше механизмом внешнего трения большое значение приобретает адгезионное взаимодействие двух твердых тел и свойства пленок на твердых телах (окисные, пленки смазок, адсорбированные пленки различных газов).

Под адгезионным взаимодействием надо понимать все виды межмолекулярного взаимодействия между твердыми телами.

Поскольку на поверхностях твердых тел атомы находятся в неравновесном состоянии, то при сближении между поверхностями возникают силы межмолекулярного взаимодействия. Они подчиняются квантово-релятивистской теории молекулярных сил и обусловлены электромагнитным полем, существующим внутри тела и образующим стоячие и бегущие волны, взаимодействующие с контртелом.

Е. М. Лившицем [27] была предложена следующая формула для определения сил взаимодействия между двумя одинаковыми поверхностями:

$$F = \frac{hc\pi}{480l^4} \left( 1 - 7,2 \sqrt{\frac{m}{n} \frac{c}{el}} \right), \quad (I.2)$$

где  $h$  — постоянная Планка;  
 $c$  — скорость света;  
 $l$  — расстояние между поверхностями;

$m, e, n$  — масса, заряд, объемная плотность электронов.

Как видно, величина этих сил зависит от четвертой степени расстояния между поверхностями и обусловлена объемной плотностью электронов в твердом теле.

Экспериментальное определение этих сил было выполнено И. И. Абрикосовой и Б. В. Дерягиным [1] с применением тонко разработанной методики.

Так как эти силы очень быстро убывают с увеличением расстояния, то они или совсем не проявляются, или, наоборот, в точках истинного контакта образуют весьма прочные адгезионные связи. Поскольку площади истинного контакта двух твердых тел обычно невелики вследствие их шероховатости и волнистости, то удастся непосредственно обнаружить эти связи лишь при контакте пластичных тел, подвергнутых достаточной сжимающей нагрузке, или весьма эластичных тел, имеющих низкий модуль упругости.

Если тела достаточно упруги, то образовавшаяся под нагрузкой площадь касания разрушается при снятии нагрузки за счет энергии упругой деформации, и адгезию обнаружить не удается.

На образовавшихся площадях истинного контакта мгновенно начинает протекать процесс диффузии, которая изменяет прочность связи [10]. Деформация контактной зоны сопровождается наклепом поверхностного слоя, также упрочняющего образовавшуюся связь. При разъединении сцепившихся тел разрушение в этом случае будет происходить не по месту соединения, а на некоторой глубине, что приводит к значительным повреждениям трущихся тел.

Твердые тела обычно покрыты различными пленками. Последные, вступая в адгезионное взаимодействие, защищают от схватывания лежащие под ними тела. Прочность образовавшейся

адгезионной связи зависит в этом случае от свойств контактирующих пленок.

Применительно к металлам, еще Shaw и Leavy [62], исследуя формирование адгезионных связей при трении в вакууме, предположили, что прочные мостики холодной сварки, при которых коэффициент трения был велик, возникают для пар металлов, которые способны образовывать твердые растворы. Это положение подтвердили 20 лет спустя Machlin [59] и Коффин.

Согласно правилу Юм-Розери твердые растворы образуют те металлы, у которых атомные диаметры отличаются не более чем на 15%.

Адгезионное взаимодействие неметаллов изучалось многими исследователями [2, 54]. Например, согласно Б. В. Дерягину и Н. А. Кротовой [21], при соприкосновении двух тел возникает контактная разность потенциалов и тела удерживаются как обкладки конденсатора, образованного двойным электрическим слоем.

Применительно к сложной системе металл — пленка некоторые исследователи констатировали, что для сваривания твердых тел необходимо удалить из контакта пленку, например, при значительной пластической деформации металлов, когда пленка растрескивается и обнажается чистый металл [3, 39, 41].

Исследованию адгезии между металлическими поверхностями посвящена работа [55]. В ней установлено, что при наличии пленок окислов адгезионное взаимодействие уменьшается. Существование на поверхности тел пленок влаги может привести к значительной адгезии, обусловленной взаимодействием тонких пленок воды. Как правильно отмечают авторы, непосредственное определение сил адгезии затруднено из-за объемной упругости сжатых твердых тел, которые, распрямляясь при снятии нагрузки, разрушают образовавшиеся мостики сварки.

Исследование вопроса адгезионного взаимодействия твердых тел, их схватывания, до сих пор не увенчалось успехом, так как ни теория, ни практика не располагают четкими зависимостями, характеризующими это явление. Основная причина этого заключается в том, что до сих пор не удалось достаточно детально проанализировать комплекс протекающих в этом случае процессов, каждый из которых подчиняется своим закономерностям.

Во-первых, не всегда способность к схватыванию можно оценивать процессом разрушения этой связи, так как процесс изменения прочности образовавшегося шва может идти с большей скоростью и, следовательно, оценка способности к схватыванию по прочности образовавшегося шва может быть неверна, так как включает в себя оценку двух явлений: самого схватывания и формирования образовавшегося адгезионного шва.

Во-вторых схватывание при трении, проявляющееся в возникновении задира, торможения материала, — явление, обусловленное как прочностью образовавшегося шва, так и геометрическим очертанием внедрившихся неровностей. Схватывание при трении — задр, может иметь место даже при нулевой прочности адгезионного шва. Для этого достаточно лишь заглубление скользящей неровности на необходимую глубину. Поэтому не следует искать связи между строением металлов, их способностью к схватыванию и величиной силы трения, так как последняя зависит как от прочности адгезионной связи, так и от геометрических характеристик контакта.

Этот вопрос можно упростить, учитывая следующее.

1. Чтобы возникла связь между поверхностями двух твердых тел, необходимо привести их в соприкосновение в достаточном количестве точек. Если учесть, что все поверхности волнисты и шероховаты, то необходимо настолько сжать волны и неровности, чтобы поверхности достаточно сблизилась; при этом предпочтительнее, чтобы эти деформации были пластическими, ибо в противном случае при снятии нагрузки запасенная упругая энергия деформации может разрушить адгезионную связь.

2. Между поверхностями двух твердых тел не должно быть каких-либо пленок или загрязнений, иначе будут схватываться эти пленки, а сами тела будут защищены от схватывания. Возможно схватывание и при наличии соответствующих пленок, если эти пленки достаточно прочны и являются промежуточным и цементирующим веществом.

3. Энергия активации процесса подстройки атомов, необходимая для схватывания кристаллических тел, составляет весьма малую величину. Она должна быть меньше ионизационного потенциала. Например, для меди эта энергия составляет  $0,5 \text{ эв}$ , т. е. на  $1 \text{ см}^2$  поверхности потребуется  $10^{15} \cdot 0,5 \cdot 1,6 \cdot 10^{-12} \frac{\text{эрг}}{\text{см}^2} =$   
 $= 0,8 \cdot 10^3 \frac{\text{эрг}}{\text{см}^2}$ .

4. Работа, затрачиваемая на сближение двух твердых тел и формирование истинной площади контакта, всегда намного превышает эту величину. Проиллюстрируем это на примере. Пусть необходимо осуществить схватывание двух медных цилиндрических образцов, сжимаемых торцами, высотой  $1 \text{ см}$  каждый. Они предельно гладки, т. е. их шероховатость не превышает  $1 \text{ мк}$ , а волнистость —  $10 \text{ мк}$ . Пусть реальная площадь касания составляет  $0,1$  от номинальной и равна  $1 \text{ см}^2$ . Для образования площади контакта необходимо контактную зону привести в пластическое состояние, т. е. напряжение на контакте должно превышать твердость, а деформация соответственно — высоту волны. Необходимая работа сжатия будет состоять из работы

пластического деформирования в зоне контакта и работы упругого деформирования:

$$A_2 = 2 \left[ A_r h_{nl} \sigma_s + \frac{\sigma_{yn}^2}{2E} h A_a \right], \quad (1.3)$$

где  $h_{nl} = 10$  мк,  $\sigma_s = 80$  кг/мм<sup>2</sup>,  $E = 1 \cdot 10^4$  кг/мм<sup>2</sup>.

$$\begin{aligned} A_2 &= 2 \left[ 10^{-3} \cdot 80 \cdot 10^2 + \frac{800^2}{2 \cdot 10^4} \cdot 1 \cdot 10 \right] = \\ &= 22,4 \frac{\text{кг} \cdot \text{см}}{\text{см}^2} = 1,86 \cdot 10^7 \frac{\text{эрг}}{\text{см}^2}. \end{aligned}$$

Получили, что работа деформирования образцов на 4 порядка больше работы, необходимой для подстройки атомов. Если даже уменьшить в 10 раз толщину образцов и высоту неровности, все равно эта работа превысит на 2 порядка работу подстройки атомов.

5. Лимитирующим процесс схватывания является геометрический фактор (образование площади истинного контакта), а не фактор, связанный с молекулярным строением твердых тел, т. е. энергетически не работа, необходимая для подстройки атомов, а работа, необходимая для сближения двух твердых тел и формирования истинной площади контакта.

6. Необходимая для процесса схватывания энергия будет всегда с избытком присутствовать в контакте за счет работы, затраченной на сближение твердых тел, в основном освобождаемой в виде тепла, и за счет энергии, выделившейся при образовании адгезионного шва, численно равной разности поверхностных натяжений на границе между каждым из твердых тел и среды, в которой они находятся, и поверхностным натяжением на границе двух твердых тел, т. е.

$$|W_a| = \sigma_{1,0} + \sigma_{2,0} - \sigma_{1,2}, \quad (1.4)$$

хотя доля последней в общем балансе ничтожно мала.

7. Дальнейшее изменение прочности шва будет обуславливаться применительно к металлам возможностью взаимной диффузией и растворимостью контактируемых тел, которая подчиняется правилу Юм-Розери.

8. Кинетика процесса схватывания характеризуется соотношением скоростей протекающих в зоне касания процессов пластической деформации и подстройки атомов. Принципиальная схема зависимостей этих скоростей от температуры, согласно Я. Е. Гегузину и Л. Н. Парицкой [13], приведена на рис. 6.

Как видим, до некоторой критической температуры  $\theta$  лимитирующей является скорость протекания пластической деформации, необходимой для формирования интимного контакта, при

более высокой температуре — скорость подстройки атомов (см. стрелки на рис. 6).

Учитывая сказанное выше, основными показателями, оценивающими способность металлов к схватыванию, должны быть их пластичность и способность образовывать ювенильные поверхности (свободные от загрязнений), тогда как способность образовывать твердые растворы связана с дальнейшим изменением свойств адгезионного шва.

Впервые наличие мостиков холодной сварки при трении твердых тел в атмосферных условиях было установлено Боуденом и Тейбором [6]. Это явление было положено ими в основу теории трения твердых тел. Боуден и Тейбор полагают, что трение в основном обусловлено сопротивлением на срез мостиков холодной сварки контактирующих тел; объемным деформированием твердых тел они пренебрегают. Исключение составляет трение высокоэластичных тел.

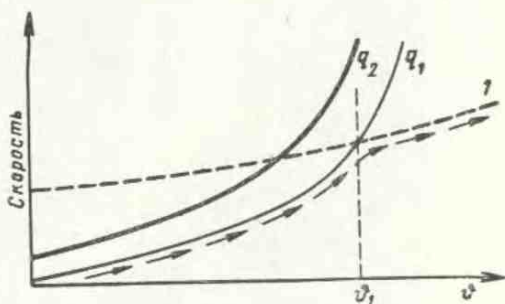
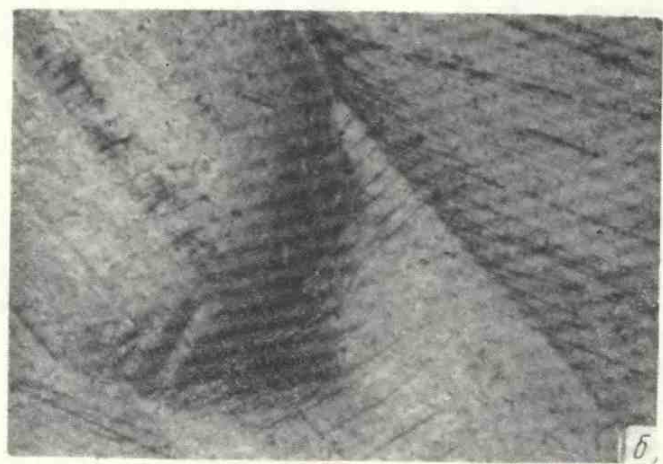
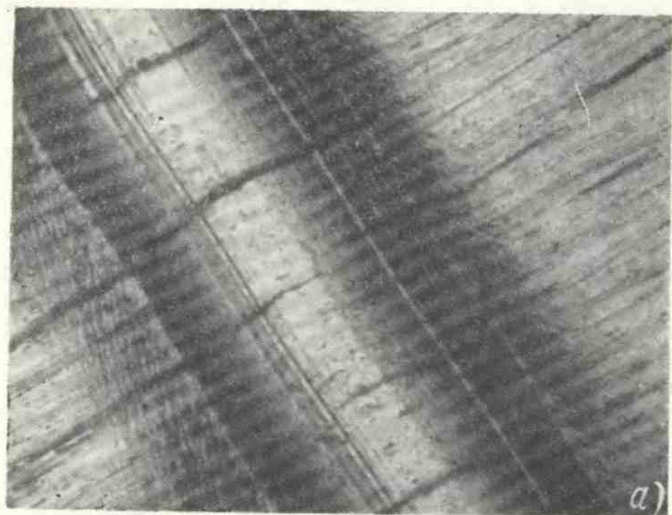


Рис. 6. Зависимость скоростей пластической деформации в зоне касания для давлений  $q_1$  и  $q_2$  и подстройки атомов (кривая 1) от температуры

В этом случае, по их мнению, трение вызывается потерями на гистерезис в результате деформирования материала в пределах упругости.

По нашему мнению, не менее важным фактором, обуславливающим трение, является объемное деформирование материала (рис. 7, а — г). Значение адгезии сводится и к тому, что из-за образования адгезионных связей между пленками твердых тел (но не между самими твердыми телами), вследствие изменения напряженного состояния увеличивается сопротивление объемному деформированию и, кроме того, увеличивается сам объем, так как высота валика, формируемая перед индентором, тем больше, чем значительнее величина адгезии. Этот валик при скольжении подминается.

R. Courtel [53], используя метод контрастной интерференции, обнаружил, что впереди сферического индентора при скольжении образуется валик, названный им «le bougretet frontal». На рис. 7, в видны линии скольжения перед индентором при нагрузке на индентор 75 Г, силе трения 20 Г.





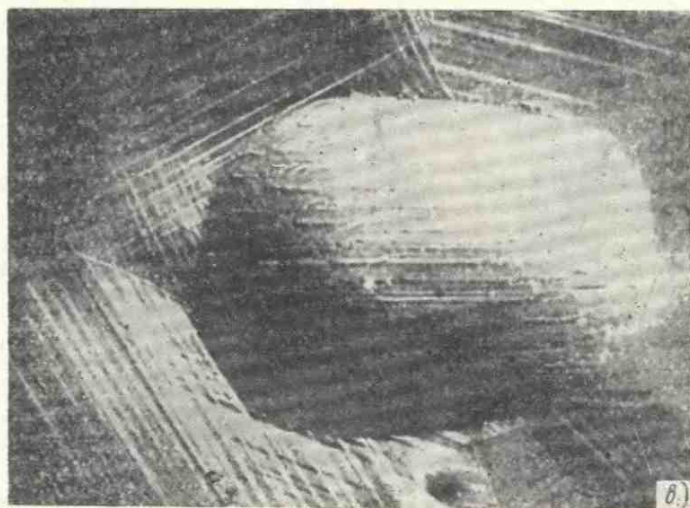


Рис. 7. Деформирование поверхностного слоя металла под влиянием сил трения:

*а* — линия сдвига по границам царапины; *б* — морщины, образующиеся впереди сферического индентора (валик радиусом 0,5 мм при внедрении на 0,01 радиуса); нагрузка 200 Г; *в* — деформирование материала (по Куртелю); *г* — поперечное сечение царапины при пластическом отгеснении; видны навалы по краям царапины (X450)

Как указывает Куртель, при малой адгезии высота валика составляет 0,02—0,04 мк, тогда как при контакте нержавеющей стали с хромом она составляет 0,5 мк при ширине дорожки 45 мк.

### § 3. ПОЛОЖИТЕЛЬНЫЙ ГРАДИЕНТ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ — ОБЯЗАТЕЛЬНОЕ УСЛОВИЕ ВНЕШНЕГО ТРЕНИЯ

Весьма важным фактором при трении является различие между прочностью адгезионной связи и прочностью нижележащих слоев. Если связь менее прочна, чем нижележащие слои,

то имеет место положительный градиент механических свойств по глубине, т. е.

$$\frac{d\sigma_x}{dz} > 0,$$

где  $\sigma_x$  — разрушающее напряжение в направлении плоскости касания;

$z$  — координата, перпендикулярная к плоскости касания.

При этом условии имеет место внешнее трение, так как поверхностные свойства твердых тел характеризуют этот процесс, и все деформации сосредотачиваются в тонком поверхностном слое.

Если  $\frac{d\sigma_x}{dz} < 0$ , т. е. связь прочнее нижележащих слоев, то разрушение будет происходить по более слабому месту на значительной глубине, в деформировании будут участвовать значительные объемы, поверхности будут рваными и шероховатыми, а тангенциальное сопротивление будет обусловлено объемными свойствами твердых тел и трение перейдет в разрушение значительных толщин контактирующих тел.

Все сказанное относится к объемному деформированию. Совершенно очевидно, что если сопротивление отесненного материала в поверхностном слое больше, чем в нижележащих слоях, то поверхностное деформирование и соответственно внешнее трение вообще невозможны.

Правило положительного градиента всегда осуществляется, когда трение протекает нормально. Оно подтверждается:

- 1) применением различных смазок, вводимых в контакт:
  - а) погашающих силы молекулярного взаимодействия;
  - б) уменьшающих прочность поверхностного слоя за счет адсорбционного эффекта прочности (эффект Ребиндера);
  - в) уменьшающих прочность поверхностного слоя за счет химического взаимодействия — образования металлических мыл;
- 2) применением тонких металлических или других твердых покрытий из малопрочных материалов [6];
- 3) осуществлением трения твердых тел при высоких скоростях скольжения, когда тонкие поверхностные слои размягчены под влиянием температуры трения.

Как только нарушается правило положительного градиента, прекращается внешнее трение, поэтому так чувствительно трение к внешним условиям и так сильно оно зависит от температуры: образующиеся при трении защитные пленки зависят от нее, и с температурой трения изменяются механические свойства контактирующих элементов поверхностей.

Влияние градиента механических свойств на переход от внешнего трения к внутреннему иллюстрируется экспериментом, выполненным В. Н. Кашеевым и И. А. Соломеиным по измере-

нию износа бронзового образца ОЦСН-3-7-5-1 в виде стаканчика, трущегося своим дном о поверхность никелевого диска (рис. 8). Изменяя скорость скольжения, экспериментаторы изменяли объемную температуру стаканчика (кривая 2).

Поверхностная температура  $\vartheta_s$ , измеряемая термо-э. д. с., поддерживалась постоянной, соответствующей  $60^\circ$  (кривая 1), за счет введения в стаканчик жидкого воздуха, размещения в нем нагревательной спирали и изменения толщины стаканчика.

При переходе от отрицательного градиента к положительному величина износа (кривая 3) резко падает. Трудно предполагать, чтобы здесь влияли другие факторы, например характер пленки окисла, поскольку температура на поверхности трения, определяемая по термо-э. д. с., оставалась постоянной.

#### § 4. РАЗЛИЧИЕ В МЕХАНИЗМЕ ВНУТРЕННЕГО И ВНЕШНЕГО ТРЕНИЯ

Различие между внешним и внутренним трением является количественным или качественным? Это важный вопрос, так как в первом случае закономерности внутреннего трения могли бы быть распространены на внешнее трение, во втором — следует ожидать иных закономерностей.

Исследование механизма внешнего трения показывает, что оно принципиально отличается от внутреннего трения. Единственное сходство между ними то, что они являются диссипативными процессами. В чем же их основное различие?

Во-первых, в геометрии взаимодействия трущихся поверхностей. При внешнем трении соприкосновение двух твердых тел происходит в отдельных точках, контакт всегда дискретен и площадь, на которой возникает внешнее трение, зависит от приложенной нагрузки, входящей в явном или неявном виде в расчетные уравнения. При внутреннем трении поверхность касания непрерывна и не зависит от нагрузки.

Во-вторых, внутреннее трение характеризуется ламинарным перемещением материала в направлении вектора относительной скорости. При внешнем трении материал перемещается в направлении, перпендикулярном вектору относительной скорости.

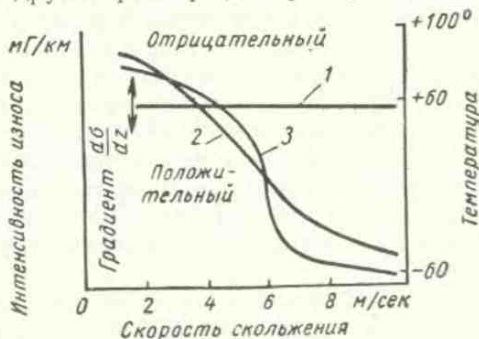


Рис. 8. Переход от внешнего трения к внутреннему в зависимости от градиента механических свойств

В-третьих, при внешнем трении возникновение и разрушение связей должно локализоваться в тонком поверхностном слое; при внутреннем трении деформативная зона охватывает весь объем. Необходимым условием для внешнего трения является наличие положительного градиента механических свойств каждого из трущихся тел по глубине, для внутреннего трения — наличие отрицательного градиента.

Положительный градиент может быть обеспечен или за счет применения более мягких покрытий (жидких, твердых смазок), или за счет температурного градиента в зоне трения, приводящего к градиенту механических свойств. Молекулярное схватывание двух твердых тел неминуемо, поэтому локализация разрушения в тонком поверхностном слое будет иметь место лишь при положительном градиенте механических свойств.

При тангенциальном перемещении внедрившаяся неровность гонит перед собой полусферическую волну деформированного материала. За внедрившейся неровностью материал сильно растягивается. Некая точка, находящаяся на гребне волны впереди неровности, по мере ее прохождения, будучи подмята индентором, опускается. Поэтому каждая точка на поверхности совершает колебания в плоскости, перпендикулярной плоскости касания.

При внутреннем трении имеют место сдвиги материала в направлении движения в плоскости касания. В этом коренное кинематическое различие внешнего трения от внутреннего.

Природа внутреннего трения едина, она связана с передачей количества движения от одного слоя к другому. Природа внешнего трения двойственна, она обусловлена преодолением адгезионных сил, возникающих между двумя телами, и преодолением сопротивления объемному деформированию материала, обтекающему неровности.

В табл. 1 сопоставляются внешнее и внутреннее трения.

Таблица 1

**Сопоставление внешнего и внутреннего трений**

Характеристика	Трение	
	внутреннее	внешнее
Касание . . . . .	Непрерывное	Дискретное
Направление смещения . . . . .	По вектору скорости	Перпендикулярно вектору скорости
Характер смещения . . . . .	Послойное (ламинарное)	Синусоидальное (волновое)
Градиент механических свойств по глубине . . . . .	Отрицательный	Положительный

## Изменения, вызванные деформацией

Как было отмечено, в связи с дискретностью касания и неоднородностью твердости отдельных контактирующих выступов происходит взаимное внедрение, которое при тангенциальном перемещении приводит к образованию царапины. На рис. 7, а показана царапина, образовавшаяся в результате скольжения стального шарика диаметром 0,1 мм по алюминию при нагрузке 100—200 Г. Дно царапины вытягивается в сторону направления движения, а края царапины соответственно вспучиваются, как это показывают интерференционные линии. При детальном рассмотрении царапины видны линии сдвига, которые возникают вследствие больших пластических деформаций. На рис. 7, б отчетливо виден валик, образующийся впереди индентора, когда сфера скользит вторично по своему следу. Таким образом, поверхностный слой металла под совместным действием нормальной и тангенциальной сил значительно деформируется.

Глубина зоны, в которой происходит изменение материала, зависит от вида деформации (упругой, пластической) и интенсивности теплового воздействия.

При упругой деформации сжатия нормальное напряжение на пятне касания на глубине, равной  $3a$  (где  $a$  — полуширина площадки контакта), становится ничтожно малым. Касательные напряжения достигают максимального значения на глубине  $0,47a$ , а на глубине более  $3a$  становятся неощутимыми; таким образом, глубина деформативной зоны не может превышать  $3a$ . Можно полагать, что глубина деформативной зоны равна диаметру пятна касания.

При скользящем контакте за пятном касания растягивающие напряжения увеличиваются, перед пятном касания они уменьшаются. Для цилиндра, скользящего по плоскости, при коэффициенте трения  $f = 0,3$  максимальные касательные напряжения выходят на поверхность контакта.

При пластической деформации глубина  $h_s$  проникновения пластической деформации под отпечатком при шариковой пробе по С. Г. Хейфецу

$$h_s = \sqrt{\frac{P}{2\sigma_s}}, \quad (1.5)$$

где  $P$  — нагрузка на шарик;

$\sigma_s$  — предел текучести.

Как следует из этой формулы, глубина проникновения примерно равна  $\sqrt{10Rh}$  (где  $h$  — глубина внедрения), т. е. глубина проникновения пластической деформации несколько превышает диаметр пятна касания.

При тепловом воздействии глубина  $b_1$  распространения единичного теплового импульса при кратковременных процессах зависит от температуропроводности материала  $a$  и времени его действия  $t_0$ . Согласно А. В. Чичинадзе [47],

$$b_1 = 1,73 \sqrt{at_0}. \quad (I.6)$$

Деформации тонкого поверхностного слоя в значительной степени определяются адсорбционным эффектом понижения прочно-

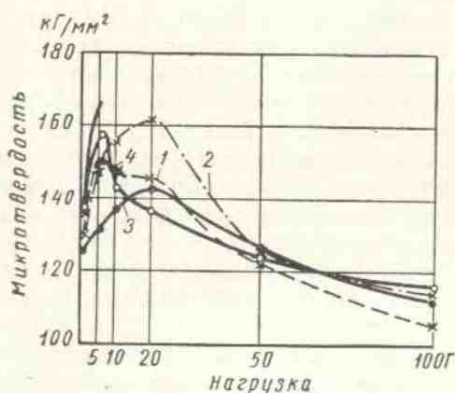


Рис. 9. Микротвердость образца арможелеза при различных нагрузках, способах подготовки поверхности шлифа и моментах испытаний на микротвердость:

- 1 — подготовка шлифа на пасте ГОИ, испытание немедленное;
- 2 — подготовка шлифа та же, испытание через 2-е суток;
- 3 — подготовка шлифа на полировальном круге, испытание немедленное;
- 4 — подготовка та же, испытание через 7 суток

сти и облегчения деформаций (эффектом Ребиндера), обусловленного адсорбцией активных веществ из окружающей среды. Существенным оказывается как внешний адсорбционный эффект, приводящий к пластификации поверхностного слоя, так и внутренний адсорбционный эффект, обусловленный миграцией атомов поверхностно активных веществ в зародышевые трещины путем поверхностной диффузии по дефектам решетки. Внутренний адсорбционный эффект приводит к понижению поверхностной энергии, т. е. работы образования трещины —

к возникновению хрупкости и потере прочности.

Эти эффекты вызывают резкий перепад механических свойств по глубине, необходимый для осуществления внешнего трения.

Внешний адсорбционный эффект обусловлен облегчением выхода дислокации на поверхность деформируемых кристаллов в результате снижения поверхностной энергии вследствие адсорбции поверхностно-активного вещества [29], [37].

Верхние слои металла, находящиеся на границе металла и окружающей среды, имеют меньшую микротвердость, чем слои, лежащие непосредственно под поверхностным слоем, микротвердость которых достигает максимальных значений. На большей глубине значение микротвердости снижается. Низкие значения микротвердости поверхностных слоев металла можно объяснить особым состоянием этих слоев и частично их разрыхлением (раз-

рыхление поверхностных слоев может наблюдаться при кристаллизации, поверхностном окислении, деформировании и рекристаллизации).

По А. Ф. Иоффе, на поверхности твердого тела имеется система микротрещин, которые возникают при его образовании. Они снижают твердость поверхностного слоя.

По представлениям И. В. Гребенщикова, вблизи поверхности имеется слой химически измененного вещества, твердость которого меньше твердости основной массы материала.

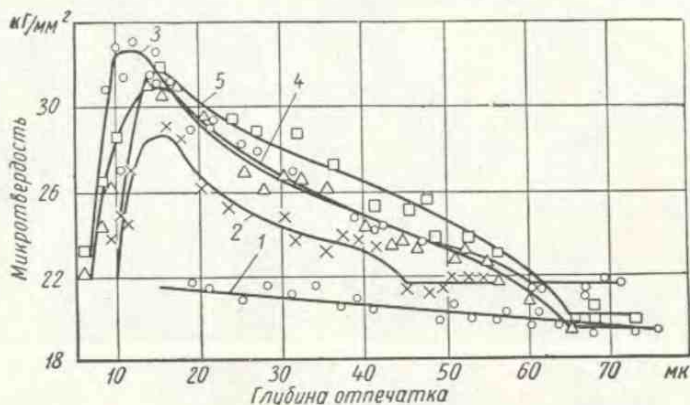


Рис. 10. Изменение микротвердости по глубине алюминия, подвергнутого действию сил трения при различных удельных давлениях в  $\text{кг/см}^2$ :

1 — 0; 2 — 64; 3 — 74; 4 — 94; 5 — 112

Высокие значения микротвердости глубже расположенных слоев объясняются тем, что эти слои испытывают максимальный наклеп от повторных механических воздействий. В зависимости от вида механического воздействия глубина упрочненного слоя будет различна. В частном случае, например в результате амортизации (при образовании полированного слоя Бейльби), твердость самого поверхностного слоя может оказаться выше.

По данным П. Е. Дьяченко [22], глубина упрочненного слоя в миллиметрах достигает:

При точении . . .	0,5—1,0	При протягивании	0,01—0,05
» трении . . . . .	0,03—0,1	» запрессовке . . .	3,0—4,0

Снижение микротвердости на значительной глубине от поверхности металла можно объяснить тем, что эти слои не испытывают механических воздействий.

Приведем экспериментальные данные изменения микротвердости по глубине. О. С. Бочвар [7] исследовала изменение

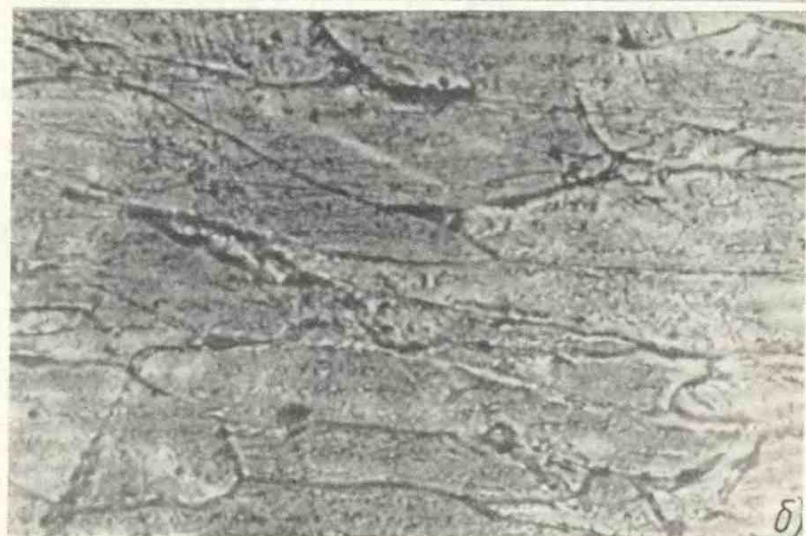
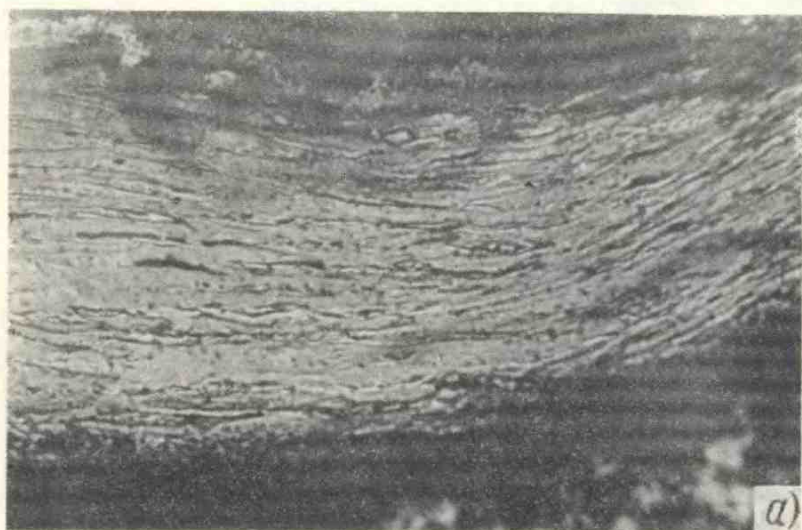


Рис. 11. Изменения, возникающие в поверхностном слое стального рельса под влиянием трения ( $\times 300$ ):  
*a* — поперечное сечение отслоившегося слоя; *б* — структура поверхностного слоя



микротвердости в зависимости от состояния поверхности (характера подготовки) и глубины проникновения индентора для армо-железа, алюминия, меди, каменной соли, химического соединения  $\text{CuAl}_2$  (рис. 9). Идентичные результаты получены Д. Б. Гогоберидзе и Н. А. Копацким [14]. К. В. Савицкий [38], измеряя глубину наклепанного слоя в процессе трения алюминия, показал, что кривые распределения микротвердости по глубине отпечатка имеют резко выраженный максимум независимо от применявшегося давления (64—112  $\text{кГ/см}^2$ ); лишь при  $P = 0$  максимум не наблюдался (рис. 10).

В процессе деформирования во всех случаях материал наклепывается и его твердость повышается до величины, соответствующей сильно упрочненному металлу.

При повторном царапании без отделения частиц износа сначала наблюдается продольное выглаживание поверхности и об-

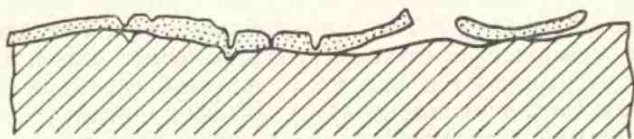


Рис. 12. Возникновение частиц износа (отделение пленки)

разование строчечной структуры (рис. 11, а, б), затем, после использования всех плоскостей скольжения, металл приходит в состояние перенаклепа, становится хрупким и разрушается (рис. 12).

Многочисленные растягивающие напряжения, возникающие в поверхностном слое под действием сил трения, приводят к образованию микротрещин на поверхности, которые, постепенно разрастаясь, образуют частицы износа.

Другой характер изменений возникает при многократном воздействии, если одно из тел включает в себя очень пластичные или хрупкие составляющие. Это особенно резко проявляется в баббитах и порошковых сплавах. Благодаря резкому отличию в прочности их составляющих происходит ярко выраженный избирательный износ поверхности и, наряду с образованием строчечности (при пластичности), поверхность обогащается более прочными составляющими. Этот процесс описан многими исследователями: в баббите — М. М. Хрущовым и А. Д. Курицыной [45], в чугунах и сталях — В. В. Чернышевым [46] и др.

### **Изменения, вызванные повышением температуры контактов. Роль циклических структурных превращений**

Если температура контактов в результате трения или по условиям работы выше температуры возврата и, тем более, температуры рекристаллизации сплава, то вместо упрочнения

поверхностные слои приобретают повышенную пластичность. Под воздействием царапающих элементов поверхностный слой разогревается, деформация локализуется в тонком поверхностном слое и поверхность выглаживается. Такого рода изменения наблюдал Б. И. Костецкий на многих деталях (шейке вала, стенке цилиндра и т. д.). При этом различаются два вида изменений.

Первый вид заключается в приведении поверхностных слоев в постоянное состояние размягчения. Оно возникает, если температурный режим на поверхностях трения сохраняется относительно стабильным во время работы. При этом материал прогревается на значительную глубину, вызывая в некоторых случаях коагуляцию отдельных составляющих. Такой процесс наблюдал В. В. Чернышев [46] при сухом трении кольцевых образцов, находящихся в непрерывном контакте (трение торцами).

Второй вид изменений заключается в закалке поверхностного слоя. Он возможен, если температура сначала повышается отдельными вспышками и является достаточно высокой, чтобы растворить составляющие сплавы, затем происходит такое же мгновенное охлаждение. При дальнейшем скольжении процесс может повторяться.

В результате многократно повторяемых деформаций и при наличии резких температурных вспышек структура и свойства материала в зоне контакта изменяются. Поэтому следует считаться с тем фактом, что на определенных этапах процесса трения материал характеризуется не исходной структурой и свойствами, а другими «действительными» характеристиками. Динамика структурных изменений материала в процессе трения исследована И. М. Любарским [30, 31, 32].

В соответствии с представлениями, развиваемыми в этих работах, поведение материала при трении определяется значениями термодинамических параметров:  $\theta$  — температурой в контакте,  $q$  — давлением и кинетическим параметром  $\tau$ , характеризующим продолжительность жизни контакта. Определяющим является также параметр  $C$ , характеризующий концентрацию избыточной фазы.

Управляя структурными и фазовыми переходами, диффузионными процессами, процессами развития и перераспределения дислокаций и др., и учитывая взаимодействие исходной и образующейся структур, мы должны стремиться обеспечить оптимальную для данных условий трения структуру. Такой может быть структура, которая чутко реагирует на изменение перечисленных выше параметров ( $\theta$ ,  $q$ ,  $\tau$  и  $C$ ).

В связи с этим И. М. Любарский развивает представления о «квазиравновесном» состоянии и «квазиобратимых» процессах. Согласно этим представлениям долговечной является структура,

которая успевает быстро перестроиться в исходное «выгодное» состояние. Длительность «безизносной» работы определяется временем, в течение которого материал способен восстанавливать свою «выгодную» исходную структуру, т. е. в нем не будут накапливаться изменения, которые необратимо нарушают эту структуру. К таким изменениям относятся рекристаллизация, коалесценция карбидов и др.

К числу свойств, определяющих оптимальную структуру, относятся, в частности, пластичность, прочность и температуропроводность. В сложных сплавах такой комплекс может быть получен путем благоприятных сочетаний вязкой и упрочняющей фаз, твердого раствора (матрица) и дисперсной упрочняющей фазы. Кроме высокой дисперсности и упрочняющей фазы, существенным также является обеспечение возможности растворения и выделения упрочняющей дисперсной фазы.

Говоря об оптимальных структурах для узлов трения, следует упомянуть о результатах, полученных И. М. Любарским, Д. В. Воскобойниковым и Л. А. Гольдштейном.

Пользуясь методами непрерывного рентгенографического исследования, И. М. Любарский со своими сотрудниками показал, что в стали 18Х2Н4ВА, при трении, материал в зоне контакта находится в особом аустенитизированном состоянии, характеризующем высокой пластичностью при относительно высокой твердости и обратимостью структурных переходов, что определяет износоустойчивость аустенитизированного слоя. Такое состояние сохраняется, пока резкое изменение условий трения не нарушает квазиравновесного состояния. В этом же исследовании показано, как резко изменяется структура материала при выходе из контакта и в какой мере используемые в настоящее время статические методы испытаний искажают представление о действительной структуре в зоне трения.

Если в трении участвуют два материала и один из них достигает температуры размягчения, а другой остается твердым, происходит перенос металла с одной поверхности на другую, которая выглаживается за счет второго материала. При этом возможны оба вида структурных изменений — отжиг с коагуляцией и закалка.

Как показала Н. Н. Сухарина [40], при скорости скольжения 10 м/сек температура поверхностных слоев такова, что возможны фазовые превращения в сталях. И далее, упрочнение, достигаемое трением, имеет место как в сталях богатых углеродом, так и в сталях с малым содержанием последнего.

Высокоскоростное трение со смазкой может рассматриваться как технологическая операция упрочнения поверхности деталей.

Белый слой толщиной 30—50 мк обеспечивает высокую износоустойчивость стали. Он образуется за счет углеродосодержащей смазки.

## Влияние градиента температуры на изменение поверхностных слоев

Применительно к изменениям, протекающим в поверхностных слоях металлов при трении, существенным является наличие градиента температуры, возникающего при трении, который приводит к градиенту механических свойств и диффузионным процессам.

И. А. Одинг [35] выражает скорость диффузии в зависимости от градиентов, концентраций температур, упругой деформации следующим образом:

$$\frac{dq}{dt} = -D_c \frac{\partial C}{\partial x} + D_\varepsilon \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} + D_\vartheta \frac{\partial \vartheta}{\partial x}, \quad (I.7)$$

где  $D_c$  — коэффициент диффузии;  
 $C$  — концентрация;  
 $\varepsilon$  — деформация;  
 $\vartheta$  — температура;

$D_\varepsilon$  и  $D_\vartheta$  — коэффициенты пропорциональности.

Интенсивное протекание диффузионных процессов вызывает значительные структурные изменения. Последние детально были изучены В. В. Чернышевым [46], который показал, что при изнашивании за короткие сроки успевают произойти образование твердого раствора, растворение цемента и карбидов, миграция атомов углерода. В результате происходит обогащение углеродом или легирующими элементами одной поверхности трения за счет другой. На участках, насыщенных углеродом, при нагреве от трения могут возникнуть новые соединения и даже коагуляция карбидов.

Температурный градиент в теле вызывает остаточные напряжения растяжения в поверхностном слое при его охлаждении, а при мартенситных превращениях (при втором виде изменений) на эти напряжения накладываются напряжения сжатия, и общая напряженность снижается. Тем не менее, действующие напряжения могут привести к постепенному разрыхлению материала у поверхности трения и его усталостному разрушению в результате образования ультрамикротрещин.

## Влияние напряженного состояния на изменение поверхностных слоев

Под влиянием сжимающего напряжения и сил трения в напряженном объеме могут значительно изменяться как механические свойства материалов, так и их структура и характер процессов, протекающих под влиянием окружающей среды. Широко известны исследования Б. Д. Грозина [15], показавшего, что под влиянием объемного неравномерного напряженного состоя-

ния даже весьма хрупкие тела проявляют высокую пластичность. Подобное напряженное состояние возникает при трении [16].

Как отмечает Б. Д. Грозин [17], при малых площадях контакта массивных твердых тел пластическая деформация зависит от высоты и диаметра выступающих контактных объемов, и для реальных выступов, имеющихся на поверхностях твердых тел, приближается по своему характеру к всестороннему сжатию. Под влиянием пластических деформаций в материале происходят структурные изменения. Как известно, материал, подвергнутый значительной пластической деформации, легче окисляется [56].

Влияние механического воздействия на скорость коррозии рассматривается Ю. Р. Эвансом [49]. Согласно Э. С. Хеджесу [44], участки, имеющие остаточные сжимающие напряжения, становятся анодами, а ненапряженные — катодами.

Под влиянием давления по-иному могут протекать структурные превращения в материалах. Эти эффекты, установленные Бриджменом [8], входят в новую область науки — механохимию.

### **Изменения, вызванные химическим действием окружающей среды**

Нагрев контактов обычно сопровождается диффузионными процессами, чрезвычайно облегченными высокой температурой и пластическим течением металла. Диффузия становится заметной в обычных условиях, если металл в процессе трения не сразу предельно наклепывается, и пластическое течение может повторяться многократно. Характер протекания этого процесса не отличается от описанного для изменений, вызванных только повышением температуры. При относительно стабильно высокой температуре продукты насыщения образуют химические соединения, постепенно полностью насыщающие поверхностный слой и приводящие его в твердое хрупкое состояние. После этого происходит интенсивное разрушение образовавшейся пленки (рис. 13), обнажаются новые слои металла, и цикл повторяется. Это соответствует IV схеме нарушения фрикционных связей (см. табл. 3).

При мгновенных вспышках и затухании температуры образуются пересыщенные твердые растворы, причем значительно более твердые, чем без дополнительной диффузии элементов извне. При этом очень твердая и прочная пленка в некоторых случаях постепенно переходит в основной состав сплава. Первый вид изменений возможен в деталях сильно разогревающихся узлов — тормозах, клапанах и т. д. Оба вида изменений наблюдались многими исследователями. После испытания при сухом трении образовавшийся твердый, нетравящийся слой покрывает всю поверхность. После испытания на трение со смазкой на поверхностях трения наблюдаются белые пятна.

В опытах, описанных Б. И. Костецким [25] и Е. М. Швецовою [48], поверхностные слои насыщались кислородом воздуха. Однако не лишено вероятности насыщение и другими элементами, например углеродом. Во всех таких случаях образуются или пересыщенные твердые растворы с очень высокой твердостью и поверхность почти без признаков шероховатости, или значительно более хрупкие химические соединения.

Г. В. Виноградовым и его коллегами выявлено значение окружающей среды, особенно кислорода, на эффективность сма-

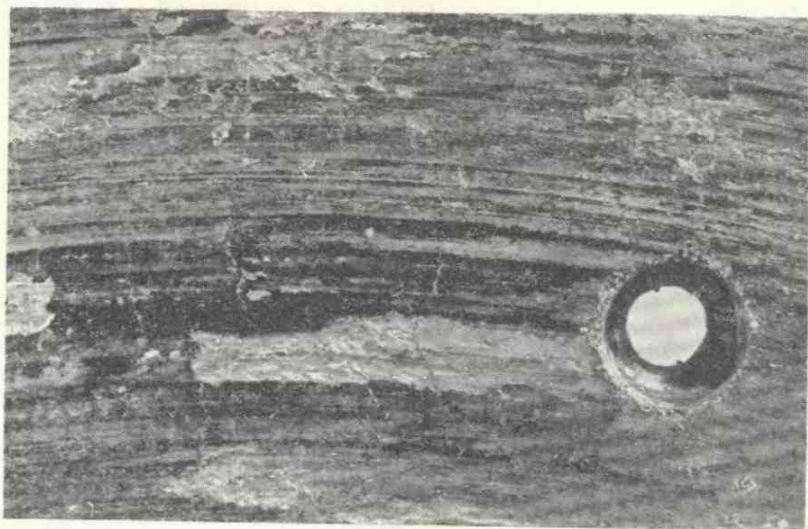


Рис. 13. Металлокерамика ФМК-8 с отслоившимися окисными пленками после работы в дисковом тормозе

зочного действия различных масел. Ими отмечается существенная окислительная активность газовой среды, склонность к окислению самого материала и возможность диффузии молекулярного кислорода в зону трения.

В отличие от многих исследователей они учитывают структурные изменения, возникающие в деформативной зоне под влиянием смазки и окружающей среды (кислорода, аргона и т. д.). Эта группа исследователей показала, что кислородосодержащие смазки значительно эффективнее работают при жестких режимах трения [9].

Большое значение имеет образование на поверхностях трения металлов пленок окислов. Окислы образуются весьма быстро. Все пленки, как правило, обладают значительной хрупкостью, которая особенно интенсивно проявляется при достижении ими

достаточной толщины; так как постоянная кристаллической решетки металла обычно не совпадает с постоянной пленки окисла, то пленка растрескивается по мере увеличения ее толщины.

Пленка окисла имеет иную твердость, чем металл. Все это приводит к тому, что при трении с поверхности металлического тела она удаляется легче, чем металл. Металл обнажается, на нем вновь образуется пленка окисла, и изнашивание происходит в результате удаления окисленного слоя металла. Следует учесть, как указывает Fink [56], что пластическая деформация металла резко увеличивает способность его к окислению. На поверхности металла практически мгновенно образуется тонкий слой окисла толщиной 10—15 Å. Первая ступень окисления металла связана с образованием на металлической поверхности окисла под влиянием хемосорбции атомов кислорода металлической поверхностью. Окисление начинает происходить в отдельных активных местах поверхности металла. Вторая ступень окисления сопровождается образованием определенной кристаллической фазы окислов.

Окисление происходит в результате внедрения атомов кислорода в решетку металла при сохранении решеткой ее ориентации.

В зависимости от ряда условий изменяется строение пленок окисла. Известны следующие окислы железа:  $\alpha$ - $\text{Fe}_2\text{O}_3$  (гематит),  $\gamma$ - $\text{Fe}_2\text{O}_3$  (шпинель),  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  (магнетит) и  $\text{FeO}$  (вюстит).

При окислении меди образуются (куприт)  $\text{Cu}_2\text{O}$  и  $\text{CuO}$  (тенорит).

Часто пленки бывают многослойными; например, обычная пленка состоит из последовательных слоев:  $\text{Fe}$ ;  $\text{FeO}$ ;  $\text{FeO} + \text{Fe}_3\text{O}_4$ ;  $\text{Fe}_3\text{O}_4$ ;  $\text{Fe}_2\text{O}_3$ .

Различные пленки окисла имеют различные фрикционные свойства.

Скорость роста пленки уменьшается со временем, а затем рост прекращается. Имеются различные теории, объясняющие это явление. Все эти теории детально разбираются П. Д. Данковым [20].

Пленка окисла (часть ее, обращенная к окружающей среде) находится в сжатом состоянии. Снятая с поверхности пленка легко скручивается. Наличие тангенциального напряжения (сжимающего) объясняется тем, что образующиеся химические соединения на поверхности имеют меньший шаг решетки, чем исходный металл. Пленка связана одной стороной с металлом, но сжать его не может. Возникающий градиент давления препятствует диффузии кислорода, а затем прекращает ее. В дальнейшем Данков развил иные представления, учтя перемещение дефектов кристаллической решетки.

## Изменение в полимерных материалах

Под влиянием деформации в зоне касания и тепла, развивающегося при трении, в полимерных материалах происходят весьма значительные изменения. Это относится как к термопластичным, так и к терморезактивным полимерам. Эти изменения еще мало изучены.

Интересные результаты применительно к полиамидноэпоксидным смолам получены Яссоном [51]. Он показал (табл. 2,

Таблица 2

**Антифрикционная композиция — привитая полиамидноэпоксидная смола**  
(скорость 1,0 м/сек, давление 80 кг/см<sup>2</sup>, время испытаний 1 ч)

Тип структуры	Режим термообработки		Температура масла в °С	Момент трения в кг·см	Коэффициент трения
	начальный	конечный			
Сферолитная крупная	60° С — 30 мин	110° С — 6 ч	23	23,0	0,046
			46	4,5	0,009
			46	4,5	0,009
			48	4,5	0,009
			48	4,5	0,009
			48	4,0	0,008
Сферолитная мелкая	40° С — 2 ч	110° С — 6 ч; 120° С — 3 ч	22	6,5	0,013
			40	2,5	0,005
			43	2,5	0,005
			43	2,0	0,004
			43	2,0	0,004
			43	2,0	0,004

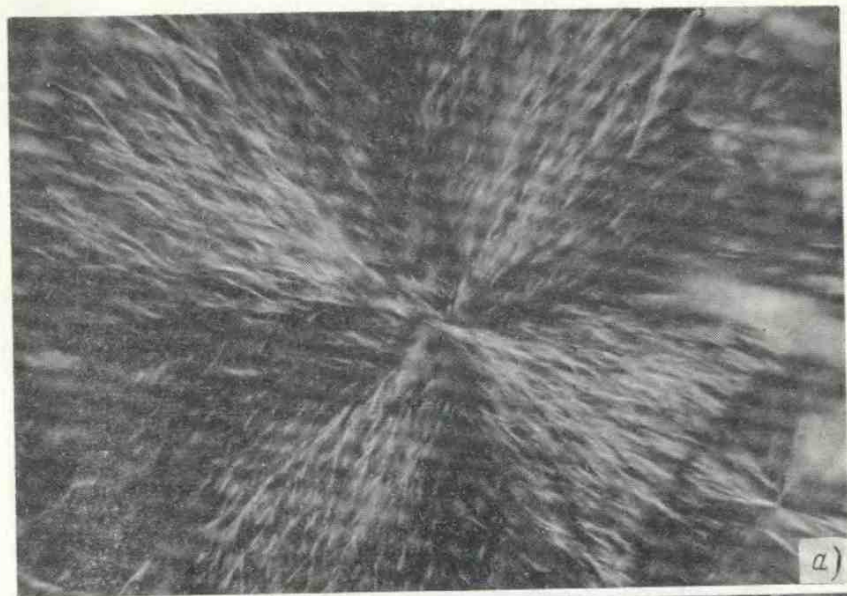
рис. 14, а, б), что структура полимера влияет на силу трения. Так, крупная сферолитная структура дает со смазкой большой коэффициент трения, тогда как мелкая в 2—3 раза меньше. В данном случае эти изменения были получены путем специальной термообработки. Очевидно, что подобная термообработка может легко иметь место при трении.

### § 6. ПЕРЕНОС МАТЕРИИ НА КОНТРЕЛО

#### Макроперенос

В некоторых случаях тонкий слой металла переносится с одного трущегося тела на другое даже при наличии смазки. Этот процесс много десятилетий назад был установлен на паре стальной вал — бронзовый подшипник по легкому налету бронзы.





a)



b)

Рис. 14. Сферолитные структуры:  
а — крупная; б — мелкая

Позже (1955—1963 гг.) наличие такого переноса обнаружили с помощью радиоактивных изотопов Kerridge [57], Archard, Hirst [52]; Lancaster [58].

Исследования Н. А. Буше показали, что при нормальной работе подшипников на поверхность твердого контртела переносится тонкий слой мягкой составляющей. Д. Н. Гаркунов установил, что фрикционное латунирование, т. е. перенесение на стальную поверхность тонкого слоя латуни путем обработки ее тупым резцом из латуни, резко снижает износ. Причину этого переноса английские исследователи видят в образовании мостиков сварки и разрыва последних.

По нашему мнению, перенос возможен также за счет усталостного отделения частиц с поверхности твердого тела и прилипания их к контртелу. Каков этот механизм, определенно сказать трудно. Однако очевидно, что подобная пленка часто существует, и наличие такой пленки из более мягкого материала создает положительный градиент механических свойств, что является необходимым условием нормального трения и износа, так как в этом случае исключается схватывание с глубинным вырыванием. Косвенным доказательством этого предположения являются результаты экспериментов С. Б. Айнбиндера и Э. Ф. Клоковой [3], известных своими исследованиями по холодной сварке металлов. Они показали, что при нанесении гальваническим путем на твердую металлическую пластинку тонкого слоя более мягкого металла холодная сварка невозможна при любых степенях вдавливания.

## Микроперенос

Д. Н. Гаркуновым совместно с автором обнаружено при трении медных сплавов о сталь в условиях граничной смазки, исключающей окисление меди (глицерин, спирто-глицериновая смесь), явление избирательного переноса меди из твердого раствора медного сплава на сталь и обратного ее переноса, сопровождающееся уменьшением коэффициента трения до жидкостного и приводящее к значительному снижению износа пары трения. Это явление характеризуется низким коэффициентом трения (равным жидкостному), высоким классом чистоты поверхности (до 14-го класса) и почти полным отсутствием износа поверхностей [11, 12]. Описанный эффект был назван взаимным избирательным переносом при трении.

Механизм этого процесса, исследованный совместно с А. А. Поляковым, заключается в следующем. В первый период работы пары поверхность медного сплава подвергается избирательному растворению.

Из сплава, имеющего гетерогенную структуру, или из однородного твердого раствора избирательно растворяются Zn, Sn,

Fe и другие анодные легирующие элементы. Поверхность трения при этом обогащается медью. Глицерин, действуя как слабая кислота, протравливает поверхность медного сплава. Образование

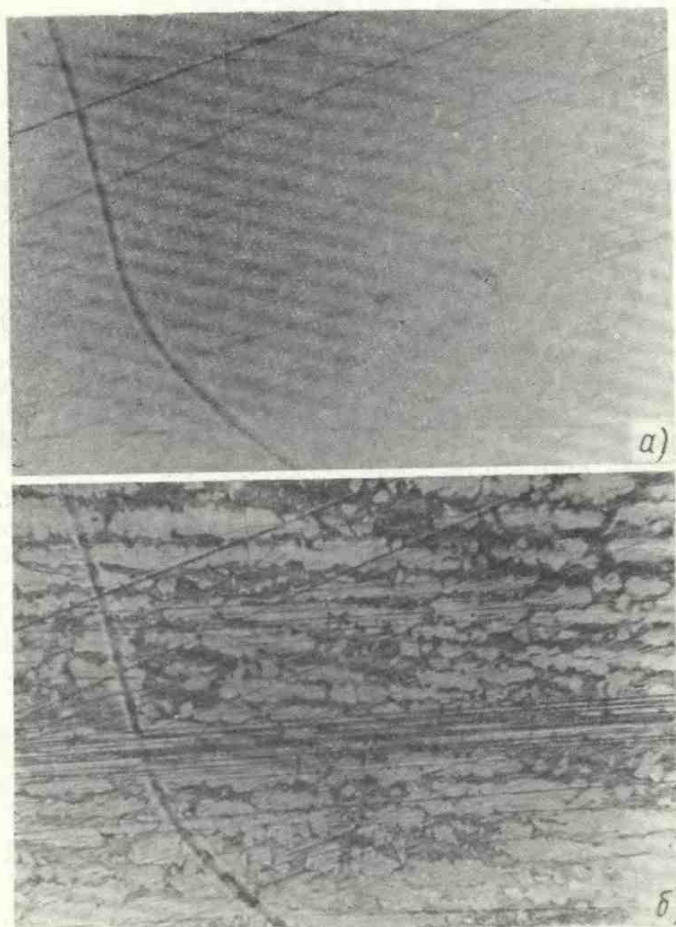


Рис. 15. Механизм обогащения поверхности бронзы медью:  
*a* — предварительно полированная поверхность; *b* — та же поверхность после 15 ч работы в паре с фетром в среде глицерина при  $q = 0,5 \text{ кг/см}^2$

травленной поверхности можно наблюдать как при трении о неметалл (фетр), так и о металл (сталь). На рис. 15 показана полированная поверхность бронзы после работы в течение 15 ч с фетром в среде глицерина при нагрузке  $0,5 \text{ кг/см}^2$  на машине 77MT-1 с возвратно-поступательным движением [36].

Таким образом, начальная стадия образования меди на поверхности трения медного сплава аналогична процессу избирательного растворения интерметаллических соединений и твердых растворов. Экстрагивное растворение медных сплавов было подробно изучено Л. М. Кефели [26] при исследовании получения «скелетных» катализаторов на базе распада кристалла  $\text{CuAl}_2$ .

Образующаяся новая фаза (из «оставшихся» атомов катодной меди) имеет рыхлую пористую структуру, весьма активную к окружающей среде вследствие наличия свободных связей. Под действием сил трения образуются зародыши кристаллической решетки меди [33]. Образующаяся медь мгновенно схватывается со сталью. Схватывание меди со сталью способствует разрыхлению глицерином окисной пленки на стали и ее разрушению при трении. Процесс схватывания происходит в пятнах фактического контакта и зависит лишь от скорости образования катодной меди, т. е. от скорости процесса избирательного растворения. По-видимому это объясняется накоплением в меди при растворении избытка электронов и недостатком их по той же причине в стали (сталь является «макроанодом»).

После покрытия медного сплава сплошной пленкой меди процесс анодного растворения прекращается, наступает второй период — установившийся режим трения меди по меди. Слои меди содержат абсорбированный глицерин. Глицерин препятствует окислению меди кислородом воздуха и пластифицирует медь.

## § 7. РАЗРУШЕНИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ. ОБРАЗОВАНИЕ ЧАСТИЦ ИЗНОСА

### О природе разрушения твердых тел

Механизм разрушения твердых тел в большой мере зависит от вида материала (металлы, хрупкие тела, полимеры), вида нагружения, а также величины нагрузки, вызывающей разрушение. Следует различать механизм разрушения в условиях многократного и однократного воздействия. При многократном воздействии изучение этого механизма представляет особые трудности, так как материал изменяет свои свойства в процессе повторного нагружения.

Применительно к конструкционным материалам, металлам, условия разрушения при однократном воздействии рассмотрены Н. Н. Давиденковым [19] и Я. Б. Фридманом [43].

Весьма эффективным является предлагаемый Я. Б. Фридманом критерий жесткости нагружения, представляющий собой отношение максимального касательного напряжения ( $\tau_{\max}$ ) к максимальному приведенному растягивающему напряжению  $S_{\max}^n$ .

Если нагружение жестко, т. е.  $\frac{\tau_{\max}}{S_{\max}^n} \rightarrow \min$ , то разрушение про-

исходит в результате отрыва материала, так как в материале скорее достигнется критическое напряжение отрыва. Если нагружение мягко, т. е.  $\frac{\tau_{\max}}{S_{\max}^n} \rightarrow \text{max}$ , то разрушение осуществляется

путем сдвига. Важно, что характер разрушения зависит в такой же мере от свойств материалов, как и от условий нагружения, что открывает пути правильного использования свойств материалов и выбора режима их эксплуатации.

Для выяснения механизма разрушения твердых тел большое значение имеют исследования по изучению влияния дефектов и трещин в твердых телах на их прочность. Эта концепция позволяет устранить имеющиеся расхождения между теоретической и наблюдаемой прочностью (на 2—3 порядка). Основное значение принадлежит теории Гриффитса о расчете критических напряжений, вызывающих разрушение тела при наличии внутренних трещин. Эта идея привлекает внимание многие годы, и в связи с этим изучение и учет всевозможных неоднородностей в твердом теле играет существенную роль в развитии современных представлений о разрушении твердых тел.

Краткий критический обзор этих представлений можно найти в работе [5].

Дефекты в твердых телах, являющиеся концентраторами напряжений, могут быть связаны как с несовершенством структуры твердых тел, так и повреждениями их в результате механических воздействий, тепловых напряжений и др. Такими концентраторами даже при отсутствии деформации являются искажения, наблюдаемые в телах с периодической структурой. Они связаны с тепловым движением атомов около положения равновесия. Время от времени тот или иной атом приобретает такую амплитуду движения, что покидает свое место в решетке и «втискивается» в соседнюю ячейку. Это явление, детально рассмотренное Я. И. Френкелем, соответствует возникновению «дырок» и соответственно межузлового атома. Число «дырок» и межузловых атомов невелико; оно, как отмечает Я. И. Френкель [42], не превышает 1% от общего числа атомов.

Образование «дырок» в кристалле связано с увеличением потенциальной энергии атома на величину, равную теплоте испарения. Эта избыточная энергия может быть сообщена как в результате деформирования материала, так и вследствие его нагрева при трении.

Каждой температуре соответствует равновесная концентрация вакансий. Энергия, необходимая для образования одной вакансии, равна примерно 1 эв. Образование вакансий на границе двух твердых тел при трении облегчено не только высокой температурой и деформацией, но и взаимодействием полей предельно сближенных твердых тел. При пересыщении вакансиями

в данном объеме происходит их коагуляция, приводящая к образованию микрополостей.

Повторные пластические деформации, обусловленные образованием и нарушением фрикционной связи, резко увеличивают число дефектов, в частности ультрамикротрещин, имеющих всегда на поверхности поликристаллического тела. Механические деформации вносят дальнейшие искажения в кристаллическую решетку, резко изменяя механические свойства кристаллов, в сотни раз увеличивая прочность и предел упругости.

Места остаточных напряжений также создают неоднородность напряженного состояния, т. е. могут рассматриваться как дефекты твердого тела.

Согласно дислокационной теории эффектов, начало которой положено Моттом, концентраторами напряжений является скопление дислокаций, в случае наличия каких-либо препятствий в плоскости скольжения, которые приводят к образованию микротрещин.

Согласно Гриффитсу, разрушение твердого тела будет иметь место, когда приложенное растягивающее напряжение к нему  $\sigma$  достигнет значения  $\sigma_k$ , вызывающего перенапряжение в вершине трещины, равное теоретической прочности  $\sigma_T$ , т. е.  $\sigma_T = \sigma_k \beta$ , где  $\beta$  — коэффициент концентрации напряжения.

Максимальная техническая прочность, т. е. максимальное нормальное к плоскости трещины растягивающее напряжение  $\sigma_k$ , выражается Гриффитсом следующим образом в зависимости от величины поверхностной энергии  $\sigma_n$ , модуля упругости материала  $E$  и длины трещины  $c$ :

$$\sigma_k = \alpha \sqrt{\frac{E\sigma_n}{c}} \quad (1.8)$$

Трещина будет самопроизвольно увеличиваться, когда уменьшение упругой энергии в образце за счет падения напряжения вокруг трещины в связи с ее ростом равно или больше увеличения потенциальной энергии, связанной с образованием поверхностей разрыва. Однако это справедливо лишь для идеально упругих тел. Если же тела обладают пластичностью, то освобождающаяся при раскрытии трещины упругая энергия будет расходоваться не на дальнейшее увеличение трещины, а на пластические течения. Это ограничивает применение схемы Гриффитса.

В. И. Лихтман, Е. Д. Шукин и П. А. Ребиндер [29] предлагают рассматривать два этапа этого процесса: а) стадию пластической деформации, предшествующей появлению опасных трещин и б) быстрое распространение одной или нескольких сливающихся опасных трещин. Переход от одной стадии к другой происходит, когда произведение нормального напряжения  $p$  на скалывающее  $\tau$  достигнет величины  $\frac{G\sigma}{L}$ , где  $G$  — модуль сдвига,

$\sigma$  — свободная поверхностная энергия твердого тела,  $L$  — сечение образца (в нашем случае — сечение частицы износа).

Для анализа процессов разрушения весьма существенно геометрическое сечение устья трещины. По Гриффитсу трещина имеет эллиптическое сечение П. А. Ребиндер отмечает необходимость клиновидного сечения микротрещины и в ее тупиковой части, что обеспечивает возможность смыкания трещины после ее разгрузки. Это невозможно для трещины, имеющей эллиптическое сечение. Возможность смыкания и самозалечивания этой трещины определяет весьма низкий к. п. д. процесса разрушения. В связи с этим ошибочно оценивать условия разрушения твердых тел по работе, необходимой для образования новой поверхности.

Установлено, что энергия разрушения в основном расходуется на деформирование прилегающей зоны и лишь ничтожная часть этой энергии идет на увеличение поверхностной энергии системы. Причем энергия разрушения превышает свободную поверхностную энергию примерно на 3 порядка. Таким образом, в формуле Гриффитса в подкоренном выражении должна быть вместо поверхностной энергии величина на 3 порядка большая. Это обстоятельство казалось бы сводит на нет анализ явлений, учитывающих поверхностную энергию, однако, практически это не так. Причина этого, вероятно, заключается в том, что работа  $p$ , затрачиваемая на деформирование прилегающей зоны, приближенно пропорциональна поверхностной энергии  $\sigma_0$ , т. е.  $p_{эф} = \sigma_0 + p$ , причем  $p = \varphi(\sigma_0) \approx k\sigma_0$ . Поэтому, хотя  $p \gg \sigma_0$  (превышает его на 2 порядка), все же имеется зависимость между  $p_{эф}$  и  $\sigma_0$ .

Механизм разрушения полимеров имеет ряд особенностей. Обзор различных видов разрушения можно найти в работе [5].

Особые трудности представляет собой анализ механизма разрушения тел при напряжениях, меньших критических, происходящих в результате однократного длительного или повторных воздействий.

Наиболее глубокое изучение временной зависимости прочности твердых тел было выполнено С. Н. Журковым с сотрудниками [24].

Итогом этих исследований является зависимость времени  $\tau$ , необходимого для разрушения твердого тела, от ряда параметров:

$$\tau = \tau_0 e^{\frac{u}{kT}}, \quad (1.9)$$

где  $\tau_0$  — постоянная, близкая к периоду тепловых колебаний атомов;

$u$  — энергия активации процесса разрушения;

$$u = u_0 - \gamma p; \quad (1.10)$$

здесь  $u_0$  — энергия активации процесса разрушения при отсутствии растягивающего напряжения, близкая по величине энергии сублимации для металлов или энергии химической связи для полимеров;

$\gamma$  — коэффициент, зависящий от природы и структуры материала;

$\rho$  — растягивающее напряжение;

$k$  — постоянная Больцмана;

$T$  — абсолютная температура.

Зависимость (I. 9) соблюдается в широком диапазоне времени (от  $10^{-3}$  до  $10^7$ ).

Как следует из соотношения (I. 10), при увеличении внешнего растягивающего напряжения уменьшается энергия  $u$ . Зависимости (I. 9) и (I. 10) обосновывают широко известную в теории усталостной прочности твердых тел так называемую кривую Велера, связывающую число циклов  $n$ , необходимых для разрушения с действующим на испытуемое тело напряжением  $\sigma$ , или с деформацией  $\epsilon$ .

В первом случае нагружение называется «мягким», во втором — «жестким». На рис. 107 приведена эта зависимость.

Этот график может быть выражен в аналитической форме так:

$$n = \left( \frac{\rho_p}{\rho_x} \right)^{t_1}, \quad (\text{I. 11})$$

или

$$n = \left( \frac{\epsilon_p}{\epsilon_x} \right)^{t_2}, \quad (\text{I. 12})$$

где  $\rho_p$  — разрушающее напряжение;

$\epsilon_p$  — разрушающая деформация при однократном приложении нагрузки;

$\rho_x, \epsilon_x$  — действующее на образец напряжение или относительная деформация.

Процесс усталостного разрушения твердых тел нельзя рассматривать, не учитывая окружающей среды [28, 29]. Поверхностно активная среда может в значительной мере понижать прочность твердого тела, соответственно изменяя значения  $u_0$  и  $\gamma$ .

Процесс усталостного разрушения металлов и образование усталостной трещины можно разделить на три этапа:

I — образование пластических сдвигов в результате этого упрочнения;

II — разрыхление решетки после предельного упрочнения;

III — образование трещины усталости в зоне разрыхления и рост ее за счет концентрации напряжений в ее тупиковой части.

Поверхностно активная среда существенно влияет на первый



этап процесса, облегчая образование пластических сдвигов; в связи с этим упрочнение наступает значительно быстрее. После образования трещин поверхностно активная среда в них проникает, мигрируя по их стенкам. Это снижает поверхностную энергию и облегчает развитие пластических деформаций, локализуя их в меньшем объеме; поверхностно активные молекулы, находясь в трещинах, препятствуют их смыканию — самозалечиванию.

Коррозионная среда, являясь поверхностно активной, в смысле адсорбционного воздействия на механические свойства металла, способствует образованию трещин. Так как всякой концентрации напряжений соответствует более положительный потенциал, то этот участок становится анодом, и процесс коррозии, имеющий электрохимическую природу, активно идет после образования трещин. Процесс коррозии протекает в микротрещинах усталости, вызывая дополнительные напряжения вокруг трещин из-за расклинивающего действия продуктов коррозии.

Следует различать износ в условиях чисто поверхностно активной среды и износ в условиях коррозионной среды, последняя может резко облегчить образование частиц износа.

### **Об образовании частиц износа**

Рассмотрим образование частиц износа при микрорезании, глубинном вырывании и повторном деформировании.

#### **Микрорезание**

При соответствующей конфигурации контактирующего выступа или наличия на поверхности трения твердой частицы (абразива или наклепанной частицы износа материала) при внедрении на достаточную глубину (примерно 0,2—0,3 радиуса выступа), т. е. при переходе порога внешнего трения (см. гл. III), может наблюдаться микрорезание материала.

На рис. 16 показана стружка, полученная М. М. Хрущовым при воздействии абразивной шкурки, находящейся на жесткой металлической основе, на сталь У-8, закаленную и отпущенную при 100° С. Однако получить стружку, когда абразив находится в почве, почти невозможно, так как в этом случае абразивные частицы округлены и не лежат, как у абразивной шкурки, на твердом основании. Эти частички, утапливаясь в почву, лишь пластически деформируют металл.

В обычных узлах трения получение таких частиц износа исключено, так как заранее подбирают нагрузки, при которых внедрение не достигает необходимой для резания величины.

Следует учитывать, что если даже в одном из 1000 контактов допустить резание, то оно уже становится ведущим видом износа (см. гл. V).

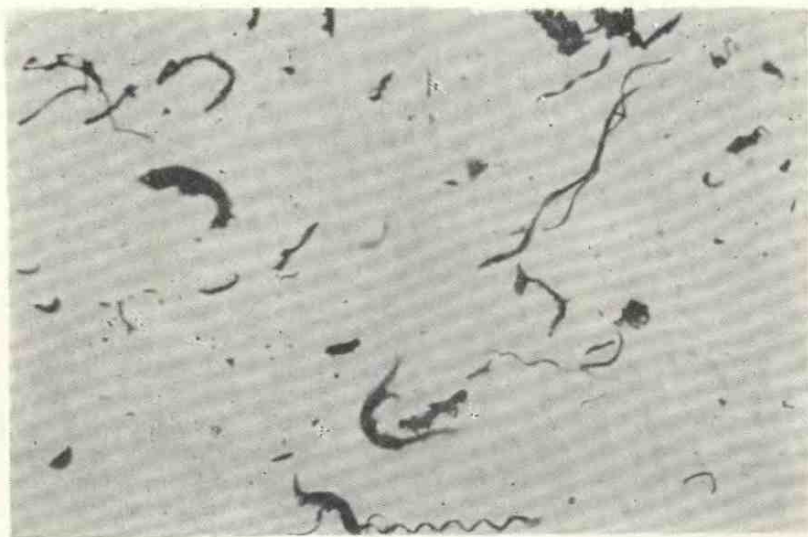


Рис. 16. Стружка.  $\times 100$

### Глубинное вырывание

Глубинное вырывание — недопустимый вид разрушения. При дисперсном характере его интенсивно изнашиваются поверхности трения. В некоторых случаях, при достаточно больших очагах глубинного вырывания, наблюдается заедание поверхностей трения, полностью нарушающее работу узла трения.

Глубинное вырывание возникает при нарушении порога внешнего трения (см. гл. III, § 5). Оно носит характер выдирания или выкалывания материала не по месту спайки, а внутри одного из тел.

Поверхность разрушения состоит из фигур, напоминающих по форме фигуры, образующиеся при разрушении разрываемых образцов: у пластичных материалов выступающие вверх и вдоль движения, а также сужающиеся конусы и гребни; у хрупких материалов — острые уступы и впадины.

Условия для схватывания обычно возникают только в отдельные моменты скольжения. Значительную часть пути грубые, рваные поверхности, с выступами и углублениями, внедряются одна в другую, выцарапывая, а в некоторых местах выглаживая поверхности. Поэтому глубинное вырывание почти всегда сопровождается другими видами разрушения.

Поверхности трения обычно покрыты царапинами различной длины, отличающимися от царапин, полученных без вырывания, тем, что их дно и стенки имеют рваные очертания.

Вырванный материал образует выступ, который вновь схватывается с окружающим материалом. Происходит глубинное вырывание внутри царапины, в результате чего последняя расширяется. Этот процесс носит лавинный характер.

Глубинное вырывание может наблюдаться в узлах сухого трения, где оно при значительных давлениях и малых скоростях скольжения принимает массовый характер и приводит к быстрому выходу из строя трущихся деталей. Примером может служить фрикционный узел автосцепки железнодорожного подвижного состава, когда ранее трущаяся пара (цилиндр — сухарь автосцепки) изготовлялась из близких по составу сталей.

В условиях граничной смазки глубинное вырывание возможно только при разрыве масляной пленки, прочность которой очень велика. Ее разрыв возможен при неустановившемся режиме трения или его нарушении в процессе приработки, при перепадах подачи смазки, попадании частиц между поверхностями трения, перегреве контакта и других причинах.

Процесс вырывания сопровождается интенсивными механическими изменениями окружающих слоев материала на значительную глубину. Зерна вытягиваются, образуя вихреобразную структуру, измельчаются и перемешиваются до полной однородности. В поверхностных слоях они переходят иногда в окислы или нетравящийся слой. Так, в процессе задира при граничной смазке образуются белые пятна.

Причиной глубокого вырывания является нарушение порога внешнего трения за счет возникновения отрицательного градиента механических свойств по глубине от поверхности трения или за счет слишком большого относительного внедрения.

### **Отделение частиц вследствие повторного деформирования**

Пятна касания при износе располагаются хаотически. Перед каждым пятном возникает гребешок деформированного материала. Волна бежит перед выступом (рис. 17), распространяясь и в глубину. Повторные воздействия приводят к возникновению концентраторов напряжений. Последние появляются также в результате тепловой и механической обработки детали под влиянием тепла, выделяющегося при трении. Они вызываются также следами обработки — царапинами и, наконец, металлургическими дефектами — усадочными порами, газовыми пузырями, включениями шлака, резкой неоднородностью размеров кристаллов, различием в твердости и т. д. Эти концентраторы постепенно переходят в трещины, не срастающиеся после снятия нагрузок, вследствие адсорбционных, диффузионных и коррозионных процессов, которые протекают на вновь образованных поверхностях раздела.

Механизм образования этих трещин описан нами выше как для адсорбционного, так и коррозионного воздействий.

Разрушение материала в результате повторных деформаций, приводящих к разрыхлению металла, подробно описано Н. Н. Афанасьевым [4]. Он указывает, что при достаточных напряжениях, например для армко-железа  $26 \text{ кг/см}^2$ , линии сдвигов при повторных изгибах образца заметны уже при первых циклах нагружения. Потом эти линии увеличиваются в ширину и иногда дают разветвление. Позднее линии сдвигов превращаются в трещины. Первым признаком перехода линии сдвига в трещину усталости является образование у конца ее густой развет-

вленной с системы линий сдвигов, напоминающей по форме корневище.

Упрочнение зерна связано с повышением предела текучести; оно приводит к повышению напряжения при той же деформации. В связи с возрастанием напряжения в отдельных дефектных местах возможно образование

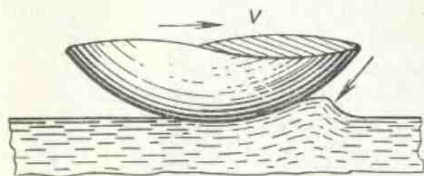


Рис. 17. Валик, образующийся при скольжении индентора

скольжения с надрывами. Постепенно эти надрывы сливаются в трещину, которая приводит к разрушению материала.

Разрушения, возникающие на поверхностях трения в результате повторных воздействий, названы нами фрикционной усталостью.

Некоторые закономерности фрикционной усталости описаны в гл. V. К сожалению, экспериментальных данных по оценке величин частиц износа, образующихся в этих условиях, имеется еще недостаточно. Так, для металлов мы располагаем данными Керриджа и Ланкастера, относящихся к сухому трению (см. гл. V). Ю. И. Костерин для асбофрикционных материалов, пользуясь седиментационным методом Фигуровского [50], определил, что средний размер асбофрикционных частиц составляет  $1-2 \text{ мм}$ , а иногда и меньше.

Как известно, при установившемся режиме трения шероховатость поверхности воспроизводится. Каков механизм воспроизведения шероховатости — сказать трудно. Сам процесс отделения частицы износа — явление достаточно редкое. Так, если принять, что размер частицы износа эквивалентен сфере диаметром  $3 \text{ мк}$ , то при линейном износе  $10^{-10}$  с поверхности  $1 \text{ см}^2$  отделится при перемещении на  $1 \text{ см}$  две-три частицы. Это обстоятельство заставляет высказаться в пользу усталостного износа.

По нашему мнению, частицы износа могут иметь форму лепестков или очень мелких образований — в виде пыли, отшелушивающейся с поверхности трения, представляющей собой пре-

дельно охрупченный материал вследствие перенаклепа, окисления или диффузионного легирования. На рис. 12 показано схематически возникновение подобных частиц износа.

### О расчете размера частиц износа

Rabinowicz [61] рассуждает так. Пусть полусферическая частица лежит на поверхности, удерживаясь на ней силами адгезии по диаметральной плоскости. Если эту частицу сжимать другой поверхностью, параллельной первой, то упругая энергия деформации, изменяющая размеры тела в поперечном направлении, выразится следующим образом

$$E_v = \left( \nu^2 \varepsilon_{\max}^2 \frac{E}{2} \right) \frac{\pi d^3}{12}, \quad (1.13)$$

где  $\nu$  — коэффициент Пуассона;  
 $\varepsilon$  — деформация сжатия.

Общая поверхностная энергия, удерживающая частицу,

$$E_s = W_{ab} \frac{\pi d^2}{4}. \quad (1.14)$$

Для отделения частицы необходимо, чтобы  $E_\Phi \geq E_s$ , откуда

$$d \geq \frac{6W_{ab}}{\nu^2 Y \varepsilon_{\max}^2}, \quad (1.15)$$

где  $W_{ab} = \gamma_a + \gamma_b - \gamma_{ab}$ . Здесь  $\gamma_a$  и  $\gamma_b$  — поверхностное натяжение на границе твердое тело — воздух;  $\gamma_{ab}$  — поверхностное натяжение на границе раздела этих твердых фаз.

Полагая, что  $\nu^2 = 10^{-1}$ ,  $\varepsilon_{\max} = 3 \cdot 10^{-3}$  и  $\varepsilon_{\max} E = \frac{q}{3}$ , находим

$$d \geq 60\,000 \frac{W_{ab}}{q}, \quad (1.16)$$

где  $q$  — эффективное напряжение пластического деформирования,  $q = c\sigma_s$ .

Далее Рабинович рассматривает полусферу, касающуюся диаметральной площадью. Однако он полагает, что адгезия возникает на поверхности полусферы, а последняя сжимается силой, нормальной к диаметральной площади. Полагая, что частицы и основа состоят из одного и того же материала, он получает

$$d \geq 24\,000 \frac{\gamma_a}{q}. \quad (1.17)$$

В данном случае автор полагает, что

$$\gamma_a + \gamma_b - \gamma_{ab} = 2\gamma_a.$$

Э. Рабинович первый предпринял попытку расчета размера частицы износа. Однако предполагаемый расчет страдает известной схематичностью. Приравнивать работу упругой деформации

ции работе, необходимой для образования новой поверхности, не следует, так как значительная доля работы затрачивается на пластическое деформирование зоны, прилегающей к поверхности трещины, и упругое деформирование прилегающих областей (подробнее см. стр. 38—39).

Кроме того, эта расчетная схема совершенно не учитывает необходимость образования трещин предразрушения. Однако, как мы отмечали, общая работа, затрачиваемая на образование новой поверхности, может быть пропорциональна поверхностной энергии, поэтому соотношение (1.17) следует рассматривать лишь как безразмерную характеристику, которой могут быть пропорциональны размеры частиц.

## § 8. КЛАССИФИКАЦИЯ ФРИКЦИОННЫХ СВЯЗЕЙ

Из предыдущего мы видим, что взаимодействие поверхностей имеет двойственную молекулярно-механическую природу. Молекулярное взаимодействие обусловлено взаимным притяжением двух твердых тел, их адгезией; механическое — взаимным внедрением элементов сжатых поверхностей.



Рис. 18 Основные виды нарушения фрикционных связей

При скольжении имеют место различные изменения поверхностного слоя, вызванные деформацией, напряжением, температурой и химическим действием окружающей среды. Нами были рассмотрены различные виды разрушения поверхностей трения. На основе изложенного произведем классификацию фрикционных связей, возникающих на поверхностях двух тел под действием нормальных и тангенциальных сил и исчезающих при снятии этих сил.

На рис. 18 показано пять основных видов нарушения фрикционных связей. Первые три вида наблюдаются при механическом взаимодействии, последние два — при молекулярном. В зависимости от величины адгезии  $\frac{\tau}{\sigma_s}$  и относительной глубины внедрения  $\frac{h}{R}$  будут иметь место: 1) упругое оттеснение материала; 2) пластическое оттеснение материала; 3) срез внедрившегося материала; 4) схватывание пленок, покрывающих поверхности твердых тел, и их разрушение; 5) схватывание поверхностей, сопровождающееся глубинным вырыванием материала.

Условия перехода от первого вида ко второму и третьему зависят от относительной глубины внедрения материала и величины сил адгезии. Если принять, что внедряющийся элемент подобен сферическому индентору, то, как мы увидим далее (гл. III), микрорезание в случае идеальной смазки будет, когда  $\frac{h}{R} > 0,3$  [см. формулу (III. 36)]; для сухих поверхностей — приблизительно 0,1 (см. табл. 17).

Упругое оттеснение будет иметь место, когда

$$\frac{h}{R} \leq 2,4 \left[ \frac{c\sigma_s(1-\mu^2)}{E} \right]^2 \approx 200 \left( \frac{\sigma_s}{E} \right)^2. \quad (I. 18)$$

Характер деформирования единичных неровностей можно оценивать по углу их наклона. Х. Блок предложил следующую характеристику (по Буссинне):

$$\operatorname{tg} \theta \leq \frac{\beta H(1-\mu^2)}{E}, \quad (I. 19)$$

где  $\beta$  — множитель, изменяющийся от 0,8 до 2;

$H$  — твердость;

$\mu$  — коэффициент Пуассона.

Это уравнение эквивалентно предыдущему и отличается от него лишь множителем. Согласно уравнению (I. 19) пластическая деформация имеет место для сталей при угле  $\theta$  больше  $1^\circ$  и для цветных металлов больше  $0,3^\circ$ .

Осуществление четвертого и пятого видов зависит от соотношения между прочностями пленки и основного материала, а также от величины напряженного состояния. Если прочность пленки меньше прочности основного материала, то будет иметь место четвертый вид. Когда прочность пленки или поверхностных слоев, лишенных пленки, больше, то будет иметь место пятый вид.

Переход от четвертого к пятому виду зависит от градиента механических свойств.

Если  $\frac{d\tau}{dh} > 0$ , где  $\tau$  — сопротивление на сдвиг,  $h$  — глубина, отсчитываемая от пятна касания, то будет иметь место четвертый вид; если  $\frac{d\tau}{dh} < 0$  — пятый вид.

Тот или иной вид нарушения фрикционной связи зависит как от геометрии контактирования (формы выступа и глубины внедрения), так и от свойств материала: предела текучести  $\sigma_s$ , модуля упругости  $E$ , величины адгезии.

Весьма типичным для трения и изнашивания является рассмотрение взаимодействия двух трущихся тел, разделенных промежуточной прослойкой (пленкой смазки, окисла и др.).

Для правильного понимания процесса износа существенным является то обстоятельство, что в зависимости от вида нарушения фрикционных связей (табл. 3) отделение материала происходит при разном числе воздействий: от очень большого ( $10^6$ — $10^{10}$ ) при упругом оттеснении до однократного при срезе материала.

Таблица 3

**Основные характеристики фрикционных связей**  
(римскими цифрами обозначены виды связи)

Характеристика	I	II	III	IV	V
Характер деформирования	Упругое оттеснение материала	Пластическое оттеснение (передерформирование) материала	Резание материала	Разрушение схватывающихся пленок	Разрушение основного материала
Число циклов ( $n$ ), приводящих к разрушению основы	$n \rightarrow \infty$	$1 < n < \infty$	$n = 1$	$n \rightarrow \infty$	$n = 1$
Условие осуществления	$\frac{h}{R} < 0,01$ черный металл; $\frac{h}{R} < 0,0001$ цветной металл	Сухое $\frac{h}{R} < 0,1$ ; смазанное $\frac{h}{R} < 0,3$	Сухое $\frac{h}{R} > 0,1$ ; смазанное $\frac{h}{R} > 0,3$	$\frac{d\tau}{dh} > 0$	$\frac{d\tau}{dh} \leq 0$

### § 9. УСЛОВИЯ, ОГРАНИЧИВАЮЩИЕ ОБЛАСТЬ ПРОЦЕССОВ ТРЕНИЯ И ИЗНАШИВАНИЯ

Было бы неправильным всякое тангенциальное сопротивление, возникающее в плоскости касания двух тел, называть силой трения, а наблюдаемые при этом повреждения считать износом. Если стоять на этой позиции, то прочность любого сварного шва, испытываемого на срез, будет характеризоваться силой трения, а повреждение при разрушении — его износом. Или, например, срез зубьев реечного зацепления будет являться трением, а срезаемые зубья рассматриваться как износ. Очевидно, что эти точки зрения являются неверными и поэтому необходимо более четко сформулировать понятие о силе трения и износе.



Если оценивать виды образования и нарушения пятен по условиям отделения материала, то их можно разделить на три группы:

первая — пятна, в которых материал отделяется при очень большом числе циклов (рис. 18, I и IV виды);

вторая — пятна, в которых материал основы отделяется при однократном образовании и исчезновении пятна (III и V виды);

третья — промежуточный случай, когда материал основы отделяется при многократном образовании и исчезновении пятна (II вид).

Для внешнего трения необходима локализация всех деформационных процессов в тонком поверхностном слое. Так как обычно прочность адгезионного шва бывает выше, чем прочность близлежащего материала, то для внешнего трения твердых тел необходимо наличие на этих телах тонких поверхностных пленок, защищающих нижележащий материал от адгезионного взаимодействия.

Трением будем называть сопротивление, обусловленное преодолением фрикционных связей при условии обтекания материала внедряющимися неровностями, когда образующиеся адгезионные связи локализуются в тонких пленках, покрывающих твердые тела.

Износом будем называть отделение материала при I, II и IV видах нарушения фрикционных связей. Третий вид нарушения нельзя считать износом, ибо ему соответствует любая операция, связанная с сознательным изменением размеров (резанием, шлифованием и др.), и, следовательно, не будет отличия между износом и технологической операцией обработки поверхностей.

Итак, износ — процесс отделения материала в результате многократного нарушения фрикционных связей. Из этого определения следует, что одной из наиболее существенных характеристик износостойкости является способность поверхностных слоев противостоять повторным деформациям.

Усталость поверхностных слоев при упругом деформировании и охрупчивание при повторной пластической деформации являются основными причинами износа деталей машин.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Абрикосова И. И., Дерягин Б. В. О законе межмолекулярного взаимодействия на больших расстояниях. М., ДАН СССР, Т. XC, № 6, 1953, стр. 1055—1058.

2. «Адгезия». Сб. под ред. Н. Дебрейна и Р. Гувинка. М., Изд-во иностр. лит., 1954, 584 стр.

3. Айнбиндер С. Б. и Клокова Э. Ф. О возникновении сцепления металлов при совместной пластической деформации. ЖТФ. Т. 25, Вып. 13, 1955, стр. 2356—2364.

4. Афанасьев Н. Н. Статистическая теория усталостной прочности металлов, Киев, Изд-во АН УССР, 1965.

5. Бартенев Г. М., Зуев Ю. С., Прочность и разрушение высокоэластичных материалов. М.—Л., Изд-во «Химия», 1964, 387 стр.
6. Боуден Ф. П., Тейбор Д. Трение и смазка. Машгиз, 1960, стр. 151.
7. Бочвар О. С. Исследование методов подготовки шлифов для испытания. Труды совещания по микротвердости. М., Изд-во АН СССР, 1951, стр. 49—61.
8. Бриджмен П. В. Новейшие работы в области высоких давлений М., Изд-во иностр. лит., 1948, 300 стр.
9. Виноградов Г. В., Корепова И. В., Подольский Ю. Я., Павловская Н. Т. Смазочное действие низкомолекулярных углеводов при тяжелых режимах трения. Сб. «Теория смазочного действия и новые материалы». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 8—12.
10. Воюцкий С. С., Шаповалов А. И., Писаренко А. П. О роли диффузии в явлениях адгезии высокополимеров друг к другу. М., ДАН СССР. Т. 105, № 5, 1955, стр. 1000—1002.
11. Гаркунов Д. Н., Крагельский И. В. Об атомарном схватывании материалов при трении. М., ДАН СССР. Т. 113, № 2, 1957, стр. 326—327.
12. Гаркунов Д. Н., Лозовский В. Н., Поляков А. А. О механизме взаимного атомарного переноса меди при трении бронзы по стали. ДАН СССР. Т. 133, № 5, 1960, стр. 1128—1129.
13. Гегузин Я. Е., Крагельский И. В., Парицкая Л. Н. О взаимном схватывании металлов при высоких температурах под давлением. Сб. «Новое в природе схватывания твердых тел». М., Изд-во «Наука», 1966.
14. Гогоберидзе Д. Б. и Кобацкий Н. А. К вопросу об изменении состояния слоя у поверхности при полировке. Труды совещания по микротвердости. М., Изд-во АН СССР, 1951, стр. 66—72.
15. Грозин Б. Д. Механические свойства закаленной стали. Киев, Машгиз, 1951, 168 стр.
16. Грозин Б. Д., Семирог-Орлик В. Н. Определение механических свойств высокопрочных металлов методом всестороннего неравномерного сжатия. Киев, НТО Машпром, 1956, 16 стр.
17. Грозин Б. Д. Износ металлов. Киев, Гостехиздат УССР, 1951, 252 стр.
18. Грозин Б. Д., Костецкий Б. И. Износ в зубчатых передачах. «Вестник машиностроения», 1947, № 12, стр. 23—37.
19. Давиденков Н. Н. За и против единой теории прочности. «Вестник инженеров и техников», 1947, № 4, стр. 121—129.
20. Данков П. Д., Игнатов Д. В., Шишаков Н. А. Электронографические исследования окисных и гидроокисных пленок на металлах. М., Изд-во АН СССР, 1953, 200 стр.
21. Дерягин Б. В., Кротова Н. А. Адгезия. М.—Л., Изд-во АН СССР, 1949, 244 стр.
22. Дьяченко П. Е. Применение метода микротвердости для определения глубины наклепанного слоя. Труды совещания по микротвердости. М., Изд-во АН СССР, 1951, стр. 201—210.
23. Елин Л. В. Взаимное внедрение поверхностных слоев металлов, как одно из причин изнашивания при несовершенной смазке. Сб. «Трение и износ в машинах», № 13. М., Изд-во АН СССР, 1959, 267 стр.
24. Журков С. Н. Замечание по поводу статьи И. Е. Курова и В. А. Степанова. ФТТ, 1962, № 4, стр. 3352—3354.
25. Костецкий Б. И. Износостойкость деталей машин. Киев — М., Машгиз, 1950, 168 стр.
26. Кефели Л. М. Исследование структурных превращений интерметаллических соединений и твердых растворов при избирательном растворении в электролитах. Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора химических наук. М., 1956, 17 стр.
27. Лифшиц Е. М. Влияние температуры на молекулярные силы притяжения между конденсированными телами. ДАН СССР. Т. 100, № 5, 1955, 879 стр.

28. Лихтман В. И., Ребиндер П. А., Карпенко Г. В. Влияние поверхности активной среды на процесс деформации металлов. М., Изд-во АН СССР, 1954, 208 стр.

29. Лихтман В. И., Шукин Е. Д., Ребиндер П. А., Физико-механическая механика металлов. М., Изд-во АН СССР, 1962, 303 стр.

30. Любарский И. М. Повышение износоустойчивости тяжело нагруженных шестерен. М., Изд-во «Машиностроение», 1965, 132 стр.

31. Любарский И. М. Об обратимости структурных превращений при трении. Сб. «Теория смазочного действия и новые материалы», М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 237—241.

32. Любарский И. М., Теплых Н. М., Воскобойников Д. В., Подгорная О. Ф., Туровский М. Л. Динамика структурных превращений при износе. Труды 3-й Конференции по трению и износу в машинах. Т. 1. М., Изд-во АН СССР, 1960, стр. 163—170.

33. Маллин Дж. В. Кристаллизация. М., Изд-во «Металлургия», 1965, 342 стр.

34. Нудельман Я. Л., Эрлих Л. Б. Упругая устойчивость некоторых деталей машин. «Вестник машиностроения», 1952, № 12, стр. 27—30.

35. Одинг И. А. Термическая диффузия в металлах. ДАН СССР. Т. 86, 1952, 67 стр.

36. Поляков А. А., Методика лабораторных исследований износа материалов поршневых колец и цилиндров на машине 77MT-1. Сб. «Методы испытаний на изнашивание». М., Изд-во АН СССР, 1962, стр. 225—228.

37. Ребиндер П. А. Физико-химическая механика. М., Изд-во «Знание», серия 4, № 39, 40, 1958.

38. Савицкий К. В. Влияние скорости и нормальной нагрузки на изменение механических свойств поверхностных слоев трущихся тел. Сб. «Повышение износоустойчивости и срока службы машин». НТОМАШПРОМ, Киевская обл. организация. Киев, Машгиз, 1956, стр. 42—49.

39. Семенов А. П. Исследование схватывания металлов при совместном пластическом течении. М., Изд-во АН СССР, 1953, 120 стр.

40. Сухарина Н. Н. Влияние режимов трения на физико-механическое состояние поверхностных слоев углеродистых сталей. «Известия вузов. Физика», 1957, № 1, стр. 157—162.

41. Упит Г. П. Сцепление металлических поверхностей при совместной пластической деформации. «Известия АН Латв. ССР. Физика», 1958, № 1 (126), стр. 95—106.

42. Френкель Я. И. Введение в теорию металлов. Л.—М., Гостехиздат, 1948, 291 стр.

43. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. М., Оборонгиз, 1952, 556 стр.

44. Хеджес Э. С. Защитные пленки на металлах. Л.—М.—Свердловск, Metallurgizdat, 1934, 188 стр.

45. Хрущов М. М., Курицына А. Д. Исследование изменений в строении рабочей поверхности баббита в процессе трения и изнашивания. Сб. «Трение и износ в машинах», № 5, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 76—82.

46. Чернышев В. В. Перераспределение углерода в стальных поверхностях трения. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. 7, М., Изд-во АН СССР, 1953, стр. 34—40.

47. Чичинадзе А. В. Определение средней температуры поверхности трения при кратковременных торможениях. Сб. «Трение твердых тел». М., Изд-во «Наука», 1964, стр. 85—99.

48. Швецова Е. М., Крагельский И. В. Классификация видов разрушения поверхностей деталей машин в условиях сухого и граничного трения. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. 8, М., Изд-во АН СССР, 1953, стр. 18—38.

49. Эванс Ю. Р. Коррозия и окисление металлов. М., Машгиз, 1962, 644 стр.

50. Я к у б о в и ч С. В. Физико-механические испытания лакокрасочных изделий и покрытий. ГОНТИ—НКТП, 1938, 348 стр.

51. Я с с о н Ю. Б. Исследование вторичных структур в пленках привитой смолы. Труды ВНИИЖТ. Вып. 238, 1964, стр. 108—118. Там же, Вып. 267, 1963, стр. 25—37.

52. A r c h a r d J. F. and H i r s t W. An Examination of a Mild Wear Process. «Proc. Roy. Soc.», No 1215, vol. 238, Ser. A, pp. 515—528.

53. C o u r t e l R. Comptes Rendus de L'Acad de Mechanique et Physique, 1961. Octobert.

54. E l e y D. D. Adhesion. London, «Oxford Univers. Press», 1961, p. 290.

55. F a r l a n e J. S. M c and T a b o r D. Relation Between Friction and Adhesion. «Proc. Roy. Soc.», 1950, No. 1069, vol. 202, Ser. A, pp. 244—253.

56. F i n k M. Wear Oxidation a New Component of Wear. «Trans. of the Amer. Soc. for Steel Treating», 1930, No 8, vol. 17.

57. K e r r i d g e M. Metal Transfer and Wear Process. «Proc. Phys. Soc.», 1955, No 427, vol. 68, Sect. B, pp. 400—407.

58. L a n c a s t e r J. K. The Formation of Surface Films at the Transition between Mild and severe Metallic Wear. «Proc. Roy. Soc.», 1963, No 1355, vol. 273, Ser. A, pp. 466—483.

59. M a c h l i n E. S., and J a n k e e W. R. Friction of clean and oxides with special reference to titanium. «J. Appl. Phys.», 1954, No 5, vol. 25, pp. 576—581.

60. M a x w e l l J. C. «Proceeding of the Institution of Great Brittan», 1878, vol. 7.

61. R a b i n o w i c z E. Practical Uses of The Surface Energy Griterion. «Wear», 1964, No 1, vol. 7, pp. 9—22.

62. S h a w P., L e a v y E. «Phil Mag». 1930, vol. 10, p. 809.

---

### § 1. ОБЗОР ВЫПОЛНЕННЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Вследствие волнистости и шероховатости поверхностей касание двух твердых тел всегда дискретно, т. е. происходит в отдельных точках. В точках касания разиваются высокие удельные давления, приводящие к взаимному внедрению неровностей. Так как неровности имеют неодинаковую высоту, то соответственно они будут внедряться на разную глубину.

В зависимости от глубины внедрения и геометрического очертания неровностей имеет место различный характер нарушения фрикционных связей: упругое оттеснение, пластическое оттеснение, резание, что, в свою очередь, оказывает существенное влияние на величины коэффициента трения и износа поверхностей. Если известны распределение неровностей по высоте и величина сближения, то легко определить, на какую глубину проникнут различные неровности. В связи с этим вопрос об определении сближения и фактической площади касания является весьма важным при рассмотрении трения и износа.

Впервые задача о сближении двух идеально гладких тел, имеющих криволинейные очертания, была рассмотрена Герцем. Соответствующие расчетные формулы приведены в справочнике [24].

Анализом сближения шероховатых твердых тел применительно к трению и износу занимались мало. Большой частью исследования по сближению были проведены применительно к оценке жесткости стыковых соединений. А. П. Соколовским [23], П. И. Бобриком [3] и К. В. Вотиновым [4] предлагается следующая зависимость для сближения:

$$a = CN^{\alpha} + K, \quad (II.1)$$

где  $N$  — нагрузка;  
 $C$ ,  $\alpha$  и  $K$  — коэффициенты, определяемые экспериментально; по А. П. Соколовскому обычно  $\alpha = 0,3 \div 0,5$ ,  $K = 0$ .

В 1943 г. автором было рассмотрено сближение двух шероховатых поверхностей, неровности которых моделированы в виде

набора стержней, деформирование каждого из которых подчиняется закону Гука; распределение неровностей по высоте следует кривой Гаусса [13, 14].

В частном случае, при линейном распределении неровностей по высоте, что справедливо лишь для весьма грубых поверхностей, имеет место формула

$$a = \left( \frac{6q_c}{K\gamma_1\gamma_2} \right)^{1/3}, \quad (\text{II.2})$$

где  $q_c$  — контурное давление;

$K$  — приведенный коэффициент жесткости, равный

$$K = \frac{K_1 K_2}{K_1 + K_2}, \quad (\text{II.3})$$

причем

$$K_i = \frac{E_i}{2\rho_i(1-\mu_i^2)}, \quad (\text{II.4})$$

где  $E_i$  — модуль упругости материала;

$2\rho_i$  — диаметр пятна касания;

$\mu_i$  — коэффициент Пуассона;

$\gamma$  — тангенс гладкости поверхности.

Впервые задача о расчете площади касания шероховатых поверхностей была рассмотрена В. А. Журавлевым [12], который моделировал отдельные выступы в виде сфер, считая, что сферы деформируются упруго, а их распределение по высоте характеризуется прямой. В результате им была получена следующая формула для определения фактической площади касания:

$$A_r = K \left( \frac{1-\mu^2}{\pi E} \right)^{2/3} N^{2/3}, \quad (\text{II.5})$$

где  $K$  — константа, зависящая от размеров сферы;

$N$  — нагрузка;

$E$  — модуль упругости материала;

$\mu$  — коэффициент Пуассона.

Bowden и Tabor [34] решили, что при контактировании двух поверхностей, средние напряжения на пятнах действительного касания равны твердости наименее твердой из двух контактирующих поверхностей. Этой же точки зрения придерживался Holm [40].

В дальнейшем [35] было исследовано поведение неровностей расположенных на упругом полупространстве, имеющих очертание усеченных конусов.

Rubinstein [44] рассмотрел модель неровностей в виде сфер и цилиндров, равномерно распределенных по поверхности, имеющих одинаковый радиус кривизны и одинаковую высоту. На-

пряжение и деформация материала им были связаны следующим соотношением:

$$\sigma \approx be^x.$$

В работе сделано упрощающее допущение, что нормальные и тангенциальные напряжения не зависят одно от другого. Смысл этого предположения заключается в том, что площадь контакта, создаваемая нормальной нагрузкой, остается неизменной по мере приложения тангенциальной нагрузки.

В 1957 г. Archard [32], не зная об исследовании Журавлева, решил задачу о контактировании неровностей в виде набора сфер и развил ее дальше, рассмотрев случай с нелинейным распределением неровностей по высоте.

Ling [41] выполнил исследование по расчету площадей касания, исходя из следующих предположений:

1) все неровности имеют шероховатости, моделированные сферами, симметричными клиньями или конусами с углом раствора  $\frac{\pi}{2}$ ;

2) обе поверхности подобны;

3) взаимное влияние отдельных неровностей друг на друга отсутствует;

4) шероховатости распределены случайно.

Им рассмотрено равномерное по высоте распределение — линейное, нормальное и пуассоновское. Основным результатом является установление расчетной зависимости между безразмерной нагрузкой и безразмерным сближением. На рис. 19 изображены полученные им результаты для различных законов распределения при контактировании жесткой плоской поверхности с системой жестко-пластических клиньев, сфер и конусов. При контакте шероховатой поверхности с гладкой наклон характеристики «нагрузка — сближение» не превышают 3,5, для двух шероховатых — много круче.

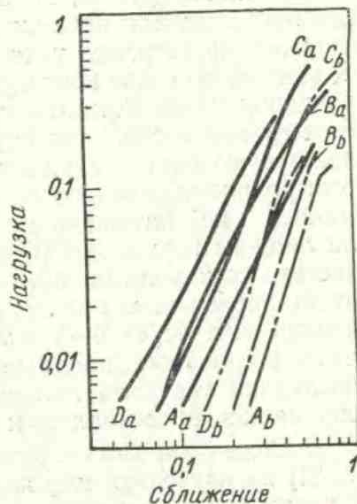


Рис. 19. Контакт жесткой плоскости с системой жестко-пластических клиньев или сфер, расположенных на одном уровне ( $A_a$ ), при линейном распределении ( $B_a$ ), нормальном ( $C_a$ ), пуассоновском ( $D_a$ ).  $A_b$ ,  $B_b$ ,  $C_b$  и  $D_b$  — то же для случая контактирования конусов с плоскостью

Американский ученый Finch [43] разработал метод определения площади контакта между текстильным волокном и плоско-

стью с помощью отпечатков, полученных на поверхности, покрытой тонким слоем угля.

Пользуясь результатами контактной задачи Герца, он получил расчетные зависимости для определения площади касания при соприкосновении волокна с криволинейной поверхностью. Результаты его расчетов тщательно проверены экспериментально.

Довольно грубый, но очень простой и удобный метод определения площади касания при контакте текстильной нити с поверхностью твердого тела разработан Н. В. Хвальковским [28]. К концам отрезков исследуемой нити прикреплялись грузики для создания необходимого натяжения. Средняя часть отрезка нити на мгновение свободно опускалась в проявитель, излишек проявляющего раствора удалялся с нее встряхиванием. Затем нить быстро накладывалась на ролик, покрытый пленкой, и прижималась к ней натяжением, создаваемым грузиками. Грузики были лишены возможности вращаться и раскручивать нить. Количество компонентов проявляющего раствора бралось таким, чтобы засвеченная пленка, опущенная в проявитель, становилась черной уже через 5—7 сек. Поэтому нить висела перекинутой через ролик 7 сек, после чего ее снимали с пленки. За это время последняя успевала проявиться. Снятая с ролика пленка фиксировалась, промывалась и сушилась.

В Советском Союзе выполнены капитальные исследования [7, 31] по изучению шероховатости и волнистости поверхности, а также в области расчета поверхностей контакта [5, 10]. Важным является эффект возникновения шероховатости на поверхности под нагрузкой, вследствие неоднородности структуры поверхности [11, 17].

## § 2. ОСНОВНЫЕ ПОНЯТИЯ И ОПРЕДЕЛЕНИЯ

Две наложенные одна на другую поверхности соприкасаются первоначально в трех точках. Под влиянием приложенной нагрузки отдельные контактирующие неровности сжимаются: через них передается нагрузка на волнистое полупространство, вызывая сжатие этих волн. Под влиянием нагрузки две поверхности сближаются и в соприкосновение входит все большее и большее количество отдельных выступов; одновременно расширяется и площадь смятия вершин волн. Очевидно, что волны, в которых напряжения всегда намного меньше, чем в выступах шероховатости, деформируются упруго. Что же касается выступов, то одна часть их деформируется пластически, наклепываясь при этом, другая часть деформируется упруго. Упругой деформации подвергаются только те выступы, в которых напряжения не превышают предела текучести (рис. 20). Эти выступы опоясы-



вают контурную площадь по краям и будут наиболее короткими в любом месте контурной площади.

После снятия нагрузки упругое полупространство выпрямляется и нарушает как упругие, так и пластические микроплощад-

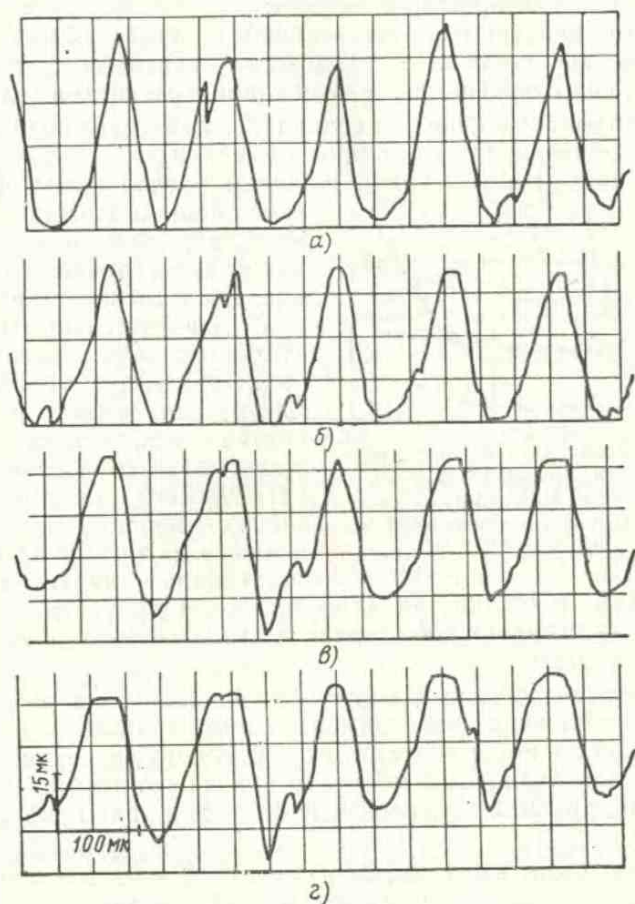


Рис. 20. Профилограммы стальной точечной поверхности после соприкосновения ее с плиткой Иогансона. Контактное давление  $q_c$  в  $\text{кг/мм}^2$ :  
а — 0; б — 5; в — 20; г — 35

ки касания. Лишь незначительная часть пластически сжатых выступов останется в соприкосновении.

Существенно, что применительно к такой форме контакта остаточная площадь не характеризует величину площади касания, находящейся в режиме пластического деформирования. Дейст-

вительная площадь пластической деформации будет много больше остаточной, так как значительная часть точек касания, образованных за счет пластически деформированных выступов, нарушается при упругом восстановлении полупространства.

В связи со сказанным различают:

1) номинальную (геометрическую) площадь контакта  $A_n$  — геометрическое место всех возможных фактических площадок контакта; она очерчена размерами соприкасающихся тел;

2) контурную площадь касания  $A_c$ , представляющую собой площадь, образованную объемным смятием тел, обусловленным волнистостью. На контурной площади расположены фактические

площади касания. Величина контурной площади зависит как от геометрического очертания, так и от нагрузки;

3) фактическую (физическую) площадь касания  $A_f$ , представляющую собой сумму фактических малых площадок контакта тел. Фактическая площадь является функцией геометрического очертания отдельной неровности и приходящейся на нее нагрузки. Существенной характеристикой

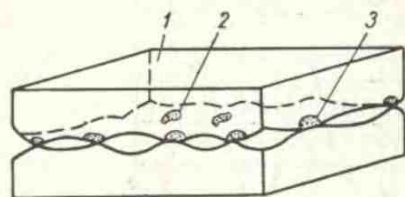


Рис. 21. Схема двух шероховатых поверхностей, находящихся в контакте. Площади:

1 — номинальная; 2 — контурная; 3 — фактическая

фактической площади является плотность контакта, представляющая для неподвижного контакта число пятен, приходящихся на  $1 \text{ см}^2$  площади.

Указанные площади схематически показаны на рис. 21. На рис. 22 изображены экспериментальные кривые зависимости фактической площади контакта от контурного давления. Кривые получены для различных металлов при их контактировании со стеклянной призмой. Эксперимент проведен на приборе (см. рис. 47).

Образцы были изготовлены из стали 10 и из технически чистых металлов (меди, алюминия, магния, кадмия и свинца) в виде цилиндров диаметром 5 мм, на торцы которых точением и с помощью абразивной шкурки наносилась шероховатость. На каждом образце площадь измерялась при 6—8 нагрузках, изменявшихся в диапазоне от 0 до  $10 \text{ кг/мм}^2$ . Каждая зависимость изучалась на 4—6 одинаковых образцах.

На рис. 22 видно, что эта зависимость весьма значительно отличается от линейной, особенно для таких металлов, как медь и магний. Зависимость можно принять линейной только для невысоких контурных давлений или малонаклепывающихся материалов.

Как увидим далее, изменение фактической площади касания с нагрузкой обусловлено расположением неровностей по высоте, их геометрическим очертанием и механическими свойствами, из которых существенными являются модуль упругости, предел текучести и характеристики упрочнения материала.

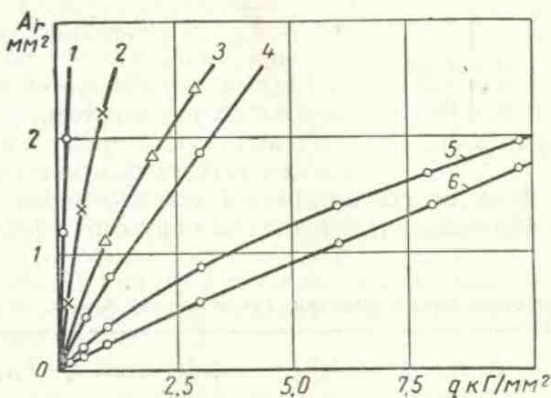


Рис. 22. Экспериментальные кривые зависимости фактической площади контакта от контурного давления для разных металлов (точение 4-го класса): 1 — свинец; 2 — кадмий; 3 — магний; 4 — алюминий; 5 — медь; 6 — сталь 10

Для выражения площади касания более удобными являются безмерные величины, а именно:

$$\eta_1 = \frac{A_f}{A_c}; \quad \eta_2 = \frac{A_c}{A_a}; \quad \eta_3 = \frac{A_f}{A_a}.$$

Естественно, что

$$\eta_3 = \eta_1 \eta_2. \quad (\text{II.6a})$$

Введем величину относительного сближения  $\varepsilon = \frac{a}{h_{\max}}$ ,

где  $a$  — сближение;

$h_{\max}$  — максимальная высота неровностей.

Обычно площадь фактического контакта составляет незначительную долю от контурной, поэтому представляет интерес только начальная часть кривой опорной поверхности, которую с достаточной степенью точности можно выразить зависимостью

$$\eta_1 = b\varepsilon^v, \quad (\text{II.6})$$

где  $b$  и  $v$  — константы микрогеометрии поверхности.

Для исследованных поверхностей можно пользоваться средними значениями коэффициентов, приведенных в табл. 4.

Таблица 4  
Значения  
коэффициентов  $b$  и  $v$

Вид обработки	$v$	$b$
Точение, строгание, фрезирование	2	1—3
Шлифование	3	4—6
Полирование	3	5—10

Приведем данные Н. М. Михина по геометрической характеристике неровностей поверхности трения бортовых фрикционов тракторов (табл. 5).

На рис. 23 показаны типичные кривые опорных поверхностей, полученные экспериментально Н. Б. Демкиным для различных видов обработки.

Точки рассчитаны по формуле (II. 6). Как видно, расчет хорошо совпадает с экспериментом.

Располагая уравнением (II. 6), можно получить фактическую площадь касания как функцию сближения, а также выяснить, какая часть площади касания находится в режиме упругого деформирования.

Таблица 5

Микрогеометрические характеристики узлов трения ( $v = 3$ ,  $b = 4$ ).

Деталь	Материал	$h_{\max}$	$R$
Ведущий диск бортового фрикциона . . . . .	Сталь 40	13	19
Накладка бортового фрикциона . . . . .	Фриванит	28	15
Накладка муфты:			
не приработанная . . . . .	КФ2	30	23
приработанная . . . . .	КФ2	7	28

Для этого необходимо выяснить характер деформирования единичной неровности и выявить условия перехода отдельной неровности в пластическое состояние.

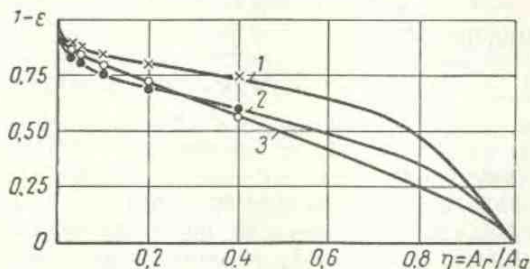


Рис. 23. Кривые опорных поверхностей, построенные с учетом продольной шероховатости для различных видов обработки:

1 — полирования; 2 — шлифования; 3 — точения

Возрастание площади касания по мере сближения может быть определено по так называемой кривой опорной поверхности

сти, которая впервые, на основе профилограммы, была построена Абботом. Наличие различной шероховатости в двух перпендикулярных направлениях заставляет определять опорную площадь путем снятия профилограмм в двух взаимно перпендикулярных направлениях и затем перемножать соответствующие отрезки [9].

### § 3. ЕДИНИЧНЫЕ НЕРОВНОСТИ

Единичную неровность можно моделировать в виде весьма пологого сферического выступа радиусом  $R$ . При этом угол между плоскостью основания выступа и касательной к его боковой поверхности приближается к  $0^\circ$ .

Минимальное значение указанного угла по Б. Н. Левину [18] составляет  $1-3^\circ$  при доводке,  $10^\circ$  — при шлифовании,  $20^\circ$  при наиболее грубой обработке.

По данным Halliday [39] углы для изношенных поверхностей, измеренные с помощью отражательного электронного микроскопа, составляют  $0,2-1^\circ$ .

Исследования Э. В. Рыжова [21] дали следующие средние значения радиуса кривизны отдельного выступа и его угла наклона в зависимости от вида обработки (для поперечных и продольных профилограмм), они приведены в табл. 6.

Таблица 6  
Средние значения радиуса кривизны выступа  
в зависимости от вида обработки

Вид обработки	Класс точности	Радиус кривизны в мк		Угол наклона неровности в град	
		$R_{\text{поп}}$	$R_{\text{прод}}$	поперечный	продольный
Точение . . . . .	5—8	20—120	10—25	20—5	20—5
Шлифование . . . . .	5—9	5—20	250—15 000	35—7	2—10
Хонингование . . . . .	8—11	4—30	16—160	13—3	4—1
Доводка . . . . .	10—13	15—250	7000—35 000	5—20	10—2

На рис. 24, а показана фотография фактической площади касания типового электрического контактора К-200-Д при 20-кратном увеличении, полученная методом нанесения тонких угольных пленок. На рис. 24, б изображена часть этой площадки при 150-кратном увеличении. Как видим, единичные пятна касания имеют разный диаметр. Были замерены диаметры пятен касания приработанного контакта, имеющего высоту неровностей порядка  $0,2$  мк при общей нагрузке  $5,5$  кг на контурную площадь  $1,5$  мм<sup>2</sup>, и построена кривая распределения их по диа-

метрам. Из графика (рис. 25) видно, что пятна касания изменяются от 1 до 8 мк. Распределение их по диаметрам подчиняется

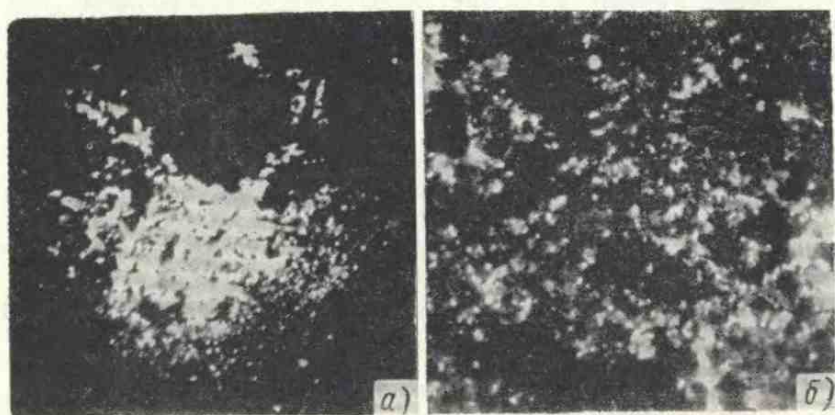


Рис. 24. Фактическая площадь контакта электрического контактора К-200-Д при кратности увеличения:  
а — 20; б — 150

кривой Гаусса, причем наиболее вероятное значение соответствует 3—4 мк. Примерно такое же значение радиусов единичных

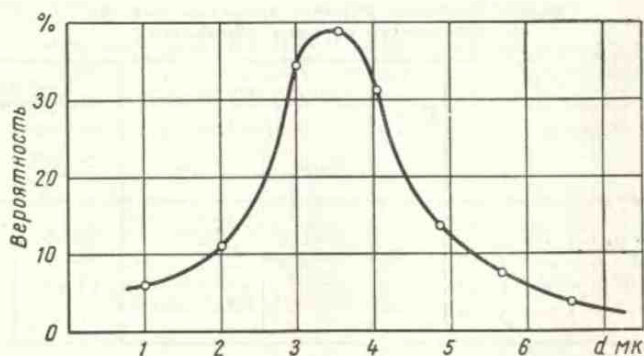


Рис. 25. Кривая распределения диаметров пятен касания в электрическом контакторе К-200-Д (по Н. Б. Демкину и А. А. Ланкову)

пятен получили Dyson и Hirst [37], которые использовали для этих измерений многолучевой интерферометр.

Естественно, что диаметр единичных пятен касания зависит от геометрического очертания единичных неровностей. Радиус

закругления вершин неровностей определяется из профилограммы по формуле

$$R = \frac{d^2}{8h},$$

где  $d$  — диаметр сечения выступа;

$h$  — высота выступа.

Расчетный радиус закругления определяется из выражения

$$R = \sqrt{R_{\text{прод}} R_{\text{поп}}},$$

где  $R_{\text{прод}}$  и  $R_{\text{поп}}$  — соответствующие радиусы закругления неровностей.

Указанное не существенно для весьма гладких поверхностей, но имеет значение для шероховатых, так как у последних шероховатость в направлении скольжения неизмеримо меньше шероховатости в перпендикулярном направлении.

В зависимости от класса чистоты изменяется отношение высот продольных и поперечных неровностей. Так, по данным Э. В. Рыжова, для 9—10-го классов чистоты это отношение равно 1, для 5-го класса при строгании и плоском шлифовании отношение высот составляет 0,45, для 4-го класса строгания и цилиндрического шлифования — 0,3. Такое изменение отношения имеет место потому, что по существу единичные неровности представляют собой эллипсоиды, вытянутые в направлении скольжения, поэтому радиусы кривизны неровностей в продольном и поперечном направлениях различны.

Таблица 7

Значения  $x$  и  $C$  в зависимости от вида обработки, материала и размеров закруглений

Вид обработки	Сталь				Чугун			
	C		x		C		x	
	$R_{\text{поп}}$	$R_{\text{прод}}$	$R_{\text{поп}}$	$R_{\text{прод}}$	$R_{\text{поп}}$	$R_{\text{прод}}$	$R_{\text{поп}}$	$R_{\text{прод}}$
Внутреннее шлифование	25	35	0,80	0,70	55	75	0,87	0,60
Развертывание . . . . .	2000	1650	2,30	1,75	—	—	—	—
Круглое шлифование . . . . .	15	35	0,75	0,45	30	3000	0,35	1,20
Плоское шлифование . . . . .	30	46 000	0,50	1,60	60	3400	0,55	1,00
Растачивание . . . . .	330	70	1,00	0,65	30	20	0,40	0,15
Цилиндрическое фрезерование . . . . .	200	255	0,85	0,50	40	600	0,60	0,80
Строгание . . . . .	1550	5800	1,25	1,00	100	28 000	0,70	1,85
Точение . . . . .	370	50	1,00	0,55	200	1350	0,75	1,00
Полирование . . . . .	100	400	0,75	0,75	—	—	—	—
Цилиндрическая доводка	20	35	0,80	0,12	23	6,5	0,50	0,85
Торцовое фрезерование . . . . .	700	90 000	1,00	1,00	140	600	0,65	0,70
Протягивание . . . . .	120	18 000	1,30	0,40	—	—	—	—
Плоская доводка . . . . .	9	5000	1,40	0,80	—	—	—	—
Хонингование . . . . .	11	95	1,00	0,45	—	—	—	—

Э. В. Рыжов сделал попытку установить связь между высотой неровности  $h$  и радиусом ее вершины  $R$ . Оказалось, что существует зависимость лишь внутри данного класса обработки. Она выражается формулой

$$Rh_{\max}^x = C^*.$$

Э. В. Рыжовым получены следующие значения  $x$  и  $C$  (табл. 7).

Более подробные данные по величинам радиусов единичных неровностей приведены в работе [21].

#### § 4. РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ

Характер поверхности детали зависит от вида ее обработки, а после длительной эксплуатации — от режима трения. Высота и радиус кривизны при вершине неровностей обусловлены видом нарушения фрикционных связей, зависящем от свойств материала и режима трения. В общем случае эти неровности представляют собой сегменты асимметричных эллипсоидов, у которых отношение полуосей доходит до 10, причем эти эллипсоиды вытянуты в направлении скольжения. Для приработанных поверхностей это отношение может быть гораздо больше. Так как высота этих сегментов чаще всего меньше радиуса кривизны, то для расчета напряжений и деформаций можно заменить указанные эллиптические сегменты шаровыми сегментами. На раннем этапе развития расчетных методов единичные неровности моделировались цилиндрическими стержнями контактирующих торцами.

Сравнительный анализ этих трех типов моделей, выполненный Э. В. Рыжовым, показал, что при расчете площадей касания стержневая модель отличается от эллиптической на 25—30%, а сферическая от эллиптической на 10—15%. Так как обычно плотность контакта мала, то его можно рассматривать как дискретный, т. е. можно пренебрегать взаимным влиянием одного выступа на другой.

В условиях пластического контакта внешнее трение возможно лишь при незначительных внедрениях контактирующих неровностей, поэтому расчетная модель для пластического контакта представляет собой взаимодействие абсолютно жестких сферических сегментов одинакового радиуса, расположенных на различной высоте с пластически деформируемым гладким полупространством. Это полупространство принимает ту форму шероховатости, которую на нем образует жесткое контртело. При анализе упругого контакта рассматриваются две модели: а) при взаимодействии шероховатой поверхности с гладкой — жесткое гладкое полупространство взаимодействует с упруго деформируемыми сферическими выступами; б) при взаимодействии двух шероховатых

\* Фактически Э. В. Рыжов устанавливал зависимость для  $R_z$ . Известно, что  $h_{\max} = 1,15 R_z$ .



поверхностей — упругая сферическая модель взаимодействует с упругой сферической моделью.

Применительно к предложенным сферическим моделям неровностей были рассчитаны площади контакта, силы трения и величина износа. Лишь в одном случае, при взаимодействии двух шероховатых поверхностей, рассматривались стержневые модели, так как анализ для них проще, а далее полученные результаты распространялись на сферические модели.

Волны моделируются в виде сферических и цилиндрических сегментов, которые всегда деформируются упруго.

### § 5. УПРУГОЕ КОНТАКТИРОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОЙ ПОВЕРХНОСТИ, МОДЕЛИРОВАННОЙ В ВИДЕ НАБОРА СФЕР, С ЖЕСТКОЙ ПЛОСКОСТЬЮ

Шероховатая поверхность моделируется в виде набора сферических выступов радиусом  $R$ , расположенных с постоянной плотностью, закон распределения которых по высоте задается степенной функцией. Число выступов предполагается столь большим, что функция  $\varphi$  будет непрерывной:

$$\varphi = \frac{n_r}{n_a} = C\varepsilon^\chi, \quad (\text{II.7})$$

где  $\varphi$  — отношение числа контактирующих выступов  $n_r$  к числу всех выступов поверхности  $n_a$ ;

$C, \chi$  — константы;

$$\varepsilon = \frac{a}{h_{\max}}; \quad (\text{II.8})$$

здесь  $a$  — сближение, равное деформации наиболее высокого выступа;

$h_{\max}$  — высота максимального выступа.

Как показывают проведенные нами исследования, уравнение при надлежащем выборе параметров  $C$  и  $\chi$  хорошо описывает начальную часть кривых распределения выступов по высоте. Сближение отдельного единичного выступа  $a_i$ , возникающее под действием нагрузки  $N_i$ , может быть вычислено по формуле Герца

$$a_i = 0,83 \frac{N_i^{2/3} (1 - \mu^2)^{1/3}}{E^{2/3} R^{1/3}}, \quad (\text{II.9})$$

где  $N_i$  — нагрузка на единичный выступ;

$E$  — модуль упругости материала;

$R$  — радиус сферы.

Нагрузка, воспринимаемая единичным выступом, при относительной деформации  $\varepsilon_i$  равна

$$N_i = K_1 \varepsilon_i^{3/2} = K_1 (\varepsilon_1 - \varepsilon)^{3/2}, \quad (\text{II.10})$$

где

$$K_1 = \frac{1,3}{1-\mu^2} ER^{1/2} h_{\max}^{3/2}. \quad (\text{II. 11})$$

Так как

$$dn_r = n_a C \chi \varepsilon^{\chi-1} d\varepsilon, \quad (\text{II. 12})$$

то полная нагрузка, приложенная к поверхности,

$$N = \Sigma N_i = \int_0^{n_r} N_i dn_r = K_1 n_a C \chi \int_0^{\varepsilon_1} (\varepsilon_1 - \varepsilon)^{1/2} \varepsilon^{\chi-1} d\varepsilon. \quad (\text{II. 13})$$

Произведя интегрирование, получим

$$N = K_1 K_2 n_a C \chi \varepsilon^{\chi + \frac{3}{2}}. \quad (\text{II. 13a})$$

Этот интеграл, как показал П. Л. Чебышев, может быть выражен в элементарных функциях, если показатели степеней при  $(\varepsilon_1 - \varepsilon)$  представляют собой целое число, либо если показатели при  $\varepsilon$  и  $(\varepsilon_1 - \varepsilon)$  подчиняются определенным соотношениям [29].

Коэффициент  $K_2$  определяется интегрированием и имеет следующие значения: при  $\chi = 1$   $K_2 = 0,4$ ; при  $\chi = 2$   $K_2 = 0,12$ .

Решая зависимость (II. 13a) относительно  $\varepsilon$ , получим формулу для определения сближения как функцию нагрузки:

$$\varepsilon = \frac{N^{\frac{2}{2\chi+3}}}{(K_1 K_2 n_a \chi C)^{\frac{2}{2\chi+3}}}, \quad (\text{II. 14})$$

или, подставив из формулы (II. 12) значение  $K_1$ , можно записать

$$\varepsilon = \left[ \frac{0,75(1-\mu^2)}{K_2 n_a C \chi E R^{1/2} h_{\max}^{3/2}} \right]^{\frac{2}{2\chi+3}} N^{\frac{2}{2\chi+3}}. \quad (\text{II. 14a})$$

Из анализа формулы (II. 14a) видно, что величина сближения зависит от распределения выступов по высоте, характеризуемого коэффициентами  $K_2$ ,  $C$  и  $\chi$ , а также от модуля упругости  $E$ , радиусов закруглений выступов  $R$  и максимальной высоте неровностей  $h_{\max}$ . От нагрузки сближение зависит в степени  $\frac{2}{2\chi+3}$ ; следовательно, при  $\chi = 0$  показатель степени при  $N$  будет равен  $2/3$ , что соответствует расположению выступов на одном уровне; при  $\chi = 1$  показатель степени равен  $2/5$ ; при  $\chi = 2$  равен  $2/7$ ; при  $\chi = 3$  равен  $2/9$  и т. д.

Располагая величиной сближения, можно определить площадь фактического контакта, пользуясь кривой опорной поверхности, построенной с учетом как поперечной, так и продольной шероховатости.

Подставив в формулу (II.6) относительное сближение, выражаемое зависимостью (II.14а), можно определить площадь касания, однако для этого необходимо располагать кривой опорной поверхности и кривой распределения выступов по высоте. Поскольку опорная кривая определяется формой выступов и распределением их по высоте, можно установить связь между кривой распределения выступов по высоте и кривой опорной поверхности для рассматриваемой модели. Из геометрических соображений площадь единичного выступа пропорциональна его сближению, т. е.

$$A_{ri} = 2\pi R a_i, \quad (\text{II.15})$$

откуда можно записать, что

$$A_{ri} = A' \frac{a_i}{a} = A' \frac{h_{\max}}{a} \varepsilon, \quad (\text{II.16})$$

где  $A'$  — площадь контакта самого высокого выступа при сближении, равно  $a$ .

Тогда

$$A_r = \int_0^{n_r} A_{ri} dn_r = \frac{A' h_{\max} n_a C \chi}{a} \int_0^{\varepsilon_1} \varepsilon^{\chi-1} (\varepsilon_1 - \varepsilon) d\varepsilon = \frac{2\pi R h_{\max} n_a C}{\chi + 1} \varepsilon^{\chi+1}. \quad (\text{II.17})$$

Сравнив формулы (II.17) и (II.6), получим зависимость между коэффициентами кривой распределения выступов и кривой опорной поверхности:

$$\chi = \nu - 1; \quad (\text{II.18})$$

$$C = \frac{\Delta A_c b \nu}{2\pi R h_{\max}}, \quad (\text{II.19})$$

где  $\Delta A_c = \frac{A_c}{n_a}$  — контурная площадь, приходящаяся на один выступ.

Подставив в формулу (II.6) значение  $\varepsilon$  из формулы (II.14а) и значения коэффициентов  $\chi$  и  $C$  из формул (II.18) и (II.19), получим следующее выражение для площади фактического контакта:

$$\eta_1 = \left[ \frac{0,75b \frac{1}{2^\nu} \pi R \frac{1}{2} (1 - \mu^2)}{2 \frac{1}{2^\nu} K_2 h_{\max} \frac{1}{2} \nu (\nu - 1)} \right]^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} \left( \frac{q_c}{E} \right)^{\frac{2\nu}{2\nu+1}}. \quad (\text{II.20})$$

При  $\nu = 2$   $K_2 = 0,4$ ; при  $\nu = 3$   $K_2 = 0,12$ . Для металлов членом  $(1 - \mu^2)$  можно пренебречь.

Из формулы (II.20) видно, что относительная площадь касания прямо пропорциональна радиусу выступов  $R$ , удельной

нагрузке  $q$  и обратно пропорциональна модулю упругости  $E$ , максимальной высоте неровностей и параметрам, характеризующим геометрию поверхности,  $b$ ,  $\nu$  и  $K_2$ .

При  $\nu = 1$  площадь зависит от нагрузки в степени  $2/3$ .

Этот случай рассмотрели Schallmach [45] и Rubinstein [44]; при  $\nu = 2$  показатель степени при нагрузке равен  $4/5$ , при  $\nu = 3$  соответственно  $6/7$ . Аналогичные коэффициенты получил Agchard [32], однако им не была дана расчетная формула.

На рис. 26 показано влияние различных параметров на величину относительной площади касания. Расчет производился применительно к стальной поверхности высокой чистоты обработки

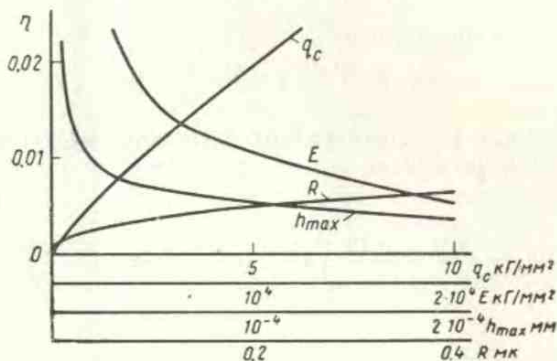


Рис. 26. Влияние контурного давления  $q_c$ , радиуса единичной неровности  $R$ , максимальной высоты неровностей  $h_{max}$  и модуля упругости  $E$  на относительную площадь касания

при следующих значениях параметров:  $\nu = 3$ ,  $b = 5$ ,  $h_{max} = 0,0001$  мм,  $E = 2 \cdot 10^4$  кг/мм<sup>2</sup>;  $\mu = 0,3$ ,  $q = 0,2$  кг/мм<sup>2</sup>.

Используя формулы (II. 18) и (II. 19), можно придать более удобный вид формуле (II. 14а), выражающей зависимость сближения от нагрузки, записав ее в виде

$$\varepsilon = K_3 \left( \frac{R}{h_{max}} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}} \left( \frac{q_c}{E} \right)^{\frac{2}{2\nu+1}}, \quad (II. 21)$$

где

$$K_3 = \left[ \frac{0,75(1-\mu^2)\pi}{K_2\nu(\nu-1)b} \right]^{\frac{2}{2\nu+1}}. \quad (II. 22)$$

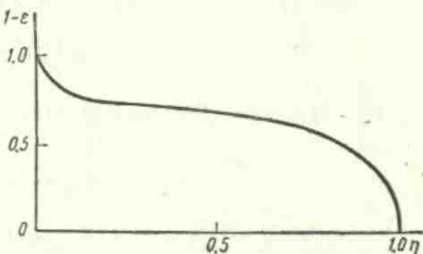
Интересно отметить, что при  $\nu = 2$ , сближение зависит от нагрузки в степени 0,4. Такой же коэффициент был найден А. П. Соколовским [23] в опытах, проведенных с точеными стальными поверхностями. Формула (II. 21) может быть использована для оценки жесткости стыковых соединений.

Покажем на примере, как производится расчет фактической площади касания по формуле (II. 20).

На рис. 27 изображена кривая опорной поверхности, построенная по профилограммам, снятым с плитки Иогансона. Находим для верхней части кривой значения параметров  $b = 10$  и  $\nu = 3$ . Величину радиуса закругления наиболее высоких неровностей находят с учетом искажения, вызванного неодинаковым увеличением по горизонтали и вертикали, по средним значениям радиуса для продольной и поперечной шероховатости. Найденное среднее значение радиуса будет  $0,38$  мм. По профилограмме находим  $h_{\max} = 0,029$  мк. Модуль упругости стали  $E = 2 \cdot 10^4$  кг/мм<sup>2</sup>.

Подставляя эти значения в формулу (II. 20), имеем при контурном давлении  $0,2$  кг/мм<sup>2</sup>

$$\eta_{11} = \left( \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 10^{-6} \cdot 0,9}{0,12 \cdot 3 \cdot 2} \right)^{1/2} \times \left( \frac{0,3}{29 \cdot 10^{-6}} \right)^{3/2} \left( \frac{0,2}{2 \cdot 10^4} \right)^{3/2} = 0,012,$$



т. е. фактическая площадь составляет  $1,2\%$  от контурной (или номинальной, если отсутствует волнистость).

Рис. 27. Кривая опорной поверхности для плитки Иогансона, построенная с учетом продольной и поперечной шероховатости

Найденное значение имеет тот же порядок, что и результаты, полученные экспериментальным путем при измерении электропроводности контакта [34].

## § 6. УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКОЕ [БЕЗ УПРОЧНЕНИЯ] КОНТАКТИРОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОЙ ПОВЕРХНОСТИ С ЖЕСТКОЙ ПЛОСКОСТЬЮ

Рассмотрим следующую схему. Контактующие выступы в начале сжимаются упруго, пока не достигнут критической деформации, после чего они начинают деформироваться пластически. В связи с этим, пользуясь кривой опорной поверхности, фактическую площадь касания можно разделить на две части: упругую и пластическую. Пусть шероховатая поверхность, опорная кривая которой выражается формулой (II. 6), контактирует с абсолютно гладкой твердой поверхностью. Тогда при сближении часть выступов с относительной площадью  $\eta_{1n}$  будет сжата на величину, большую  $\varepsilon_u = \frac{a_k}{h_{\max}}$ , и, следовательно, будет деформироваться

пластически. Другая часть выступов на площади  $\eta_{1y}$  будет деформироваться упруго.

Вся относительная контурная площадь

$$\eta_1 = \eta_{1n} + \eta_{1y}. \quad (\text{II. 23})$$

Учитывая, что давление на упруго деформированных выступах изменяется от 0 до  $q_m = c\sigma_s$  ( $q_m$  — давление, соответствующее переходу от упругого деформирования к пластическому;  $\sigma_s$  — предел текучести), можно принять среднее давление на упруго деформированной площади равным  $\frac{q_m}{2}$ .

Тогда, среднее контурное давление

$$q_c = q_m \left( \eta_{1n} + \frac{1}{2} \eta_{1y} \right). \quad (\text{II. 24})$$

Полагая  $\varepsilon_\kappa \ll \varepsilon$  и отбрасывая члены, содержащие  $\varepsilon_\kappa^2$ , будем иметь

$$\eta_{1y} = b v \varepsilon^{\nu-1} \varepsilon_\kappa. \quad (\text{II. 25})$$

Учитывая, что  $\eta_{1n} = b(\varepsilon - \varepsilon_\kappa)^\nu$ , получим

$$q_c = b q_m \left( \varepsilon - \frac{\varepsilon_\kappa}{q} \right)^\nu. \quad (\text{II. 26})$$

Преобразуем выражение (II. 26), обозначив  $\delta = \frac{q_c}{q_m}$ ,

$$\varepsilon = \left( \frac{\delta}{b} \right)^{\frac{1}{\nu}} + \frac{\varepsilon_\kappa}{2}, \quad (\text{II. 27})$$

где первое слагаемое представляет собой сближение в условиях пластической деформации.

Подставив выражение (II. 27) в формулу (II. 6), получим для относительной площади касания

$$\eta_1 = \delta + \frac{b^{1/\nu} v \varepsilon_\kappa}{2} \delta^{\frac{\nu-1}{\nu}}, \quad (\text{II. 28})$$

или

$$\eta_1 = \frac{q_c}{c\sigma_s} + \frac{2,4(1-\mu^2)b^{1/\nu} v R c}{2h_{\max} E^2} \frac{\sigma_s^{\frac{\nu+1}{\nu}} q_c^{\frac{\nu-1}{\nu}}}{\sigma_s^{\frac{\nu+1}{\nu}} q_c^{\frac{\nu-1}{\nu}}}, \quad (\text{II. 29})$$

где  $q_c$  — контурное давление;

$b$  и  $\nu$  — константы, характеризующие кривую опорной поверхности;

$c$  — коэффициент пропорциональности между  $q_m$  и  $\sigma_s$  [19].

Первый член этой формулы учитывает площадь касания, находящуюся в режиме пластического деформирования, второй

член — в режиме упругого деформирования. Доля упругой части площади больше для гладких поверхностей и материалов, имеющих значительный предел текучести и малый модуль упругости. На рис. 28 и 29 изображены расчетные кривые, показывающие влияние  $\sigma_s$  и  $E$  на площадь фактического контакта  $A_r$ . Кривые вычислены по формуле (II. 29) при следующих значениях параметров:  $N = 20 \text{ кг}$ ;  $A_a = 100 \text{ мм}^2$ ;  $\sigma_s = 12 \text{ кг/мм}^2$ ;  $E = 2 \cdot 10^4 \text{ кг/мм}^2$ .

Проверка формулы (II. 29) показала удовлетворительное совпадение с экспериментальными результатами [5]. Однако она имеет ряд недостатков. Если все неровности деформируются упруго, формула непригодна, так как в этом случае нарушается

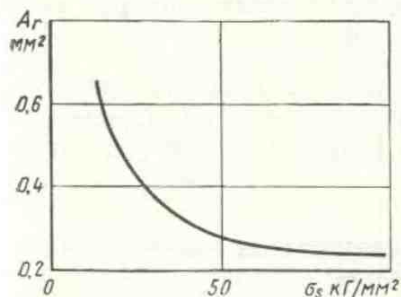


Рис. 28. Влияние предела текучести на фактическую площадь касания при упруго-пластическом контакте

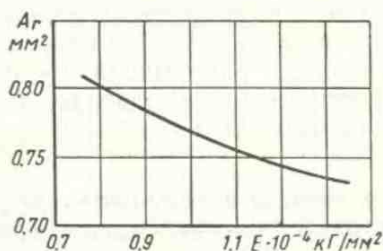


Рис. 29. Влияние модуля упругости на фактическую площадь касания при упруго-пластическом контакте

условие, при котором она была выведена ( $\epsilon_k \ll \epsilon$ ). Практически  $\epsilon_k$  должно быть меньше  $\epsilon$  в 4—6 раз. При упругом деформировании надо пользоваться зависимостью, выведенной для упругого контакта.

Кроме того, поскольку при выводе выражения (II. 29) было принято, что деформирование отдельной неровности подчиняется модели Прандтля, а она не учитывает процесса наклепа материала, постольку формула пригодна, когда отсутствует упрочнение материала (ненаклепывающийся или предельно наклепанный материал).

## § 7. КОНТАКТИРОВАНИЕ ПРИ НАЛИЧИИ УПРОЧНЕНИЯ

Наибольшую трудность представляет расчет площади при наличии упрочнения материала. Задача о деформировании сферы с упрочнением пока еще не решена. Поэтому связать площадь касания с механическими контактами материала при наличии упрочнения не представляется возможным.

Однако, используя эмпирический закон Мейера, можно выразить площадь касания при пластическом деформировании

выступов с упрочнением через некоторые коэффициенты, определяемые эмпирическим путем. При контактировании шероховатой поверхности с жесткой, гладкой

$$\eta_1 = \left( \frac{Rb^{1/\nu}}{2h_{\max}} \right)^{\frac{\omega\nu}{\nu+1}} \left( \frac{q_c}{H_y K} \right)^{\frac{\nu}{\nu+1}}, \quad (\text{II.30})$$

где  $\omega$  — коэффициент, характеризующий упрочнение материала;

$\omega = \frac{n}{2} - 1$  (где  $n$  — показатель степени в законе Мейера);

$H_y$  — эмпирический коэффициент, по величине примерно равный максимальной твердости по Мейеру;

$K$  — коэффициент, зависящий от  $\omega$  и  $\nu$ .

По данным Н. Б. Демкина при контактном сжатии для стали  $\omega = 0,4$ , для алюминия  $\omega = 0,6$ . Для отожженных материалов  $n$  обычно лежит в пределах от 2,5 до 3. Для предельно упрочненного материала  $n = 2$ .

#### § 8. УПРУГОЕ КОНТАКТИРОВАНИЕ ДВУХ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, МОДЕЛИРОВАННЫХ В ВИДЕ НАБОРА СТЕРЖНЕЙ

Каждую из шероховатых поверхностей будем моделировать набором стержней различной длины. Если все стержни модели пересечь двумя плоскостями, проведенными параллельно основанию соответственно на расстояниях  $\xi$  и  $\xi + d\xi$  от нее, то полученный слой толщиной  $d\xi$  должен содержать некоторое число торцов стержней. Это число, по определению пропорциональное толщине слоя  $d\xi$ , является функцией высоты сечения, т. е. может быть выражено в виде

$$dn = M\varphi(\xi) d\xi, \quad (\text{II.31})$$

где  $M$  — число стержней модели.

Функция  $\varphi(\xi)$  называется функцией распределения. Она может считаться непрерывной, если число стержней модели неограниченно увеличивается, а площадь поперечного сечения каждого из них неограниченно убывает. Во всех последующих выкладках мы примем эту функцию непрерывной и удовлетворяющей очевидному условию

$$\int_0^{\infty} \varphi(\xi) d\xi = 1. \quad (\text{II.32})$$

Если же функция распределения  $\varphi(x)$  обращается в ноль для значения  $x > a$ , то это означает, что все стержни имеют длину не большую, чем  $a$ . Общее число стержней, имеющих свои торцы



между плоскостью, расположенной на расстояниях  $x$  от базовой плоскости, выражается величиной

$$n(x) = M \int_0^x \varphi(\xi) d\xi. \quad (\text{II.33})$$

Это выражение имеет смысл и в более общих предположениях, когда функция распределения изменяется скачками. Однако этот случай не представляет интереса в физическом смысле.

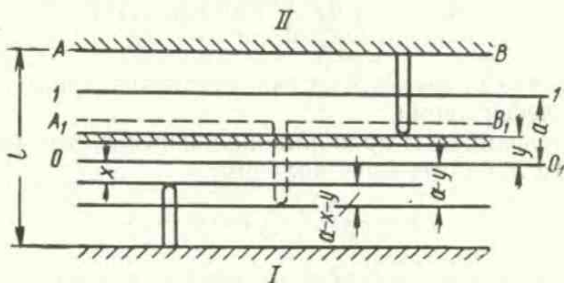


Рис. 30. Сближение двух шероховатых поверхностей, моделированных в виде набора стержней

Пусть числа стержней в зависимости от глубины слоя для моделей  $I$  и  $II$  равны соответственно

$$\left. \begin{aligned} n_1 &= \varphi_1(x); & dn_1 &= \varphi_1'(x)dx; \\ n_2 &= \varphi_2(y); & dn_2 &= \varphi_2'(y)dy. \end{aligned} \right\} \quad (\text{II.34})$$

Будем сближать эти модели, т. е. уменьшать расстояние между плоскостями  $I$  и  $II$ .

Число контактов для двух любых слоев представляет произведение вероятностей встречи пары стержней на число стержней в данном слое:

$$\frac{dn_2}{M} dn_1 = \frac{1}{M} \varphi_2'(y) \varphi_1'(x) dy dx. \quad (\text{II.35})$$

Сближим эти две модели на величину  $a$ . Таким образом, если до сближения расстояние между основаниями было  $l$ , то после сближения оно будет  $l - a$  (рис. 30).

Число контактов, образовавшихся от соприкосновения некоего слоя  $dy$ , находящегося на глубине  $y$ , со всеми слоями модели  $I$  будет

$$m_1 = \frac{1}{M} \int_0^{a-y} dy \varphi_2'(y) \varphi_1'(x) dx. \quad (\text{II.36})$$

Очевидно, что для всех слоев модели II при сближении на величину  $a$  получим

$$m = \frac{1}{M} \int_0^a dy \int_0^{a-y} dx \varphi_2'(y) \varphi_1'(x). \quad (\text{II.37})$$

При этом не обязательно  $x = y$ , но, очевидно,  $A_{r1} = A_{r2}$ . Тогда получим

$$A_r = A_c \int_0^a dy \int_0^{a-y} dx \varphi_2'(y) \varphi_1'(x). \quad (\text{II.38})$$

Примем, что нагрузка на один стержень прямо пропорциональна его деформации.

Если коэффициенты пропорциональности  $k_1$  и  $k_2$  различны, то для контакта двух стержней получим

$$q = \frac{k_1 k_2}{k_1 + k_2} (a - x - y). \quad (\text{II.39})$$

Распределение неровностей по высоте в зависимости от характера обработки выражается различными законами. Простейшим из них является линейный закон распределения. Пусть число стержней для моделей I и II будет одинаковым, т. е.  $M_1 = M_2$ .

Соответственно обозначим

$$\varphi_1'(x) = \gamma_1; \quad \varphi_2'(y) = \gamma_2. \quad (\text{II.40})$$

Величина нормального давления для этого случая

$$N = A_c \gamma_1 \gamma_2 k \int_0^a dy \left| ax - \frac{x^2}{2} - xy \right|_0^{a-y}. \quad (\text{II.41})$$

В результате интегрирования получим

$$N = A_c \gamma_1 \gamma_2 \frac{ka^3}{6}, \quad (\text{II.42})$$

т. е. величина нормального давления возрастает пропорционально кубу сближения.

В этом случае

$$A_r = \frac{1,65 A_c^{1/3} \gamma_1^{1/3} \gamma_2^{1/3}}{k^{2/3}} N^{2/3}. \quad (\text{II.43})$$

Учтем, что

$$k = \frac{k_1 k_2}{k_1 + k_2},$$

где  $k_1$  и  $k_2$  — коэффициенты пропорциональности для первой и второй моделей.

$$k_1 = \frac{E_1}{2r_1(1-\mu_1^2)};$$

здесь  $E_1$  — модуль упругости материала модели I;

$r_1 = r_2 = r$  — радиусы пятен касания;

$\mu_1 = \mu_2$  и  $\mu$  — коэффициенты Пуассона материала моделей.

Зависимость фактической площади от механических свойств материалов и геометрических характеристик поверхностей будет выражаться следующей формулой:

$$A_r = 1,65 \frac{A_c^{1/2} \gamma_1^{1/2} \gamma_2^{1/2} (E_1 + E_2)^{2/3} [2r(1-\mu^2)]^{2/3}}{(E_1 E_2)^{2/3}} N^{2/3}. \quad (\text{II. 44})$$

### § 9. СРЕДНИЙ РАЗМЕР ЕДИНИЧНОГО КОНТАКТА

Средняя площадь пятна касания

$$\Delta A_r = \frac{A_r}{n_r} = \frac{A_a b e^{\gamma}}{n_a c e^{\lambda}}. \quad (\text{II. 45})$$

Для пластического контакта

$$\Delta A_r = \frac{2\pi R h_{\max} e}{\nu} = \frac{2\pi R a}{\nu}, \quad (\text{II. 46})$$

соответственно для упругого контакта  $\frac{\pi R a}{\nu}$ .

Пользуясь формулами (II. 21), (II. 27) и (II. 30), можно вычислить среднюю площадь одного пятна.

Для пластического контакта

$$\Delta A_r = 2 \frac{\pi R h_{\max}}{\nu} \left( \frac{N}{A_c b c \sigma_s} \right)^{1/\nu}; \quad (\text{II. 47})$$

диаметр пятна касания

$$d = \left( \frac{4\Delta A_r}{\pi} \right)^{1/2} = 2,8 \sqrt{\frac{R h_{\max}}{\nu} \left( \frac{N}{A_c b c \sigma_s} \right)^{1/2\nu}}. \quad (\text{II. 48})$$

Из формулы (II. 48) видно, что диаметр пятна касания изменяется от нагрузки в степени  $\frac{1}{2\nu}$ , т. е. если принять  $\nu = 2$ , то при увеличении площади касания в 10 раз, диаметр пятна изменится всего в 1,7 раза.

Для упругого контакта (см. формулу II. 21)

$$\Delta A_r = \frac{\pi R h_{\max}}{\nu} K_3 \left( \frac{R}{h_{\max}} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}} \left( \frac{q_c}{E} \right)^{\frac{2}{2\nu+1}}. \quad (\text{II. 49})$$

В этом случае диаметр пятна касания также мало зависит от нагрузки. При увеличении ее в 10 раз, диаметр увеличивается в 2 раза. Заметное увеличение диаметра пятна будет иметь место только в зоне малых нагрузок.

Как показали эксперименты, рост количества контактирующих пятен происходит значительно интенсивнее, чем увеличение площади одного пятна. На рис. 31 изображены экспериментальные данные, показывающие увеличение площади контакта  $A_r$ , числа пятен  $n_r$  и площади одного пятна  $\Delta A_r$  при возрастании нагрузки для контакта двух шероховатых поверхностей.

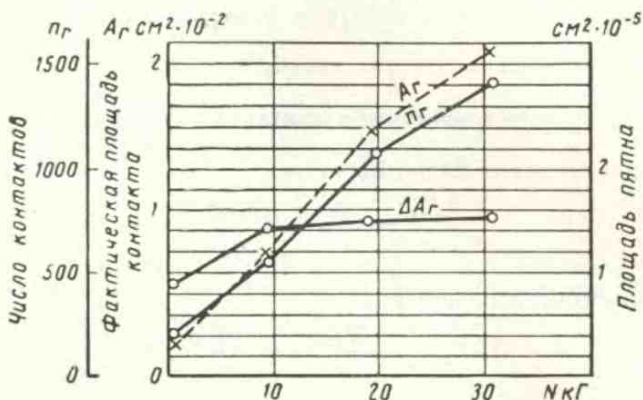


Рис. 31. Увеличение числа пятен касания  $n_r$ , площади одного пятна  $\Delta A_r$  и фактической площади контакта  $A_r$  с возрастанием нагрузки для точеных поверхностей из хлористого серебра. Контурная площадь  $90 \text{ мм}^2$

К таким же выводам о малом изменении площади пятен касания с увеличением нагрузки приходят Archard и Hirst [33]. Поэтому можно принять, что при достаточных нагрузках рост площади касания обусловлен главным образом увеличением числа контактирующих выступов, а не изменением диаметра пятна касания.

#### § 10. КАСАНИЕ ДВУХ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ПРОИЗВОЛЬНОМ РАСПОЛОЖЕНИИ НЕРОВНОСТЕЙ

При соприкосновении двух шероховатых поверхностей, используя формулу (II. 6) и результаты, приведенные в § 9, получим, учитывая вероятность встречи отдельных выступов, для относительной площади касания следующее выражение:

$$\eta_1' = \frac{k_1 b_1 b_2 (h_{\max_1} + h_{\max_2})}{h_{\max_1}^{v_1} h_{\max_2}^{v_2}} (\epsilon')^{v_1 + v_2}, \quad (\text{II. 50})$$

где  $k_1$  — коэффициент, зависящий от  $\nu_1$  и  $\nu_2$ ;

$$\varepsilon' = \frac{a}{h_{\max_1} + h_{\max_2}}.$$

Значения  $k_1$  приведены в табл. 8.

Если обозначить

$$\nu' = \nu_1 + \nu_2 \quad (\text{II.51})$$

и

$$b' = \frac{k_1 b_1 b_2 (h_{\max_1} + h_{\max_2})^{\nu_1 + \nu_2}}{h_{\max_1}^{\nu_1} h_{\max_2}^{\nu_2}}, \quad (\text{II.51a})$$

то формула (II.50) примет вид, аналогичный формуле (II.6).

Таким образом, все выводы, сделанные для контакта шероховатой поверхности с гладкой с точностью до некоторого постоянного коэффициента, могут быть перенесены на контакт двух шероховатых поверхностей.

Если поверхности имеют одинаковую шероховатость, то формулы (II.51) и (II.51a) переписутся в виде

$$\nu' = 2\nu \text{ и } b' = 2^{2\nu} b^2 k_1.$$

Значение радиуса кривизны, необходимое для расчета, определяется из выражения

$$R = \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}.$$

## § 11. ФОРМУЛЫ ДЛЯ ПРИБЛИЖЕННОГО РАСЧЕТА ПЛОЩАДЕЙ КАСАНИЯ

Если неизвестны геометрические характеристики поверхностей, необходимые для расчета площади касания, то прикидочные расчеты для стальных полированных поверхностей при упругом контакте можно производить по формуле

$$\eta_1 = 10 \div 15 \left( \frac{q_c}{E} \right)^{10/11}. \quad (\text{II.52})$$

Когда известны значения  $R$  и  $h_{\max}$ , то вычисления можно производить по формуле

$$\eta_1 = 3,4 \left[ \frac{q_c}{E} \left( \frac{R^{1/2}}{h_{\max}^{\nu_2}} \right) \right]^{10/11}. \quad (\text{II.53})$$

Таблица 8  
Значения коэффициента  $k_1$

$\nu_1$	$\nu_2$		
	1	2	3
1	0,50	0,33	0,25
2	0,33	0,16	0,10
3	0,25	0,10	0,05

## § 12. О РАСЧЕТЕ ПЛОЩАДЕЙ КАСАНИЯ ПРИ ЗНАЧИТЕЛЬНЫХ СБЛИЖЕНИЯХ

Как известно, в общем случае зависимость относительной площади касания от сближения характеризуется S-образным графиком — интегральной кривой Гаусса (рис. 32).

В приведенных расчетах мы пользовались зависимостью  $\eta_1 = b\varepsilon^v$ , что справедливо лишь для начального участка кривой (при  $\varepsilon$  не более 0,4). Для металлических поверхностей больших сближений не бывает.

Однако для материалов с малым модулем упругости эта за-

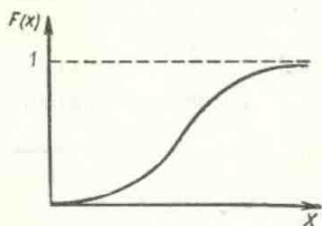


Рис. 32. Интегральная кривая Гаусса

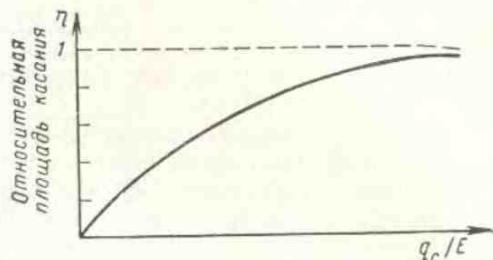


Рис. 33. Зависимость относительной площади касания от параметра  $\frac{q_c}{E}$  (по Г. М. Бартеневу и В. В. Лаврентьеву)

висимость не точна.

Г. М. Бартеневым и

В. В. Лаврентьевым [1] предложена следующая расчетная формула:

$$\eta_1 = 1 - e^{-k \frac{q_c}{E}}, \quad (\text{II.54})$$

где  $k$  — эмпирический коэффициент.

Характер этой зависимости показан на рис. 33. Эта зависимость хорошо аппроксимирует верхнюю часть кривой опорной поверхности.

Е. Ф. Непомнящий [20], применив формулу (II.54) для случая контакта протекторной резины с бетонной и асфальтовой дорогой, получил  $k = 6,8$ .

Если воспользоваться формулой (II.6) Н. Б. Демкина, то для асфальтовых и бетонных покрытий  $b = 2,7$ , а  $v = 3$ . Радиус единичной неровности  $R = 0,17$  мм,  $h_{\max} = 0,32$  мм. На рис. 34 изображены экспериментальные кривые зависимости  $\eta_1$  от сближения. Е. Ф. Непомнящий получил следующую формулу для расчета площади касания протекторной резины с бетонной и асфальтовой дорогой (резина с модулем  $E = 20 \div 40$  кг/см<sup>2</sup>):

$$\eta_1 = 3,2 \left( \frac{q_c}{E} \right)^{0,86}. \quad (\text{II.55})$$

Формула применима, когда  $\frac{qc}{E} < 0,2 \div 0,25$ . Контурную площадь целесообразно определять экспериментально; для регулярной сферической или цилиндрической волнистости ее можно рассчитывать по формулам (II.68) и (II.70).

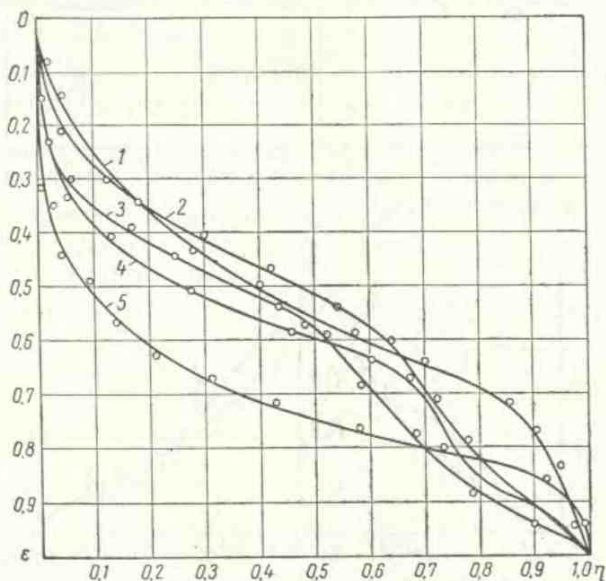


Рис. 34. Экспериментальные кривые зависимости  $\eta_1$  от сближения:

1 — бетонное покрытие барабана испытательного стэнда ( $b = 2$ ;  $v = 2,8$ ); 2 — бетон после длительной эксплуатации ( $b = 3,18$ ;  $v = 2,7$ ); 3 — бетон после кратковременной эксплуатации ( $b = 5$ ;  $v = 3,9$ ); 4 — асфальт песчаный ( $b = 3,5$ ;  $v = 3,8$ ); 5 — бетон новый ( $b = 2$ ;  $v = 4,4$ )

### § 13. ВЛИЯНИЕ ВОЛНИСТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ НА ФАКТИЧЕСКУЮ ПЛОЩАДЬ КАСНИЯ

Волнистость занимает промежуточное место между шероховатостью и отклонениями геометрической формы. В основном от шероховатости волнистость отличается значительно большим отношением шага волны к высоте, который изменяется от 100 до 14 000. Волнистость образуется в результате механической обработки поверхностей деталей машин (технологическая волнистость). Она может возникнуть в результате истирания поверхностей (эксплуатационная волнистость), а также от термических напряжений, возникающих при трении.

Исследования показали, что волнистость вредно отражается на работе подшипников жидкостного трения. В некоторых слу-

чаях волнистость создают специально (в дисках сцепления ее наличие позволяет более точно регулировать реальную площадь касания). Из двух параметров волнистости (высота и шаг волны) существеннее — высота. По предложению Института машиноведения различают 9 классов волнистости:

Класс . . . . .	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Высота в мк . . . . .	1	2	4	8	16	32	64	125	250

Ценные сведения о волнистости и методах измерения ее можно найти в монографии [8].

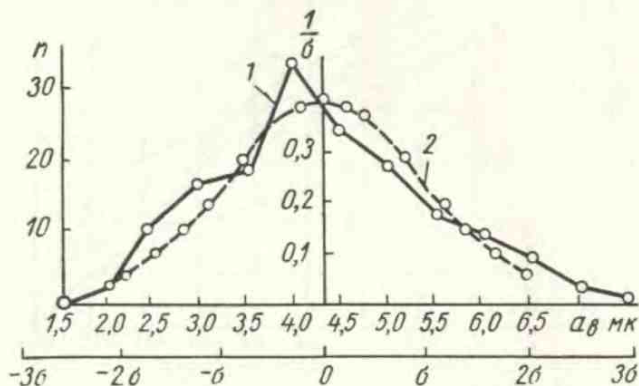


Рис. 35. Кривая распределения волн по высоте для шлифованной поверхности (1) и кривая распределения Гаусса (2)

Распределение волн по высоте подчиняется закону Гаусса. На рис. 35 приведена кривая распределения волн по высоте для шлифованной поверхности. Чем тщательнее обработана поверхность, тем больше величина отношения шага волны к высоте. Например, для шлифованных колец шарикоподшипников это отношение составляет 325—500, для полированных — 5000—7000.

Волнистость можно представить в виде отрезков окружностей (рис. 36), где все четные полуволны являются зеркальным отражением нечетных, сдвинутых на полшага волны. В этом случае радиус волны  $R_w$ , высота  $a_w$  и шаг  $L$  связаны зависимостью

$$R_w = \frac{L^2}{32a_w}. \quad (\text{II.56})$$

На рис. 37 изображена профилограмма, снятая на английском приборе «Телисерф» фирмы Тейлор и Гобсон со шлифованной поверхности внутреннего кольца шарикоподшипника.



Полагая волны сферическими или цилиндрическими и применяя к ним формулы Герца, получим следующие выражения для

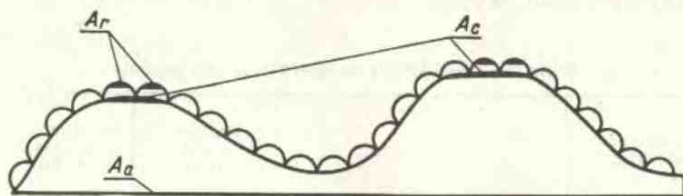


Рис. 36. Модель волнистой шероховатой поверхности

суммарной контурной площади при касании упругой волнистой поверхности с жесткой гладкой плоскостью.

Для сферических волн

$$A_c^{\phi} = \frac{2,44N^{2/3}R_0^{2/3}n^{1/3}}{E^{1/2}}; \quad (\text{II.57})$$

для цилиндрических

$$A_c^{\psi} = 2,15 \frac{N_1^{1/3}R_0^{1/3}M^{1/2}}{E^{1/2}}, \quad (\text{II.58})$$

где  $N_1$  — нагрузка на единицу длины волны;

$n$  — число волн;

$M$  — длина цилиндрической волны.

Число волн может быть различным на данной номинальной поверхности. Для их определения можно воспользоваться либо экспериментом, либо табличными данными. Примерные значения высоты и шага волны по данным некоторых организаций приведены в табл. 9.

Соответственно величины контурных давлений (при  $\mu = 0,3$ ) представляются следующим образом:

$$q_c^{\phi} = 4,1 \frac{E^{2/3}N^{1/3}}{n^{1/3}L^{2/3}} \cdot \frac{a_0^{2/3}}{L^{2/3}}; \quad (\text{II.59})$$

$$q_c^{\psi} = \frac{N^{1/3}E^{1/2}}{2,14R_0^{1/2}M^{1/2}n^{1/2}}. \quad (\text{II.60})$$

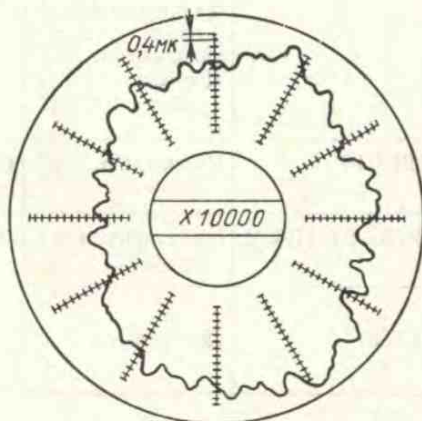


Рис. 37. Профилограмма шлифованной поверхности внутреннего кольца шарикоподшипника, снятая на приборе «Телисерф»

Для плоских поверхностей легко выразить контурное давление, если предположить, что волнистость регулярна и что все волны лежат на одной высоте.

Таблица 9

Влияние обработки на высоту и шаг волны

Наименование организации	Обработка	Высота волны в мк	Шаг волны в мм	$\frac{a_s}{L} \cdot 10^3$
ИМАШ АН СССР	Строгание . . . . .	3—25	3,4—4,5	3,5
	Расточка . . . . .	5—10	7—8,5	1,0
	Фрезерование торцовое	2—6	2,8—7	0,8
	Точение . . . . .	28—49	2—3,5	13,8
	Плоское шлифование . . . . .	2,5—20	1—8,5	2,3
	Цилиндрическое шлифование . . . . .	1—6	1,3—4,4	1,2
	Полирование . . . . .	0,25—0,55	2,1—5,3	0,1
Доводка . . . . .	0,25—1,0	1—28	0,043	
ВНИИП	Цилиндрическое шлифование . . . . .	2—6	2—6	1,0
НИИТАВТОПРОМ	Цилиндрическое шлифование . . . . .	1,3—15,4	2,2—13,5	1,0
ЦКБП	Полирование . . . . .	0,3—0,7	1,5—0,7	0,2

Для сферических волн

$$n_{сф} = \frac{2A_a}{L^2};$$

для цилиндрических

$$n_{ц} = \frac{2A}{ML},$$

где  $M$  — линейный размер плоскости в направлении, параллельном образующей волны.

Контурное давление при сферической волнистости

$$q_c^{сф} = 3,26E^{2/3} \left( \frac{a_s}{L} \right)^{2/3} q_a^{1/3}; \quad (II.61)$$

при регулярной цилиндрической волнистости

$$q_c^{ц} = 1,87E^{1/2} \left( \frac{a_s}{L} \right)^{1/2} q_a^{1/2}. \quad (II.62)$$

На рис. 38 изображена зависимость отношения контурного давления к номинальному при различном отношении  $\frac{L}{a_0}$ .

Построены три кривые для наиболее часто встречающихся значений  $q_a$  — 5, 25 и 125 кг/см<sup>2</sup>. Как видим, контурное давление значительно превышает номинальное.

При регулярной сферической волнистости

$$\eta_2 = \frac{2A'_c}{L^2}; \quad (\text{II.63})$$

здесь  $A'_c$  — единичная контурная площадка;

$L$  — длина волны.

Обозначим

$$K_4 = \left[ \frac{0,75b^{\frac{1}{2\nu}} \pi R^{\frac{1}{2}} (1 - \mu^2)^{\frac{2\nu}{2\nu+1}}}{2^{\frac{1}{2\nu}} K_2 h^{\frac{1}{2\nu}} \nu (\nu - 1) E} \right]^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} \quad (\text{II.64})$$

Тогда формула (II.20) для единичной контурной площади переписывается в виде

$$\eta_1 = K_4 \left( \frac{N'_1}{A'_c} \right)^{\frac{2\nu}{2\nu+1}}, \quad (\text{II.65})$$

где  $N'_1$  — нагрузка на одну контурную площадку.

$$N'_1 = \frac{NL^2}{2A_a}. \quad (\text{II.66})$$

Единичная контурная площадь по формуле Герца

$$A'_c = \frac{2,44R_a^{\frac{2}{3}} (N'_1)^{\frac{2}{3}} (1 - \mu^2)^{\frac{2}{3}}}{E^{\frac{2}{3}}}, \quad (\text{II.67})$$

где  $R_a$  — радиус волны.

Подставив в формулу (II.6a) значения  $\eta_1$  и  $\eta_2$ , получим

$$\eta_3 = K_4 \frac{(N'_1)^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} (A'_c)^{\frac{1}{2\nu+1}}}{L^2}. \quad (\text{II.68})$$

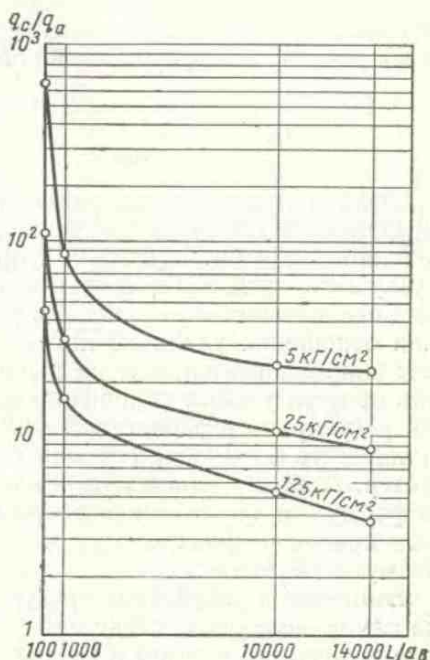


Рис. 38. Отношения контурного давления к номинальному в зависимости от безразмерного параметра волнистой поверхности. Построено для трех номинальных давлений

Подставив значение  $N_1'$  из выражения (II. 66), а  $A_c^*$  из формулы (II. 67), и обозначив

$$K_5 = 2,44 \frac{1}{2\nu+1} (1 - \mu^2)^{\frac{6\nu+2}{6\nu+3}} \left( \frac{0,75\pi b \frac{1}{2\nu}}{2 \frac{1}{2\nu} K_{2\nu}(\nu-1)} \right)^{\frac{2\nu}{2\nu+1}}, \quad (\text{II. 69})$$

получим зависимость для относительной площади касания при наличии регулярной сферической волнистости:

$$\eta_a = K_5 \left( \frac{R}{h_{\max}} \right)^{\frac{\nu}{2\nu+1}} \left( \frac{R_a}{L} \right)^{\frac{2}{6\nu+3}} \left( \frac{q_a}{E} \right)^{\frac{6\nu+2}{6\nu+3}}. \quad (\text{II. 70})$$

Относительная площадь контакта при наличии волнистости определяется тремя безразмерными параметрами: отношением удельной нагрузки к модулю упругости, характеризующим нагрузку и свойства материала; отношением радиуса выступа к максимальной высоте и отношением радиуса волны к ее длине. Величина отношения удельной нагрузки к модулю упругости оказывает наибольшее влияние на величину площади, так как показатель степени у этого отношения наибольший. Формула выведена для регулярной сферической волнистости. В действительности волнистость во многих случаях имеет самый разнообразный характер. Поэтому контурную площадь целесообразно определять по формулам Герца или экспериментально с помощью тонкого слоя красок, а фактическую площадь касания рассчитывать по формуле (II. 20).

Выше нами рассмотрена регулярная волнистость поверхности. На самом деле, вследствие расположения волн на различной высоте количество контактирующих площадей будет меньше, а контурное давление соответственно больше.

Еще значительнее могут изменять контурное давление макрогеометрические отклонения деталей, возникающие из-за погрешности формы при изготовлении и недостаточной жесткости деталей, что приводит к искажению формы при нагрузке или при сборке, а также под влиянием возникающих температурных напряжений. Этот круг вопросов рассматривается Ш. М. Биликом [2].

Очевидно, контурное давление даже в самых неблагоприятных условиях не может превысить значения, определяемого формулами (II. 59) и (II. 60) в предположении, что касание осуществляется лишь по трем волнам.

#### § 14. ПЛОЩАДИ КАСАНИЯ ПРИ СКОЛЬЖЕНИИ

Приведенные выше формулы получены для неподвижного контакта. Они могут быть справедливы для скользящего контакта, если напряжение на пятне касания при переходе от покоя к

скольжению изменяется незначительно. В этом случае мало изменяется и площадь контакта. Рассмотрим этот вопрос отдельно для упругого и пластического контактов.

Характер напряженного состояния двух сжатых тел при упругом контакте для случая наложения сдвигающих сил изучали Mindlin [42], М. М. Саверин [22] и рассмотрел Л. С. Кохан. Последний установил, что при упругом контакте длинного цилиндра с полупространством площадь касания при наложении сдвигающей силы

$$A_c = A_0 (1 + 0,5f^2), \quad (\text{II. 71})$$

где  $A_0$  — площадь касания только под действием нормальной нагрузки;

$f$  — коэффициент трения.

Поэтому при  $f = 0,3$  площадь касания увеличивается на 5%.

Площади касания при сдвиге посвящены исследования [36, 38].

Боуден и Тейбор использовали следующее соотношение Мизеса для рассматриваемой ими модели мостика

$$p^2 + \alpha s^2 = p_0^2,$$

в этом случае  $\alpha = 3$ .

При внедрении сферической неровности в деформируемое полупространство необходимо применять иное соотношение, так как увеличение нормального напряжения вызывает рост тангенциального напряжения.

Эксперименты, выполненные Боуденом и Тейбором для индия, дали значение  $\alpha = 3,3$ ; Куртней-Пратт и Эйснер принимают  $\alpha = 11,6$ ; С. Б. Айнбиндер —  $\alpha = 27$ .

Если в формуле (II. 71) считать  $s = fp$ , где  $f = 0,3$ , то получим следующие соотношения между площадями касания при различных значениях  $\alpha$  (табл. 10).

Таблица 10

Влияние тангенциального напряжения на площадь контакта

Вид контакта	По данным	$\alpha$	Увеличение площади в %
Пластический	Боудена и Тейбора . . . . .	3,3	11,4
	Куртней-Пратта и Эйснера . . . . .	11,6	43
	С. Б. Айнбиндера . . . . .	27	85
Упругий	Л. С. Кохану и Г. М. Харачу . . .	—	5

При рассмотрении соотношения между площадями касания при скольжении и в покое необходимо учитывать, что в начале процесса трения происходит приработка поверхностей, изменяющая ее геометрию.

Поэтому следует различить скольжения:

1) неприработанных поверхностей, когда в процессе трения изменяется микрогеометрия;

2) приработанных поверхностей, когда микрогеометрия воспроизводится.

В первом случае величина  $A$ , изменяется, пока не установится шероховатость, типичная для данных условий трения. Изменение фактической площади касания объясняется не только изменением напряженного состояния, но и изменением температуры, отеснением микронеровностей, усталостными и другими явлениями. Из-

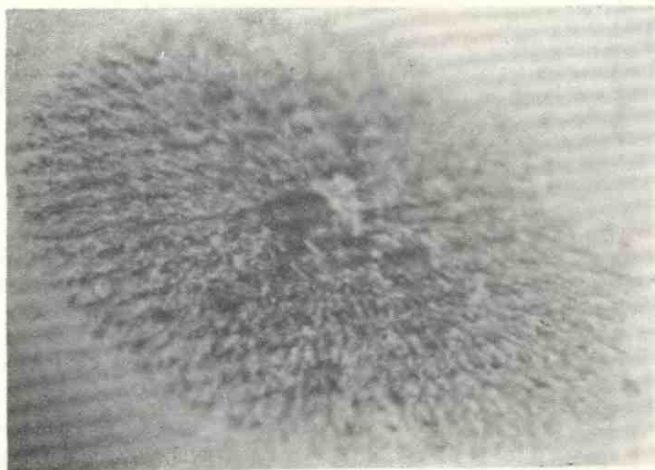


Рис. 39. Контакт шероховатой сферы из резины с призмой

менение площади в процессе приработки нами здесь не рассматривается. Во втором случае, так как микрогеометрия установилась, то нас может интересовать изменение площади касания только при сдвиге на расстояние, равное диаметру пятна касания, потому, что после этого единичный контакт разрушается и процесс повторяется.

Предположения, сделанные нами выше, были проверены экспериментально для случаев упругого и пластического контактов.

В первой серии опытов для экспериментального определения площади касания был использован оптический метод, основанный на нарушении полного внутреннего отражения в местах контакта стеклянной призмы с шероховатой поверхностью. Описание прибора (см. рис. 47), на котором производилось измерение площади касания, приводится ниже.

Образец нагружали сначала только одной вертикальной силой и фотографировали площадь контакта, затем его немного сдвигали и снова производили фотографирование.

Сравнивая площадь контакта в неподвижном состоянии при действии только вертикальной силы с площадью при приложении тангенциальной силы, можно сказать, что площадь фактического контакта при сдвиге приблизительно на диаметр пятна касания не превышает площадь контакта в неподвижном состоянии.

На рис. 39 показан типичный упругий контакт резины с призмой. Установлено, что при упругом контакте резины с призмой площадь фактического касания при скольжении ( $f = 0,6$ ) увеличивается всего на 10% по сравнению с неподвижным состоянием.

## § 15. СБЛИЖЕНИЕ ПРИ СКОЛЬЖЕНИИ

Анализ механизма образования единичного пятна касания показывает, что при приложении тангенциальной силы происходит сближение поверхностей, связанное с перераспределением площадей. В неподвижном состоянии при пластическом контакте

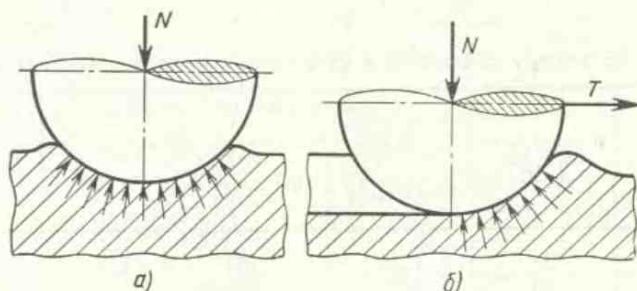


Рис. 40. Схема взаимодействия жесткой сферической неровности с пластическим деформированным полупространством:

а — в неподвижном состоянии; б — при сдвиге

деформированный материал обтекает единичную неровность со всех сторон (рис. 40).

При приложении сдвигающей силы сферическая неровность начинает двигаться, при этом задняя полуповерхность (по направлению движения) выходит из контакта и уже не несет нагрузки, вследствие чего напряжение на передней полуповерхности возрастает вдвойне. Следовательно, несущей является только передняя полуповерхность.

Если среднее напряжение на контакте постоянно, то сферическая неровность будет заглубляться, пока площадь передней полуповерхности не станет равной площади всего отпечатка в неподвижном состоянии. Н. М. Михин, исходя из геометрических соображений, полагает, что неровность должна внедриться в мягкую поверхность на величину

$$h_1 = 2h \sqrt{1 + f^2}, \quad (II.72)$$

где  $h$  — глубина внедрения в неподвижном состоянии.

При этом принимается, что площадь касания остается постоянной и происходит лишь ее перераспределение. Эта формула справедлива для единичного индентора.

Соответственно для шероховатой поверхности относительное сближение при движении

$$\varepsilon_1 = \varepsilon (2 \sqrt{1 + f^2})^{\frac{1}{2}}, \quad (\text{II. 73})$$

где  $\varepsilon$  — относительное сближение в статическом состоянии.

Следует отметить, что расстояние, на котором происходит изменение сближения, мало по сравнению с диаметром пятна контакта.

Результаты экспериментов (табл. 11) по замеру изменения сближения в статическом состоянии и при скольжении хорошо совпадают с соответствующими величинами, рассчитанными по формуле (II. 73).

Таблица 11

Данные по замеру сближения в статическом и подвижном состояниях

Материал	Вертикальная нагрузка в кг	Сближение в мк, определяемое			Коэффициент трения
		Экспериментально		Теоретически	
		Статическое	При движении		
Алюминий	20	1,70	1,97	2,40	0,33
	40	2,43	2,50	2,76	0,28
	60	3,20	3,55	3,62	0,26
Магний	20	2,80	2,05	2,30	0,30
	40	2,30	2,62	2,65	0,34
	60	2,67	3,05	3,14	0,33

## § 16. МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СБЛИЖЕНИЯ

### При неподвижном контакте

В настоящее время не существует общераспространенных методов для определения сближения, так как этот фактор ранее не использовался для анализа процесса трения и износа. Трудность непосредственного измерения сближения шероховатых поверхностей заключается в том, что величину деформации самих выступов при сжатии двух тел можно сравнить по величине, которая бывает иногда и меньше, с величиной объемного сжатия самих сближаемых тел. Поэтому некоторые исследователи [9] предложили для определения сближения использовать в качестве индикатора профилограф, с тем чтобы, замеряя общее сближение (сумму объемного и поверхностного деформирования), вычитать



из него величину объемной деформации контактируемых тел. Однако такой метод довольно груб, так как интересующая нас величина может составлять лишь долю от общего результата.

Ниже описан прибор для определения сближения, разработанный и построенный лабораторией трения и фрикционных материалов Института машиноведения АН СССР, в котором исключена объемная деформация сжимаемых тел.

Нижний образец (рис. 41) изготовлен в виде кольца, в верхней части которого имеется паз. В отверстие кольца вставлена трубка *б* с гайкой *2*. Гайка с натягом упирается в паз нижнего образца. Натяг осуществляется с по-

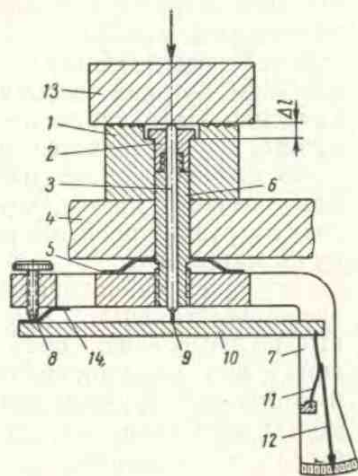


Рис. 41. Схема прибора конструкции Н. Б. Демкина для измерения сближения при неподвижном контакте

мощью плоской пружины *5*. Через трубку пропущен шток *3*, упирающийся в верхний образец *13*. Нижний конец штифта соединен плоской пружинной *9* с рычагом *10*. На нижнем конце трубки *6*, проходящем в отверстие станины *4*, жестко укреплено основание для измерительной части прибора.

Левый конец рычага *10* соединяется с основанием плоской пружины *14*, правый — с плоской пружинной *11*. К пружине *11* присоединена легкая стрелка *12*, конец которой выполнен из тонкой стеклянной нити. Стрелка перемещается вдоль тонкой капроновой нити, на которой нанесен штрих, служащий нулевым делением при отсчете. Стрелка и нить рассматриваются в отсчетный микроскоп при увеличении 100. При наложении нагрузки на верхний образец *13* уменьшается зазор между образцами, и шток *3* давит на рычаг *10*.

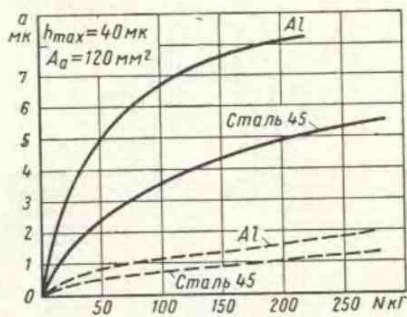


Рис. 42. Экспериментальные данные по измерению сближения для алюминиевого и стального образцов при контактировании их со стеклянной призмой: сплошные кривые — первое нагружение; штриховые — повторное

Рычаг поворачивается по часовой стрелке около своего левого конца и сжимает пружину 11, заставляя стрелку перемещаться вдоль нити. Общее увеличение, получаемое при отсчете в микроскопе, составляет  $10^4$ . Цена одного деления шкалы 0,12 мк. Шкала размещена на корпусе прибора 7. Цену деления можно изменить при смене объективов микроскопа. Установка стрелки на ноль производится регулировочным винтом 8.

Описанная конструкция позволяет исключить при отсчете ошибку за счет сближения между нижней поверхностью образца 1 и станиной 4 и свести до минимума ошибку из-за упругой деформации образца, так как прибор регистрирует только упругую деформацию части образца  $\Delta l$ , которая весьма невелика. Нагрузка на образец осуществляется с помощью небольшого гидравлического пресса, отсчет нагрузки производится по манометру.

На рис. 42 показаны экспериментальные данные по измерению сближения для алюминиевого и стального образцов при контактировании их со стеклянной призмой.

При скользящем контакте

Прибор для измерения сближения в движении с одновременным замером силы трения показан на рис. 43.

Образцы выполняются в виде двух цилиндров, на торцы которых наносится изучаемая шероховатость. Верхний образец 15, закаленный до твердости *HV* 360, приводится

в движение через подвижную обойму 2 и крестовину 1. Нижние образцы сделаны из мягких материалов: кадмия, магния, алюминия, меди. Сближение замеряется с помощью датчика с точностью до 0,03 мк. Сила трения и сближение записываются на движущуюся фотобумагу. Типичная осциллограмма для плоских поверхностей изображена на рис. 44.

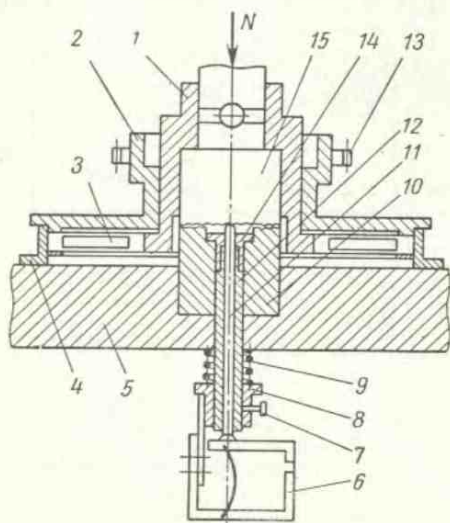


Рис. 43. Схема прибора для одновременного замера сближения и силы трения:

- 1 — крестовина; 2 — подвижная обойма; 3 — датчики для измерения силы трения; 4 — неподвижная обойма; 5 — плита основания; 6 — рамка с датчиками для измерения сближения; 7 — стопорный винт; 8 — скользящий цилиндр с рамкой; 9 — нижний образец; 10 — спиральная пружина; 11 — толкатель; 12 — трубка; 13 — шестерня привода; 14 — гайка; 15 — верхний образец

Эксперименты показали, что в момент сдвига фактическая площадь касания при изменении сближения изменяется незначительно, примерно на 10—15%.

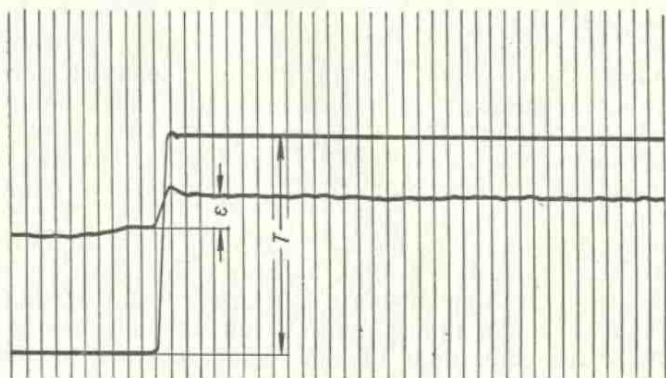


Рис. 44. Типичная осциллограмма для плоских поверхностей

## § 17. МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПЛОЩАДЕЙ КАСАНИЯ

Определить площадь касания двух твердых тел, находящихся под нагрузкой, довольно трудно, особенно для реальных деталей машин. Используемые в настоящее время методы можно разбить на три группы:

- 1) когда оба тела не прозрачны (реальные детали);
- 2) когда оба тела являются прозрачными;
- 3) когда одно из тел является прозрачным.

Опишем кратко эти методы применительно к электропроводным материалам.

Впервые площадь касания определялась посредством измерения электросопротивления контакта шероховатых поверхностей. Однако такой способ применения не был свободен от ошибки, так как на величину сопротивления влияет не только общая площадь касания, но и диаметр отдельных пятен, из которых она состоит. Критика этого метода дана в работе [40].

Общее сопротивление шероховатой сферы выражается формулой

$$\rho_{\text{общ}} = \rho_1 + \rho_2 = \frac{1}{4R\lambda} + \frac{1}{4n_a r},$$

где  $R$  — радиус контура;

$\lambda$  — удельная проводимость;

$n_a$  — число пятен контакта,

$r$  — радиус пятна фактического контакта.

Если даже известны удельная проводимость и радиус контура, вычисленный для упругого контакта по формуле Герца, а для пластического — по пределу текучести, то все же для расчета по этому уравнению надо располагать или радиусом одного пятна или числом пятен.

Так как размер пятна касания для данного вида шероховатости мало изменяется от нагрузки, то рассматриваемый метод пригоден, если одновременно измерить или вычислить радиус единичного пятна касания. При пользовании этим методом следует учесть, что сила тока в контакте должна ограничиваться величиной, при которой не происходит разогрев контакта и сохраняется закон Ома.

Для этого можно пользоваться вольт-амперной характеристикой, снятой Р. Хольмом для электрического контакта.

Последнее время предложены адгезионные методы определения площади касания путем применения радиоактивных изотопов, а также люминофоров. Однако существенным недостатком этих методов является трудность контролирования толщины наносимого слоя веществ, содержащего радиоактивные изотопы или люминофор, а в зависимости от его толщины изменяется интенсивность излучения с единицы площади.

Применение красок, содержащих небольшое количество флуорогенов, дает возможность получить высококонтрастное изображение при толщине краски от 0,1 до 0,01 мк, т. е. при толщине в 10—100 раз меньше, чем обычных красок. Фотометрировать можно как перенесенный слой краски на контроло (позитив), так и оставшийся слой (негатив). В. С. Тарасенко [25, 26] рекомендует пользоваться фотоэлектронными фотометрами, встроенными в микроскоп. В качестве датчиков фотометров применяют фотоэлектронные умножители.

Краска должна отличаться определенными вязкопластичными адгезионными свойствами. В. С. Тарасенко рекомендует применять растворы в бензоле, канифоли, оленовой кислоте, а также дефектол золотисто-зеленый (флуорохром). Последний обладает яркой люминисценцией в зелено-желтой части спектра.

Толщина слоя краски не имеет решающего значения, если необходимо изучить форму и структуру контактной зоны. Площадь оценивается далее планиметрированием.

В этом случае можно наносить краску кистью и стирать ее насухо мягкой холстиной. Это дает остаточный слой толщиной до 0,01 мк.

При количественном определении площади касания фотометрическим методом надо точно знать толщину слоя. Для этого можно применить способ слива, распространенный в физической химии, или извлекать объект из раствора с постоянной скоростью. О толщине пленки можно судить путем сопоставления интенсивности свечения со стороны полученной пленки с интенсивностью

свечения **клина** этой же флуоресцирующей краски, которую для этого помещают в клиновой зазор, создаваемый, например, плоскопараллельными стеклами толщиной около 3 мм, помещенными на две мерительные плитки различной высоты.

Образовавшийся воздушный клин заполняют флуоресцирующей краской, и на фотометре определяют интенсивность свечения по сечениям. Таким способом В. С. Тарасенко определял толщину пленок от 0,01 до 2 мк.

Вместо красок можно применять серебряные пленки, которые наносятся путем электроосаждения. Получаемый негативный отпечаток в результате переноса серебряной пленки на контртело целесообразно рассматривать в поляризованном свете.

Заслуживает внимания метод обнаружения площади контакта путем меднения околоконтактного пространства (по В. С. Тарасенко). Для этого в околоконтактное пространство двух сжатых тщательно промытых и обезжиренных поверхностей посредством шприца вводится раствор хлорной меди в этиловом спирте (50—75 см<sup>3</sup>), который втягивается в капилляр переменного сечения, образованный контактирующими поверхностями. Медь осаждается на уступах, свободных от касания. Время выдержки 10 мин. Затем избыток раствора удаляется фильтровальной бумагой, и в зазор вводится веретенное масло.

Метод оказался удобным при работе с тяжелыми агрегатами. Например, им успешно определили площадь контакта колес электровоза с рельсом. После фиксирования околоконтактной зоны колесо прокатывалось, однако осадившаяся пленка не повреждалась. Новый метод для изучения шероховатости поверхностей описал Selwood [46].

Недостатком рассмотренного выше способа определения площади касания посредством красителей, содержащих люминофоры, является то, что эти красители непригодны для обнаружения площадей касания высокой чистоты, поскольку пленка обладает вязкостью, и площадь ее разрушения не равна площади контакта. Кроме того, применение люминисцентной фотометрии связано с определенными трудностями.

Метод радиоактивных изотопов является мало надежным, так как нет уверенности, что изотоп равномерно перенесется на контртело. Кроме того, результат измерения в этом случае зависит от времени экспозиции при радиографии.

Свободным от перечисленных недостатков является метод измерения площадей контакта с помощью тонких угольных пленок, наносимых на одну из поверхностей путем напыления в вакууме.

Этот метод разработан Н. Б. Демкиным и А. А. Ланковым [6]. Угольная пленка толщиной 0,3 мк хорошо видна на поверхности белого металла, так как она имеет черный цвет. Пленка хрупка и легко разрушается в месте контакта. Благодаря малой тол-

шине ее можно использовать для определения площадей контакта для поверхностей до 10-го класса чистоты. Перед нанесением пленки поверхность промывают четыреххлористым углеродом. После нанесения пленки образцы осторожно сопрягаются и сдвигаются микрометрическим винтом на 1—2 мк.

Наиболее наглядным методом, позволяющим не только оценивать площадь касания, но и вести наблюдения за этой площадью в процессе скольжения, является способ двух прозрачных моделей, разработанный лабораторией трения и фрикционных материалов Института машиноведения АН СССР [30]. Сущность его заключается в том, что луч света, переходя из более плот-

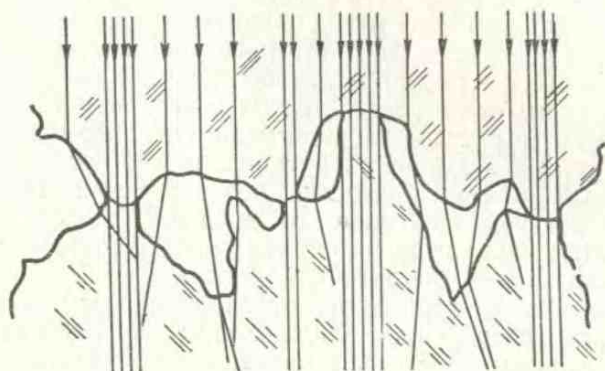


Рис. 45. Схема хода световых лучей в двух прозрачных моделях

ной среды в менее плотную, отклоняется от первоначального направления. Если торцы двух прозрачных цилиндров с одной стороны сделать шероховатыми, а с другой отполировать, а затем сжать эти цилиндры шероховатыми торцами и параллельно оси сжатых цилиндров направить пучок параллельных лучей, то свет пройдет не отклоняясь в пятнах фактического касания и рассеется в воздушных зазорах (рис. 45). Наблюдая с противоположной стороны эти пятна, можно определить площадь касания визуально или фотометрированием. Метод пригоден для оценки площади касания грубых поверхностей. Для поверхностей с высокой степенью гладкости он не приемлем, так как свет «проскальзывая» в тонком зазоре между тесно сближенными поверхностями, дает завышенное значение (иногда на 30—40%) площади касания. Пользуясь этим способом, можно видеть действие абразивных частиц, расположенных между двумя твердыми поверхностями.

На рис. 46 видно действие абразивной частицы на поверхность трения. Такой метод пригоден только для прозрачных об-

разцов, поэтому при пользовании им приходится применять прозрачные материалы, аналогичные по свойствам исследуемым металлам. Таким материалом, в частности, является хлористое серебро, которое по своим свойствам является аналогом меди.

В случае касания непрозрачной детали со стеклом применяется оптический метод Мехау, основанный на нарушении полного внутреннего отражения в местах контакта стеклянной призмы с шероховатой поверхностью. Достоинством данного метода яв-



Рис. 46. Действие абразивной частицы на поверхность трения

ляется надежность получаемых результатов и возможность непосредственного наблюдения процесса формирования площади контакта. Недостаток его состоит в том, что он дает несколько завышенное значение измеряемой площади вследствие проникновения световых волн при полном внутреннем отражении во вторую среду. Это обстоятельство не позволяет применять данный метод для изучения площади контакта поверхностей с чистой обработкой выше 8-го класса.

На рис. 47 показана принципиальная схема прибора. Образец 1 прижимается к стеклянной призме 2. Свет от источника 3 идет в двух направлениях через призму на фотоэлементы 11 и 12. Свет проходит через конденсаторы 4, матовые стекла 5, диафрагмы 7 и объективы 6 и 10. Назначение последних — обеспечить однородность светового пучка, падающего на призму, и рассеивать свет перед попаданием его на фотоэлементы. Полупрозрачное стекло 8 и окуляр 9 служат для визуального наблюдения площади фактического контакта. Фотоэлементы 11 и 12 включены

навстречу один другому по балансовой схеме через гальванометр 13, снабженный шунтом 14, показывающий равенство напряжений на фотоэлементах. Установка гальванометра на ноль осуществляется посредством перемещения фотоэлемента 12 по отношению к матовому стеклу. По мере необходимости в оптическую схему могут быть включены поляриды или николи и светофильтр.

При увеличении нагрузки на образец световой поток, отражающийся от призмы, уменьшается, так как часть света, попадающая в точки фактического контакта, поглощается.

Вследствие этого освещенность фотоэлемента 11 уменьшается по сравнению с освещенностью фотоэлемента 12, баланс нарушается и гальванометр показывает наличие тока. Показания гальванометра пропорциональны площади фактического контакта.

Необходимость применения двух фотоэлементов вызывается тем, что измеряемая величина изменения светового потока очень мала и при измерении одним фотоэлементом необходима чрезвычайно высокая стабильность напряжения источника, питающего осветительную лампу, получить которую

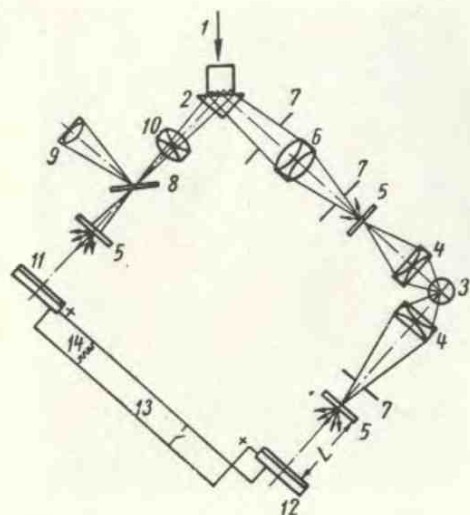


Рис. 47. Принципиальная схема прибора для определения площади касания методом нарушения полного внутреннего отражения

весьма трудно. При применении двух фотоэлементов изменение напряжения на источнике света вызывает одновременное изменение освещенности обоих фотоэлементов и мало отражается на показаниях гальванометра. Кроме того, применение балансовой схемы позволяет фотоэлементам работать в условиях малой освещенности, что повышает их стабильность.

На рис. 48 показан общий вид прибора. Образец 1 опирается на грань призмы, заделанной в основание прибора. Нагрузка осуществляется винтом 5 через динамометр 4. Два фотоэлемента 2 обеспечивают определение площади касания дифференциальным методом. Для визуального наблюдения служит окуляр 3.

Перед началом измерений прибор проверяется на стабильность показаний. Для этой цели на призму накладывается сталь-

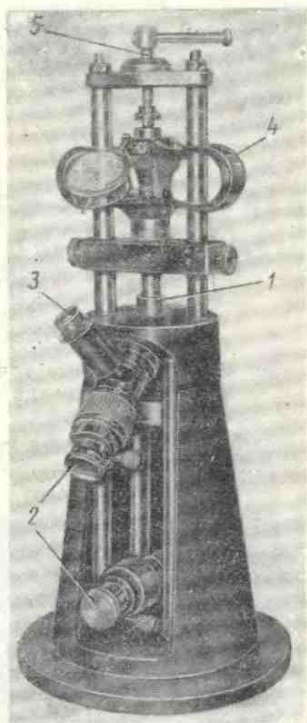


ной шарик, к которому прикладывается одна и та же нагрузка, и проверяется показание шкалы. Величина искажения показаний в результате прогиба поверхности стеклянной призмы не превышает 3%.

Прибор тарируется с помощью специальных образцов, имеющих конусообразный выступ высотой около 2 мм, с диаметром основания 2—3 мм. Выступ под действием нагрузки пластически деформируется, образуя площадь контакта с призмой в виде правильной окружности. Эту площадь легко измерить с помощью окуляра-микрометра. Постепенно увеличивая нагрузку на конус и отсчитывая величину площади, соответствующую данным показаниям гальванометра, строят тарировочный график. Цена делений прибора для металлов составляет 0,01—0,005 мм<sup>2</sup>.

В некоторых случаях на величину площади контакта оказывает влияние время выдержки образца под нагрузкой (главным образом для мягких металлов).

Площадь касания можно также определить косвенным путем, измеряя сближение на описанном выше приборе. По сближению, располагая уравнением кривой опорной поверхности, легко установить площадь касания.



## § 18. МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВОЛНИСТОСТИ

Для ограничения волнистости поверхностей предложен проект ГОСТа [7].

Определить волнистость можно с помощью красок, угольных пленок и т. д. Однако, по нашему мнению, заслуживает внимания растровый метод определения волнистости поверхности [16], который позволяет одновременно обследовать значительные участки деталей машин и дает наглядную картину изучаемой поверхности.

Принцип растрового метода заключается в следующем. Растровая решетка (рис. 49), через которую наблюдается изучаемая поверхность, располагается по отношению к последней под некоторым углом  $\alpha$  и освещается источником света (угол падения

Рис. 48. Прибор для определения площади фактического контакта:

1 — исследуемый образец; 2 — фотоэлементы; 3 — окуляр; 4 — динамометр; 5 — нагружающее приспособление

освещающих лучей  $\beta$ ). При этом в отраженном свете будут видны теньевые узоры, напоминающие собой картину муара (рис. 50).

Если отражающая поверхность плоская, то теньевая картина будет представлять собой ряд параллельных прямых, в случае цилиндрической поверхности — семейство кривых, близких, как показывает анализ, к гиперболам.

Когда исследуемая цилиндрическая поверхность обращена выпуклостью к сетке, то гиперболы располагаются вершинами вниз, если же вогнутостью, — то вверх. Волнистая поверхность отражается семейством более

или менее регулярных кривых. Теньевая линия является геометрическим местом узловых точек, совокупность которых восприни-

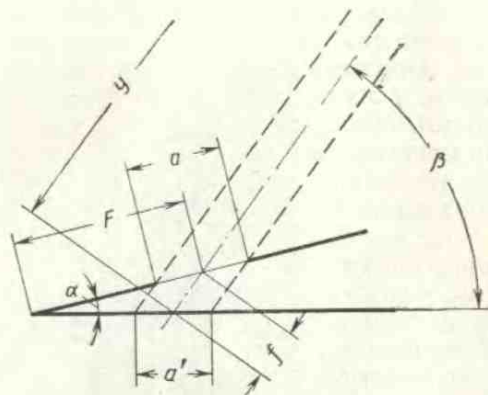


Рис. 49. Исследование качества поверхности при помощи раstra

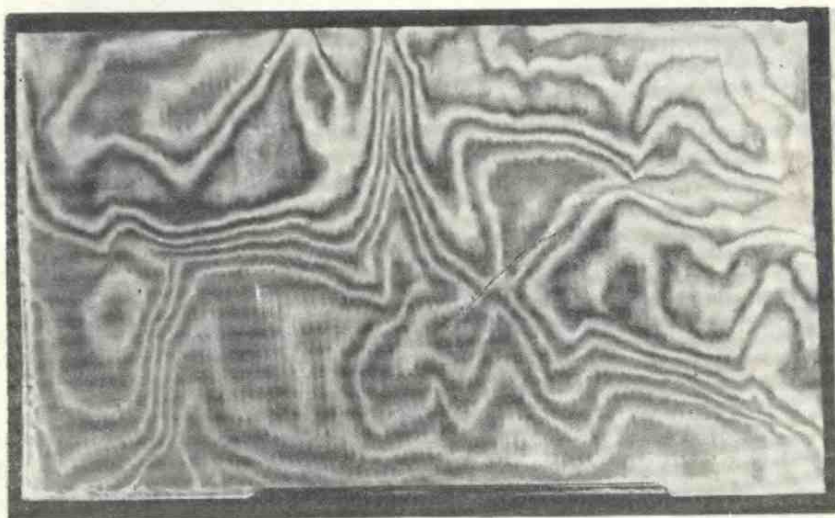


Рис. 50. Картина муара

мается глазом наблюдателя в виде линий, в простейшем случае — в виде прямых линий. Образование узловых точек, в свою очередь, является следствием суммарного зрительного восприя-

тия пересекающихся теневых линий сетки и переплета самой сетки. Теневые фигуры от решетки для наблюдения в отраженном свете аналогичны теневым линиям двух скрещенных решеток, рассматриваемых в проходящих лучах.

На рис. 51 изображена картина, наблюдаемая для двух сложенных вместе решеток в проходящем свете. Найдем уравнение линий  $AD$ . В прямоугольных осях уравнение  $n + 1$  прямой (про-

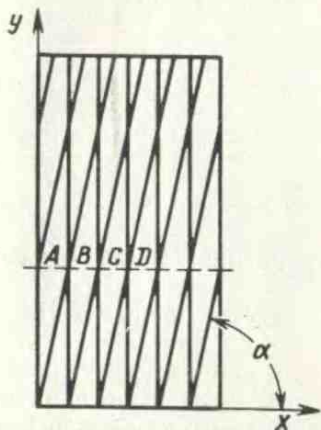


Рис. 51. Картина, наблюдаемая для двух сложенных вместе решеток в проходящем свете

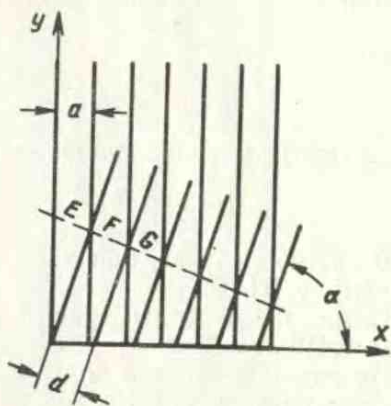


Рис. 52. Картина, наблюдаемая для двух сложенных вместе решеток, скрещенных под углом  $\alpha$ , имеющих различные периоды решетки

ходящей, например, через точку  $B$ ), параллельной оси  $y$ , имеет вид

$$x = (n + 1) a, \quad (\text{II. 74})$$

где  $a$  — шаг раstra.

Уравнение наклонной, проходящей через ту же точку, выразится так:

$$y = kx - b, \quad (\text{II. 75})$$

или

$$y = kx - a n \operatorname{tg} \alpha,$$

где  $k$  — угловой коэффициент;

$b$  — ордината.

Уравнение теневой линии  $ABCD$

$$y = a \operatorname{tg} \alpha. \quad (\text{II. 76})$$

Так как практически решетка может иметь различный шаг, то и наблюдаемая картина от двух сложенных вместе решеток, скрещенных под углом  $\alpha$ , окажется такой, как показано на рис. 52.

Геометрическим местом точек пересечения будет линия, уравнение которой отлично от выражения (II.76).

Действительно, применяя метод, аналогичный предыдущему, запишем два уравнения:

$$\left. \begin{aligned} x &= (n+1)a; \\ y &= kx - knd. \end{aligned} \right\} \quad (\text{II.77})$$

При  $d = \frac{a}{\sin \alpha}$ , исключая  $n$ , найдем уравнение линии  $EFG$  в виде

$$y = k \left( \frac{a-d}{a} \right) x + kd; \quad (\text{II.78})$$

или в тригонометрической форме

$$y = \operatorname{tg} \alpha \left( 1 - \frac{d}{a} \operatorname{cosec} \alpha \right) x + d \sec \alpha. \quad (\text{II.79})$$

В частном случае, при  $d = a$ , уравнение (II.78) переходит в формулу (II.76).

Нами применялись растры с шагом  $a$ , равным 0,167, 0,25, 0,333, 0,416 мм.

На рис. 53 показана картина муара, характеризующая волнистость поверхности. Углубления, сделанные на детали, произведены при поперечной подаче шлифовального круга плоскошлифовального станка.

При большой глубине неровности муар имеет большее искривление (рис. 53). При этом он получается таким, как будто мы рассматриваем два растра с различной частотой (рис. 52), и линии этих растров параллельны одна другой. Роль второго растра играет тень от него. У второго растра изменяется частота, зависящая от угла падения освещающих лучей, угла визирования и расстояния источника света от детали.

Располагая этой картиной, можно произвести посредством несложных геометрических построений расчет волнистости (т. е. определить шаг волны и ее высоту).

Так, например, получается следующая расчетная формула:

$$h = H \cdot 0,54 \left( \frac{\sin \beta}{\sin(\beta - \alpha)} - \frac{1}{\cos \alpha} \right) = B_0 H, \quad (\text{II.80})$$

где  $h$  — высота волны;

$H$  — величина искривления;

$\beta$  — угол падения освещающих лучей;

$\alpha$  — угол наклона растр.

Если  $B_0 = \operatorname{const}$  для данного метода измерения, то эта оценка весьма упрощается.

Фотографирование муаровых картин производили в ИМАШе на установке, показанной на рис. 54. Здесь на стальной плоской плите 1 лежит плита 2. Поверхности стыка отшлифованы. На

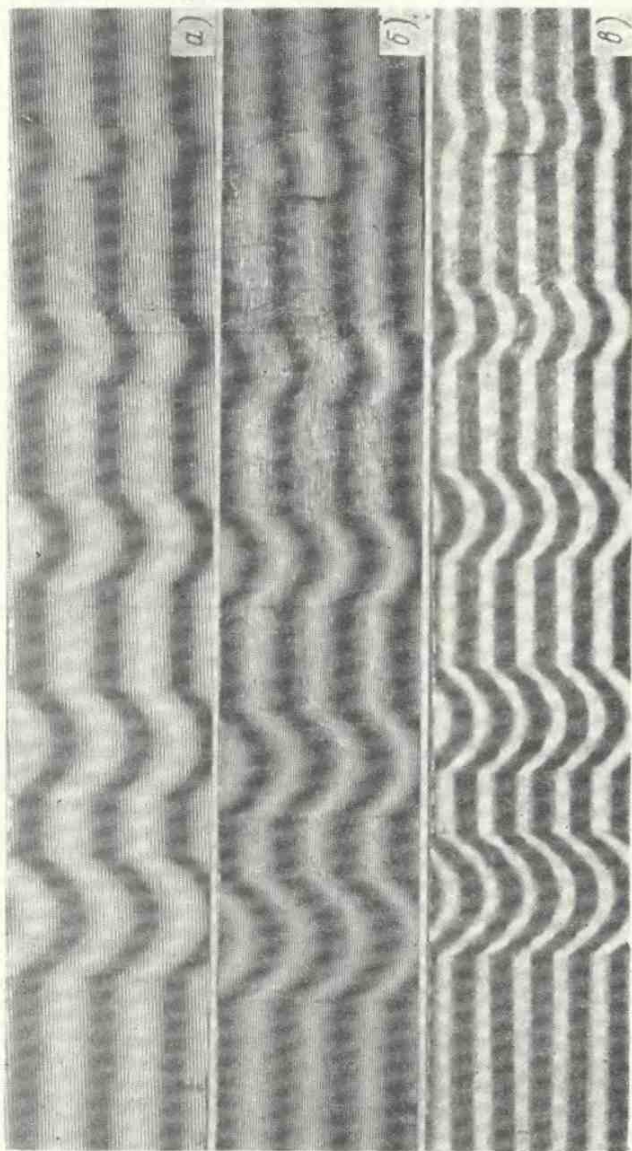


Рис. 53. Муаровая картина поверхности детали с углублениями (слева направо) 116, 90, 65, 46, 25 мк, полученная растрами с шагом в мм:  
 $a$  — 0,25;  $б$  — 0,333;  $в$  — 0,167

плите 2 установлена исследуемая деталь 4 и две плоско параллельные плиты 3 и 6, на которых расположен растр 5. Изменяя высоту плоскопараллельных плит или расстояние между плитами, изменяем и угол наклона растра по отношению к исследуемой детали.

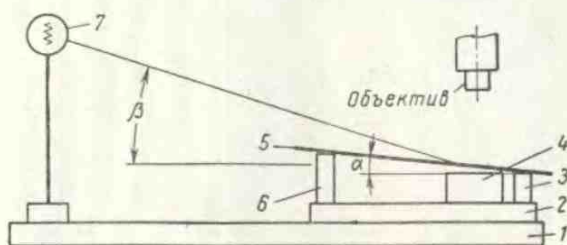


Рис. 54. Схема установки для фотографирования муаровых картин

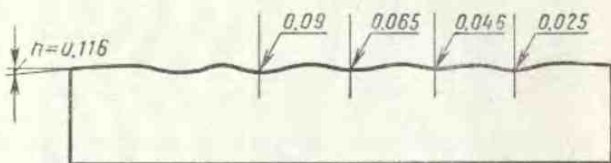


Рис. 55. Деталь с пазами, подвергавшаяся исследованию. Размеры даны в миллиметрах

С изменением положения источника света 7 изменяется величина угла падения освещающих лучей. На рис. 55 показана деталь с пазами, которая подвергалась нами исследованию.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Бартенев Г. М., Лаврентьев В. В. О законе трения при упругом контакте поверхностей. ДАН СССР. Т. 141, № 2, 1961, стр. 334—337.
2. Билик Ш. М. Макрогеометрия деталей машин. М., Машгиз, 1962, 275 стр.
3. Бобрик П. И. Влияние качества обработки металлов на жесткость нагруженных стыков. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. М., 1947. 88 стр.
4. Вотинов К. В. Жесткость станков. Л., ЛОНИТОМАШ, 1940.
5. Демкин Н. Б. Исследование площади касания шероховатых поверхностей. Труды ИМАШ АН СССР. Т. 1, М., Изд-во АН СССР, 1959, стр. 131—142.
6. Демкин Н. Б., Ланков А. А. Определение фактической площади касания двух твердых тел при помощи угольных пленок. «Заводская лаборатория», 1965, № 6, стр. 739.

7. Дьяченко П. Е., Вайнштейн В. Э., Розенбаум Б. С. Количественная оценка неровностей обработанных поверхностей. М., Изд-во АН СССР, 1952, 129 стр.

8. Дьяченко П. Е., Вайнштейн В. Э., Грозинская З. Н. Методы контроля и стандартизации волнистости поверхности. М., Стандартгиз, 1962, 92 стр.

9. Дьяченко П. Е., Толкачева Н. Н., Горюнов К. Н. Определение площади фактического контакта поверхностей. Сб. «Изучение износа деталей машин при помощи радиоактивных изотопов». М., Изд-во АН СССР, 1957, стр. 111—123.

10. Дьяченко П. Е., Толкачева Н. Н., Андреев Г. А., Карпова Т. М. Площадь фактического контакта сопряженных поверхностей. М., Изд-во АН СССР, 1963, 92 стр.

11. Елин Л. В. Взаимное внедрение поверхностных слоев металлов, как одна из причин изнашивания при несовершенной смазке. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. 13, М., Изд-во АН СССР, 1959, стр. 48—58.

12. Журавлев В. А. К вопросу о теоретическом обосновании закона Амонтона-Кулона для трения несмазанных поверхностей. ЖТФ. Т. 10, Вып. 17, 1940, 1447 стр.

13. Крагельский И. В. Влияние различных параметров на величину коэффициента трения несмазанных поверхностей. ЖТФ. Т. XIII, Вып. 13, 1943, 145 стр.

14. Крагельский И. В. Трение покоя двух шероховатых поверхностей. «Известия АН СССР», ОТН, № 10, 1948, стр. 1621—1625.

15. Крагельский И. В. Исследование сухого трения. ЖТФ. Вып. 11—12, 1942.

16. Крагельский И. В., Прибылев А. А., Гогова Л. А. Растровый метод определения волнистости и неплоскости деталей машины. «Измерительная техника», 1964, № 7, стр. 23—25.

17. Крагельский И. В. Влияние нагрузки на изменение шероховатости контактных поверхностей. Сб. «Трение и износ», Т. V, М., Изд-во АН СССР, 1950, 103 стр.

18. Левин Б. Н. Контактный метод измерения микрогеометрии поверхности. М., Машгиз, 1950, 60 стр.

19. Марочкин В. Н. Осесимметричное напряженное состояние зоны контакта шероховатой поверхности в условиях полной пластичности. Диссертация на соискание ученой степени канд. техн. наук, ИМАШ, 1957.

20. Непомнящий Е. Ф. О фактической площади касания протекторных резин с шероховатыми поверхностями дорожных покрытий. «Автомобильная промышленность», 1963, № 10, стр. 18—20.

21. Рыжов Э. В. Опорная площадь поверхностей, подвергнутых механической обработке. «Вестник машиностроения», 1964, № 4, стр. 56—61.

22. Саверин М. М. Контактная прочность материала в условиях одновременного действия нормальной и касательной нагрузки. Кн. I, М.—Л., Машгиз, 1946, 148 стр.

23. Соколовский А. П. Жесткость в технологии машиностроения. М.—Л., Машгиз, 1946, 207 стр.

24. Справочник машиностроителя. Под ред. М. А. Саверина. Т. I. Кн. 2, М., Машгиз, 1947, 353 стр.

25. Тарасенко В. С. Экспериментальное определение площади соприкасающихся поверхностей. Научные записки. ОПИ. Т. XVI, 1959.

26. Тарасенко В. С. Методы и аппаратура для определения фактической площади контакта. Сб. «Передовой научно-технический и производственный опыт», тема 10, Вып. 17, М., ЦИТЭИН, 1961.

27. Фепплъ А., Фепплъ Л. Сила и деформация. Прикладная теория упругости. М.—Л., ОНТИ, 1933.

28. Хвальковский Н. В. Метод оценки площади контакта нити с цилиндрической поверхностью. «Известия высших учебных заведений. Технология текстильной промышленности», № 6/31, 1962, стр. 25—30.

29. Чебышев П. Л. Теория связанных механизмов на основе параллелограммов. Петербург, Труды Академии наук. Т. VII, 1854.

30. Швецова Е. М. Определение фактических площадок соприкосновения поверхностей на прозрачных моделях. Сб. «Трение и износ в деталях машин», Вып. VII, М., Изд-во АН СССР, 1953, стр. 12—33.

31. Якобсон М. О. Шероховатость, наклеп и остаточные напряжения при механической обработке. М., Машгиз, 1956, стр. 89—292.

32. Archard J. F. Elastic deformation and the laws of friction. «Proc. Roy. Soc.», 1957, No 1233, vol. 243, Ser. A., pp. 190—205.

33. Archard J. F. and Hirst W. The Wear of Metals under Unlubricated conditions. «Proc. Roy. Soc.», 1956, No 1206, vol. 236, pp. 397—410.

34. Bowden F. P. and Tabor D. The Area of Contact Between Stationary and Moving Surfaces. «Proc. Roy. Soc.», 1939, No 938, vol. 169, pp. 391—413.

35. Bowden F. P. and Tabor D. The friction and lubrication of solids. «Clarendon Press», Oxford, 1954, pp. 372.

36. Courtney-Pratt J. S. Eisner M. The Effect of a Tangential Force on The Contact of Metallic Bodies. «Proc. Roy. Soc.», 1957, No 1215, vol. 238, pp. 529—550.

37. Dyson J. and Hirst W. The True Contact Area Between Solids, «Proc. Phys. Soc.», Ser. B, vol. 67, No 412, p. 309.

38. McFarlan J. S. and Tabor D. Relation between friction and adhesion. «Proc. Roy. Soc.», 1950, No 1069, vol. 202, Ser. A., pp. 244—253.

39. Halliday I. E. Application of Reflection electron Microscopy to the study of Wear. «Ins. Mech. Engrs Proc. of the Conference on Lubrication and Wear», London, 1957, pp. 647—651.

40. Holm R. Electric contacts. Stockholm, «H. Gebers», 1946, pp. 398.

41. Ling F. F. On Asperity Distributions of Metallic Surfaces. «J. App. Phys.», 1958, No 8, vol. 29, pp. 1168—1174.

42. Mindlin R. D. Compliance of Elastic Bodies in Contact. «J. Appl. Mech.», 1949, No 3, vol. 16, pp. 259—268.

43. Finch R. B. Interfiber Stress and Its Transmission. «Textile Research J.», 1951, No 6, vol. 21, pp. 375—392.

44. Rubinstein C. A general theory of the surface friction of solids. «Proc. Phys. Soc.», 1956, Sect. B, vol. 69, pp. 921.

45. Schallamach A. Load Dependence of Rubber Friction. «Proc. Phys. Soc.», 1952, No 393, vol. 65, Sect. B, pp. 657—661.

46. Selwood A. The Topography of Rough Surfaces. «Wear», 1962, No 2, vol. 5, pp. 148—157.

47. Tabor D. The Hardness of Metals. Oxford, «Clarendon Press», 1951, pp. 175.

48. Tabor D. «Proc. Roy. Soc.», 1948, vol. 192, Ser. A, pp. 247.



### Глава III. СВОЙСТВА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА И КРИТЕРИИ ПЕРЕХОДА ОТ ОДНОГО ВИДА НАРУШЕНИЯ ФРИКЦИОННОЙ СВЯЗИ К ДРУГОМУ

---

#### § 1. ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЕ СМЕЩЕНИЕ

Как мы указали в гл. I, обязательным условием внешнего трения является наличие положительного градиента механических свойств по глубине каждой из трущихся поверхностей, что обеспечивает локализацию взаимодействия трущихся тел в тонком поверхностном слое.

Это взаимодействие характеризуется взаимным внедрением контактирующих неровностей на весьма малую глубину и образованием адгезионных связей между ними. Если процесс повторяется многократно, то он приводит к значительным изменениям тонких поверхностных слоев трущихся тел. В ряде случаев эти слои могут значительно отличаться по своим свойствам от исходного материала.

Следует учесть, что взаимодействие происходит лишь в отдельных участках номинального контакта. Эти участки, протяженностью порядка нескольких микрон, при скольжении разрушаются и формируются вновь. Таким образом, фрикционный контакт представляет некое физическое тело, имеющее малую толщину, наделенное особыми свойствами. В отличие от двух исходных тел, его образовавших, мы будем называть фрикционный контакт третьим телом. Отдельные участки, из которых состоит это тело, будем называть фрикционными связями. Общая совокупность одновременно существующих фрикционных связей образует фрикционный контакт, который большей частью бывает дискретным.

Особенностью этого третьего тела является то, что при скольжении непрерывно происходит разрушение и формирование элементов, его образующих. Сила, затрачиваемая на разрушение при скольжении, равна силе трения. Ее отношение к нормальной нагрузке называется коэффициентом трения скольжения.

Основной характеристикой каждого твердого тела является его способность противостоять внешним нагрузкам. Кривая напряжения — деформация — является одной из основных характеристик твердого тела. Применительно к рассматриваемому нами третьему телу существенным является определение зависимо-

сти между тангенциальной силой и деформацией в тангенциальном направлении, характеризующей переход от неподвижного к скользящему контакту. Это явление перехода, установленное в 1926 г. одновременно А. В. Верховским (СССР) и Ренкином (Англия), называется предварительным смещением. Оно имеет большое значение не только для познания природы внешнего трения, но и в технике, когда внешнее трение используется для передачи движения, так как в режиме предварительного смещения работают ведущие колеса всех видов транспорта.

На рис. 56 показан принципиальный вид кривой зависимости предварительного смещения от приложенной тангенциальной



Рис. 56. Принципиальный вид зависимости величины предварительного смещения от тангенциальной силы

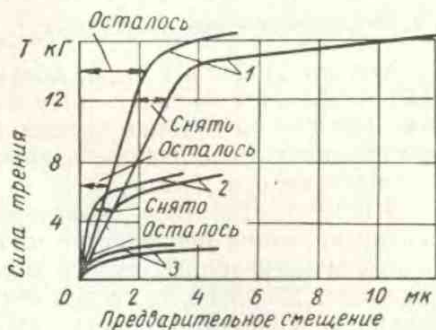


Рис. 57. Зависимость предварительного смещения от нагрузки для пары кожа — сталь (возвратно-поступательная нагрузка):

1)  $N = 75$  кг; 2)  $N = 25$  кг; 3)  $N = 5$  кг

силы. Точка А соответствует переходу к скольжению. Прямая  $a - a$  делит поле на две части — левая соответствует зоне сцепления. В этой зоне трение может использоваться для приведения в движение. Чем выше точка А на графике, тем более совершенно работают ведущие колеса экипажей.

На рис. 57 изображена кривая предварительного смещения, снятая нами для пары кожа — сталь при циклической нагрузке. Как видим, имеют место не только упругие, но и остаточные деформации.

Соотношение между упругими и остаточными деформациями для различных трущихся пар приведено в табл. 12.

При увеличении нагрузки жесткость связи, т.е. отношение нагрузки к смещению, возрастает. Величина остаточных деформаций увеличивается. При изменении направления движения на  $180^\circ$  предварительное смещение увеличивается приблизительно в 2 раза.

Результаты исследования предварительного смещения сводятся к следующему.

Величина предварительного смещения в зависимости от нагрузки и соотношения между упругими и остаточными деформациями  
Размер поверхности 320 см<sup>2</sup>

Трущаяся пара	Нагрузка в кг								
	5			25			75		
	Общее в мк	Остаточное в %	Упругое в %	Общее в мк	Остаточное в %	Упругое в %	Общее в мк	Остаточное в %	Упругое в %
Сталь — кожа . . . . .	0,5	20	80	1,0	40	60	3,0	67	33
Сталь — сталь . . . . .	1,0	100	—	3,0	100	—	7,0	100	—
Кожа — хлопок . . . . .	4,0	50	50	6,0	67	33	8,0	80	20
Медь — медь . . . . .	0,5	—	—	1,2	—	—	2,2	—	—

Предварительное смещение незначительно возрастает по мере увеличения сжимающего усилия, действующего на контакт.

При предварительном смещении наблюдаются как упругие, так и пластические деформации. По мере возрастания нагрузки доля упругих деформаций уменьшается.

По мере увеличения сжимающего усилия жесткость связи, коэффициент пропорциональности между тангенциальной силой и предварительным смещением, возрастает.

До сего времени не было попыток установить аналитические зависимости между величиной предварительного смещения и факторами, на него влияющими, применительно к пластическому контакту. Изложим некоторые соображения по этому вопросу, сформулированные нами совместно с Н. М. Михиным [11].

При пластическом контактировании будем предполагать, что жесткая шероховатая поверхность, моделированная в виде сферических выступов одинакового радиуса, внедряется в абсолютно гладкую пластически деформируемую поверхность. Рассмотрим два этапа контактирования: первый — под действием только нормальной нагрузки (неподвижный контакт), второй — под действием нормальной и тангенциальной нагрузок (предварительное смещение).

При приложении  $i$ -й нормальной нагрузки неровность под влиянием силы  $N_i$  будет углубляться, пока напряжение на контакте не делается равным твердости  $\sigma_s$ . Величина внедрения

$$h_i = \frac{N_i}{2\pi R_i \sigma_s}, \quad (\text{III.1})$$

где  $R_i$  — радиус внедрившейся неровности;  
 $\sigma_s = q_r$  — среднее напряжение на контакте;  
 $\sigma_s$  — предел текучести материала;

$c$  — коэффициент формы по А. Ю. Ишлинскому [9]; для рассматриваемого случая  $c = 3$ .

При заглаблении единичная неровность, рассматриваемая как сферический индентор, будет охватываться деформирующимся материалом равномерно со всех сторон (рис. 58). При приложении тангенциальной нагрузки напряжения со стороны действия тангенциальной силы возрастают, и сферическая неровность начинает двигаться, пластически оттесняя материал. При этом задняя полуповерхность этой неровности  $BE$  окажется полностью разгруженной, т. е. она оторвется от ранее деформированного материала (рис. 58). Силы  $N$  и  $T$  будут действовать только на переднюю полуповерхность  $AB$ .

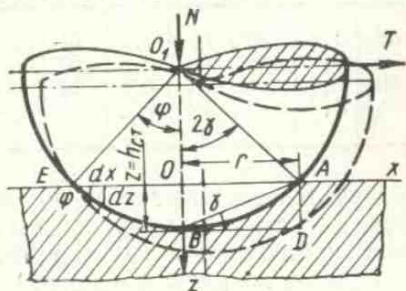


Рис. 58. Схема, иллюстрирующая контактное предварительное смещение единичного сферического индентора

Приближенное рассмотрение задачи теории пластичности о движении жесткого сферического индентора по пластическому полупространству показывает, что среднее напряжение на контакте  $q_{кин}$  приблизительно равно среднему напряжению  $q_{ст}$  в неподвижном состоянии. Это подтверждено экспериментами [см. формулы (II. 71)]. Очевидно, что в момент начала скольжения опорная площадь на передней полуповерхности индентора должна возрасти, скомпенсировав отсутствие ее на задней полуповерхности. Это приведет к заглаблению индентора, пока площадь передней полуповерхности не станет равной площади отпечатка в статическом состоянии. Соответственно будет возрастать тангенциальная сила, которая при равенстве поверхностей достигнет своего максимального значения (если пренебречь реологическим эффектом).

Процесс перераспределения опорных площадей соответствует переходу от неполной силы трения к полной силе трения покоя.

Таким образом, предварительное смещение обусловлено перераспределением в опорных поверхностях контактирующих неровностей, а величина его — расстоянием, на котором заканчивается этот процесс перераспределения поверхностей касания.

Одновременно происходит рост тангенциальной силы от нуля до максимального значения.

Поскольку  $q_{кин} = q_{ст}$ , величина заглабления при скольжении

$$h_k = 2h_{ст} \sqrt{1 + f^2}, \quad (III. 2)$$

где  $h_{ст}$  — величина заглабления под действием только нормальной нагрузки.

Для определения величины предварительного смещения расположим начало координат в центре проекции отпечатка на плоскость (рис. 58) и рассмотрим деформирование материала под действием приложенных сил. При действии вертикальной нагрузки сфера заглубится на величину  $z = h_{ст}$ . При приложении тангенциальной нагрузки  $T$  сфера сместится на бесконечно малое расстояние  $dx$ , этому смещению будет соответствовать заглубление  $dz$ .

Очевидно,  $dz = dx \operatorname{tg} \varphi$ , причем  $\varphi = EO_1O = AO_1B = 2\gamma$ , откуда

$$\operatorname{tg} \varphi = \operatorname{tg} 2\gamma = \frac{2\operatorname{tg}\gamma}{1-\operatorname{tg}^2\gamma}; \operatorname{tg} \gamma = \frac{z}{r},$$

где  $r$  — радиус пятна касания.

С достаточной точностью можно принять  $r = \sqrt{2Rz}$ , где  $R$  — радиус индентора. Получим

$$dx = \sqrt{\frac{R}{2}} z^{-\frac{1}{2}} dz. \quad (\text{III.3})$$

Величина предварительного смещения

$$x = \int_{h_{ст}}^{h_{кин}} \sqrt{\frac{R}{2}} z^{-\frac{1}{2}} dz \quad (\text{III.4})$$

или, используя формулу (III.1), получаем величину предварительного смещения для единичного индентора:

$$x = \left( \frac{N}{\pi c \sigma_s} \right)^{1/2} \left( \sqrt{2\sqrt{1+f^2}} - 1 \right), \quad (\text{III.5})$$

где  $\sigma_s$  — твердость по Бринелю ( $HB$ ).

Courtney-Pratt и Eisner [37] выполнили тонкие и тщательные эксперименты по определению предварительного смещения единичного индентора из платины, скользящего по платине. На рис. 59 приведены полученные ими экспериментальные данные (точки). Прямые построены по уравнению (III.5). Как видим, вычисления по формуле (III.5) соответствуют результатам опытов.

Надо иметь в виду, что применение одинаковых материалов затрудняет расчет, поскольку имеющая место деформация сферы не учитывается выведенной нами формулой.

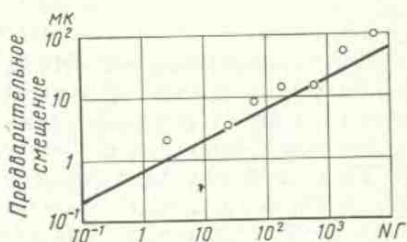


Рис. 59. Зависимость предварительного смещения от нагрузки для единичного индентора

Для случая контакта твердой шероховатой поверхности с пластически деформируемой гладкой, когда контактирует много неровностей, известно, что относительная площадь касания  $\eta$  зависит от относительного сближения  $\epsilon$ :

$$\eta = b\epsilon^{\nu},$$

где  $b$  и  $\nu$  — показатели кривой опорной поверхности.

Учитывая перераспределение площадей при скольжении, получим

$$h_{кин} = h_{ст} (2\sqrt{1+f^2})^{1/\nu}. \quad (III.6)$$

Тогда предварительное смещение

$$x = \sqrt{2Rh_{ст}} [(2\sqrt{1+f^2})^{1/\nu} - 1], \quad (III.7)$$

или в зависимости от нагрузки

$$x = \sqrt{2Rh_{\max}} \left( \frac{N}{A_c \cdot HB \cdot b} \right)^{1/\nu} [(2\sqrt{1+f^2})^{1/\nu} - 1]. \quad (III.8)$$

Как показывает анализ формулы, на предварительное смещение, особенно для гладких поверхностей ( $\nu = 3$ ), наибольшее влияние оказывают герметические характеристики. Для шероховатых поверхностей ( $\nu < 3$ ) большее влияние оказывают меха-

нические свойства, удельные давления  $q_c = \frac{N}{A_c}$  и коэффициент трения. Как следует из формулы (III.8), предварительное смещение мало зависит от нагрузки, так как при контакте шероховатой поверхности с гладкой при  $f = 0,3$  и  $\nu = 3$  величина  $x$  определяется в зависимости от нагрузки по формуле

$$x = 0,131 \sqrt{2Rh_{\max}} \left( \frac{q_c}{HB \cdot b} \right)^{1/\nu}. \quad (III.9)$$

Сопоставляя формулу (III.9) с экспериментальными данными для шероховатых поверхностей, получаем совпадение, во всяком случае по порядку величины.

Для пар трения сталь — сталь и сталь — медь, при изменении нагрузки на 6 порядков, предварительное смещение согласно экспериментам изменяется от 0,1 до 40 мк, а по расчету — от 0,1 до 20 мк. Меньшее значение расчетной величины объясняется тем, что при измерении предварительного смещения обычно трудно исключить объемное деформирование перемещаемых друг по другу твердых тел, так как датчики, регистрирующие величину предварительного смещения, расположены на некотором расстоянии от зоны контакта и поэтому замеряют как контактное предварительное смещение  $x_1$ , так и величины объемного деформирования образцов  $x_2$  и  $x_3$ . Таким образом, у большинства экспериментов (это относится и к автору данной книги) измеренная

величина предварительного смещения включает в себя и объемное деформирование образцов, т. е.

$$x_2 = x_1 + x_2 + x_3, \quad (\text{III.10})$$

где  $x_1$  — контактное предварительное смещение;

$x_2$  и  $x_3$  — объемные деформации образцов.

Очевидно,  $x_2$  и  $x_3$  будут возрастать при увеличении нагрузки, что может привести к неправильным представлениям о величине и природе контактного предварительного смещения и, в частности, о зависимости изменения предварительного смещения от нагрузки в виде пропорциональности  $N$  или  $N^{1/2}$ , констатированной нами ранее из сопоставления экспериментальных данных, полученных рядом исследователей.

Величину предварительного смещения в условиях упругого сферического контакта вычислил Mindlin [39] в предположении, что на контакте отсутствует шероховатость.

Им получено следующее выражение для смещения:

$$x = \frac{3(2-\mu)}{8Gr} fN \left[ 1 - \left( 1 - \frac{T}{fN} \right)^{2/3} \right], \quad (\text{III.11})$$

где  $\mu$  — коэффициент Пуассона;

$f$  — коэффициент адгезионной составляющей силы трения;

$T$  — неполная сила трения.

По данным представлениям  $fN = \tau$ , т. е. равно прочности адгезионной связи на срез.

Экспериментальную проверку этой формулы осуществил Johnson [38] в условиях статического нагружения и при колебаниях в условиях возвратно-поступательного движения. Результаты проверки хорошо совпали с расчетом.

Явление предварительного смещения было использовано рядом ученых для исследования физической природы фрикционного контакта. Некоторыми из них применялся метод снятия резонансных кривых при возвратно-поступательных колебаниях ползуна в плоскости касания в пределах предварительного смещения, который естественно пригоден лишь для небольших нагрузок. Впервые такие исследования были выполнены в 1939 г. С. Э. Хайкиным, Л. П. Лисовским, А. Е. Саломоновичем [28]. В 1962 г. В. А. Семенова применила этот метод для изучения природы сопротивлений, возникающих во фрикционном контакте. Снимая резонансные кривые при нагрузке в несколько килограммов для пары сталь — сталь и сталь — свинец, она констатировала, что в первом случае имеет место упругое взаимодействие поверхностей, обусловленное объемной деформацией внедряющейся неровности и атомным взаимодействием в местах непосредственного контакта. Во втором случае, при контактировании свинца со сталью величина сил упругого взаимодействия оказалась незна-

чительной. В. А. Семенова [20] получила следующую зависимость для силы трения:

$$T = k_1' \delta + k_3' \delta^3 + C_1' \delta, \quad (\text{III.12})$$

где  $k_1'$  — линейный коэффициент упругой силы взаимодействия поверхностей;

$k_3'$  — нелинейный коэффициент упругой силы взаимодействия поверхностей;

$C_1'$ ,  $\delta$  — величины, характеризующие диссипативную часть взаимодействия поверхностей.

Анализируя результаты исследований, В. А. Семенова [21] для упругого контакта получила следующую зависимость силы трения от смещения:

$$T = \frac{2}{3} k_1' \delta_{\max}, \quad (\text{III.13})$$

т. е. сила трения пропорциональна величине предварительного смещения и линейному коэффициенту сил упругого взаимодействия поверхностей. Величина предельного предварительного смещения

$$\delta_{\max} = \sqrt{\frac{k_1'}{3k_3'}}, \quad (\text{III.14})$$

где коэффициенты  $k_1'$  и  $k_3'$  выражаются через параметры снятых резонансных кривых.

Ряд исследований по экспериментальному определению предварительного смещения выполнен применительно к решению некоторых технических задач. Так, Э. М. Френкель [27] предложил следующую формулу для определения коэффициента сцепления  $\psi_k$ , который, естественно, пропорционален предварительному смещению:

$$\psi_k = 0,465 - 0,00687N, \quad (\text{III.15})$$

где  $N$  — нагрузка на колесную пару в тоннах.

Как видим, коэффициент сцепления мало зависит от нагрузки, что мы и получили, анализируя физическую модель явления [см. формулу (III.8)]. Формула (III.15) выведена на основании экспериментов, проведенных для нагрузок от 5 до 27 Т.

Д. Т. Авдеев [1] проводил эксперименты по исследованию предварительного смещения при запрессовке и распрессовке деталей, прилагая нагрузки до 3000 кг. Для определения предварительного смещения он пользовался следующей расчетной формулой, предложенной В. С. Щедровым [31], связывающей величину предварительного смещения с силой трения:

$$\varepsilon = T_0 \left( \frac{2}{G} + \alpha \right), \quad (\text{III.16})$$

где  $T_0$  — сдвигающая сила;



$G$  — модуль сдвига;

$\alpha$  — предельная деформация, как функция нормального давления.

Д. Т. Авдеев провел серию экспериментов для определения величин  $\alpha$ . Оказалось, что для пары сталь — сталь при больших давлениях, применительно к исследованным им прессовым соединениям, величина  $\alpha$  мало зависит от давления. Например, при изменении нагрузки от 500 до 3000  $\text{кг/см}^2$   $\alpha$  возрастает от  $23 \times 10^{-3} \text{ мк/кг}$  до  $24,5 \cdot 10^{-3} \text{ мк/кг}$ .

Таким образом, согласно В. С. Щедрову, предварительное смещение прямо пропорционально силе трения, что, очевидно, справедливо для условий упругого деформирования. Это было также констатировано В. А. Семеновым [21].

## § 2. ВЛИЯНИЕ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ НЕПОДВИЖНОГО КОНТАКТА НА ТРЕНИЕ

Значительные контактные напряжения, возникающие на реальных площадках касания, приводят к проявлению реологических процессов во фрикционном контакте. При этом наблюдается течение материала, приводящее к увеличению внедрения единичных неровностей в деформируемое контртело, что соответственно приводит к возрастанию силы трения.

На рис. 60 изображены кривые изменения коэффициента трения в зависимости от продолжительности неподвижного контакта двух тел, находящихся под различной нагрузкой. Как видим, коэффициент трения возрастает, стремясь к некоторому пределу.

Для аналитического расчета этого явления следует воспользоваться какой-либо моделью, описывающей реологические свойства контакта.

Как показал анализ, выполненный Ю. И. Костериним (см. гл. VII), наибольшее соответствие с экспериментом дает уравнение Ишлинского, связывающее напряжение  $\sigma$ , относительную деформацию  $\varepsilon$  и скорости изменения напряжения и деформации  $\dot{\sigma}$  и  $\dot{\varepsilon}$ :

$$\dot{\sigma} + r\sigma = b(\mu\dot{\varepsilon} + \dot{\varepsilon}). \quad (\text{III. 17})$$

Этому уравнению соответствует следующая механическая модель (рис. 61), в которой  $E$  — коэффициент быстрой упругости;  $S$  — коэффициент замедленной упругости;  $\mu$  — коэффициент вязкости.

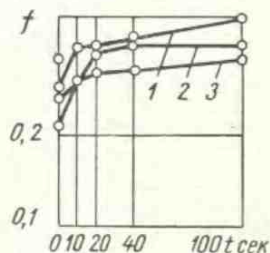


Рис. 60. Зависимость коэффициента трения  $f$  от продолжительности контакта  $t$  двух тел при нагрузке в  $\text{кг}$ :

1 — 6,7; 2 — 24; 3 — 63

Соответственно скорость последействия

$$u = \frac{C}{\mu}. \quad (III.18)$$

Скорость релаксации

$$\gamma = \frac{E + C}{\mu}. \quad (III.19)$$

Каждая из таких моделей заменяет единичный контакт. Так как неровность имеет различную высоту, то по мере сжатия контактирующих тел будет вступать в контакт все большее и большее количество неровностей, и соответственно напряжение, приходящееся на одну неровность, будет уменьшаться.

Для этих условий задача была решена Ю. И. Костериным (см. гл. VII).

Здесь мы рассмотрим задачу в первом приближении и примем, что напряжение на единичном пятне касания остается неизменным и под влиянием этого напряжения жесткие выступы внедряются в контртело, причем величина относительного внедрения  $\varepsilon$  увеличивается со временем.

В этом случае  $\dot{\sigma} = 0$  и соответственно уравнение (III.17) упростится, приняв следующий вид:

$$r\sigma = bu\dot{\varepsilon} + b\dot{\varepsilon}, \quad (III.20)$$

т. е. превратится в уравнение Томсона.

Интегрируя уравнение (III.20) и считая при этом, что начальный момент

$t = 0$  и  $\varepsilon = \varepsilon_0$ , получим

$$\varepsilon = \frac{r}{bu} \sigma + \left( \varepsilon_0 - \frac{r}{bu} \sigma \right) e^{-ut}. \quad (III.21)$$

Если соответственно ввести величину  $\varepsilon_\infty$ , отвечающую времени, достаточному для окончания процесса формирования контакта, то соответственно получим

$$\varepsilon_t = \varepsilon_\infty - (\varepsilon_\infty - \varepsilon_0) e^{-ut}. \quad (III.22)$$

Полагая в первом приближении, что деформация, составляющая коэффициенты трения, пропорциональна сближению, т. е.

$$f_{\partial\sigma\phi} = kh = keh_{\max}, \quad (III.23)$$

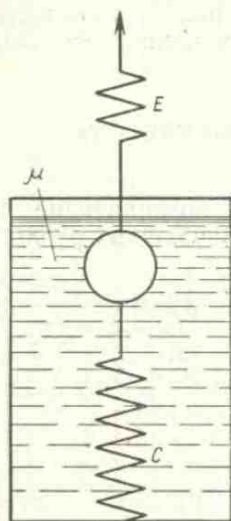


Рис. 61. Модель вязко-упругого тела

получим

$$f_{деф} = f_{\infty} - (f_{\infty} - f_0) e^{-ut}. \quad (III.24)$$

Формула (III.24), предложенная нами еще в 1943 г., нашла применение при решении ряда задач по определению увеличения коэффициента трения со временем.

Однако она может лишь примерно выражать повышение коэффициента трения по мере увеличения продолжительности контакта, ибо, как мы увидим в гл. VI, деформационная составляющая коэффициента трения пропорциональна корню квадратному из сближения и, кроме того, в формуле (III.24) не учтена адгезионная составляющая коэффициента трения. Следует учесть в первом приближении, что

$$f_{\Sigma} = f_{адг} + f_{деф}. \quad (III.25)$$

Для иллюстрации приведем данные изменения коэффициента трения в зависимости от продолжительности неподвижного контакта (табл. 13), полученные еще Кулоном. Как видно, по прошествии 8 ч коэффициент трения возрос более чем в 2 раза.

Таблица 13

**Зависимость коэффициента трения от продолжительности неподвижного контакта при трении дуба по металлу**

Нагрузка в кг	Продолжительность контакта в сек							
	0	10 сек	30 сек	60 сек	80 сек	1 ч	4 ч	8 ч
25	0,09	—	0,095	0,109	—	0,164	—	0,250
750	0,076	0,079	—	—	0,088	—	0,12	0,182

Для других материалов соответствующие данные приведены в табл. 14.

Таблица 14

**Зависимость коэффициента трения от продолжительности неподвижного контакта для различных материалов**

Исследуемая пара	Нагрузка в кг	Продолжительность контакта в сек					
		0	10	20	40	100	600
Сталь — чугун (плоскость площадью 320 см <sup>2</sup> )	6,7	0,178	0,181	0,181	0,184	0,194	0,205
	24,9	0,217	0,220	0,218	0,226	0,236	0,256
	63,1	0,245	0,253	0,252	0,261	0,261	0,277
Кожа — сталь (плоскость площадью 320 см <sup>2</sup> )	6,7	0,281	0,295	0,296	0,304	0,328	0,349
	24,9	0,243	0,256	0,287	0,298	0,297	0,323
	63,1	0,214	0,257	0,265	0,267	0,279	0,298
Свинец — сталь (три сферические ножки диаметром 5 мм)	0,5	0,370	0,440	0,490	0,530	0,550	—

Из изложенного следует, что коэффициент трения с увеличением продолжительности неподвижного контакта возрастает как для металлов, так и для материалов органического происхождения. Глубокое исследование зависимости силы трения от времени формирования контакта недавно выполнено Г. В. Сааме [18].

### § 3. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ ПРИЛОЖЕНИЯ НАГРУЗКИ НА СИЛУ ТРЕНИЯ

Упруго-вязкая природа фрикционного контакта проявляется во влиянии скорости приложения нагрузки на силу трения (табл. 15).

Скорость приложения нагрузки оказывает наибольшее влияние на коэффициент трения при малых нагрузках. Например, для пары сталь — чугун величина коэффициента трения при нагрузке 1,3 кг изменяется от 0,17 до 0,23.

Вязкую природу фрикционного контакта подтверждает Rabinowicz [43], показавший, что приложенная тангенциальная сила, равная неполной силе трения, вызывает сдвиг поверхности по прошествии некоторого времени, тем более длительного, чем меньше эта сила.

Количественный анализ этого явления можно было бы выполнить, рассмотрев модель упруго-вязкого тела, как нами это было сделано при рассмотрении увеличения силы трения в зависимости от продолжительности неподвижного контакта. Однако рассмотрение подобных моделей не дает возможности производить количественный расчет из-за отсутствия соответствующих констант, а также из-за значительного их варьирования при изменении внешних условий. В связи с этим воспользуемся, следуя Г. В. Сааме [18], полуэмпирическими зависимостями, описывающими это явление, которое удобнее для расчета. Описание этих зависимостей можно найти в книге Л. Д. Соколова [22].

Г. В. Сааме полагает целесообразным пользоваться такой зависимостью:

$$\sigma = \sigma_0 \left( \frac{v}{v_0} \right)^{n_\theta} \quad (\text{III. 26})$$

или

$$\lg \frac{\sigma}{\sigma_0} = n_\theta \lg \frac{v}{v_0}. \quad (\text{III. 26a})$$

Экспериментальные данные по значению  $n_\theta$  для ряда материалов можно найти у Л. Д. Соколова [22].

Коэффициент  $n_\theta$  физически может быть представлен как отношение коэффициента температурной зависимости сопротивления деформаций к энергии активации процесса отрыва или самодиффузии.

Л. Д. Соколов отмечает, что зависимость напряжения от скорости не определяется видом деформации.

**Зависимость коэффициента статического трения  
от скорости приложения нагрузки**

Трущиеся пары	Состояние поверхности	Скорость приложения нагрузки в Т/сек	Сила трения в Т	Коэффициент трения покоя
Бронза — неметаллический материал	Без смазки	340	11,30	0,28
		140	8,50	0,21
		50	7,75	0,19
	Со смазкой	240	7,70	0,19
		110	7,10	0,17
		30	6,75	0,17
Сталь — неметаллический материал	Без смазки	400	11,75	0,29
		130	9,25	0,23
		40	8,15	0,20
	Со смазкой	220	7,10	0,17
		150	5,75	0,14
		40	5,90	0,15
Бронза — сталь	Без смазки	550	10,25	0,26
		110	9,00	0,22
		50	8,25	0,20
	Со смазкой	300	5,50	0,14
		100	4,50	0,11
		50	4,50	0,11
Сталь — сталь	Без смазки	240	7,10	0,17
		50	6,75	0,17
	Со смазкой	360	5,45	0,13
		200	5,05	0,13
		60	6,30	0,16

Будем учитывать лишь деформационную составляющую трения; в этом случае сила трения  $T \approx k\sigma$ , где  $\sigma$  — напряжение, действующее на контакте.

Учитывая уравнение (III.26), получим следующее соотношение между силами трения в зависимости от скорости деформирования:

$$\frac{T_1}{T_2} = \left( \frac{v_1}{v_2} \right)^{n\theta}, \quad (\text{III.27})$$

т. е. сила трения при двух различных скоростях относится как скорость деформирования в степени  $n_0$ . Это справедливо в том случае, если считать, что коэффициент жесткости фрикционной связи остается неизменным.

Л. Д. Соколов в своей книге приводит методику для определения  $n_0$ . Очевидно, что эта зависимость будет иметь место в зоне, где проявляются реологические свойства, т. е. примерно для металлов до скоростей скольжения не более 1—1,5 м/сек. Однако экспериментальные данные не всегда следуют этой зависимости.

За последнее время описанию реологических свойств твердых тел посвящено много литературы. Применительно к высокоэластичным материалам в первую очередь следует указать работы [2, 3, 25]. Применительно к металлам следует упомянуть работы [8] и [22].

Важным для анализа трения является то, что основным результатом проявления реологических свойств твердых тел является несовпадение по фазе напряжения и деформации и изменение их во времени, а именно протекание явлений последействия, т. е. изменение деформации во времени и релаксации напряжения.

Существенно, что реологические свойства материалов проявляются лишь в определенном интервале скоростей скольжения, ибо при малых скоростях процесс формоизменения успевает следовать за нагрузкой, при больших скоростях (высоких частотах) материал не успевает вязко деформироваться и ведет себя как квазиупругий. В связи с этим все реологические эффекты в трении характеризуются некоторой кривой с ярко выраженным максимумом, причем максимуму соответствует наибольший сдвиг фаз между напряжением и деформацией, ибо в этом случае наблюдаются наибольшие энергетические потери при повторном деформировании поверхностных слоев материала, имеющих место при трении.

#### § 4. ВЛИЯНИЕ НА ТРЕНИЕ КОЛЕБАНИЙ

Рассматриваемый нами механизм взаимодействия твердых тел, включающий в себя их взаимное внедрение и образование адгезионных связей, объясняет весьма ценные и интересные исследования, устанавливающие резкое влияние на силу трения колебаний, в частности резкое снижение сил трения при колебаниях, нормальных к плоскости касания. Этот вопрос нашел освещение в исследованиях [4, 13, 15, 23, 36].

Возбуждая собственные нормальные колебания ползуна посредством падения на него стального шарика, Д. М. Толстой получил следующую зависимость между силой трений и нормальной координатой ползуна (рис. 62). Причина этого явления, по нашему мнению, заключается в том, что глубина внедрения в еди-

ничных фрикционных связях очень невелика, часто составляет десятые доли микрона, тогда как амплитуда вертикальных колебаний значительно больше.

В. Л. Вейц [4] получил следующую аналитическую зависимость, определяющую коэффициент трения в условиях низкочастотного вибрационного воздействия при амплитудах в пределах предварительного смещения:

$$f' = f_0 \left[ \sqrt{1 - \left( K_2 \frac{P_2}{N'} \right)^2} - K_1 \frac{P_1}{N'} - K_3 \frac{P_3}{N'} \right], \quad (\text{III.28})$$

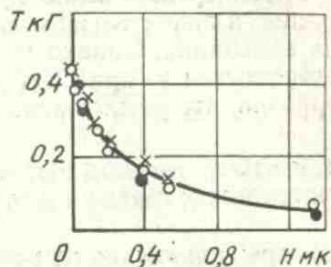


Рис. 62. Зависимость между силой трения  $T$  и нормальной координатой ползуна  $H$

- где  $P_1$  — составляющая вибрационного усилия в плоскости контакта в направлении последующего смещения;  
 $P_2$  — составляющая вибрационного воздействия в плоскости контакта в направлении, перпендикулярном последующему смещению;  
 $P_3$  — составляющая вибрационного воздействия, нормального к поверхности контакта;  
 $f_0$  — отношение силы трения покоя при отсутствии вибрационного воздействия к нормальной нагрузке.

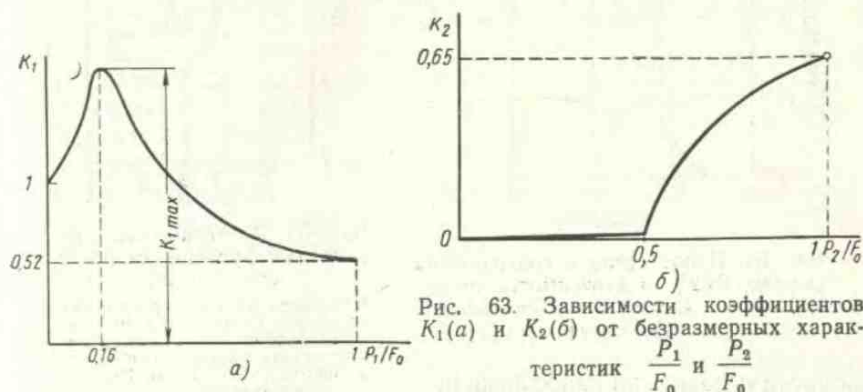


Рис. 63. Зависимости коэффициентов  $K_1$ (а) и  $K_2$ (б) от безразмерных характеристик  $\frac{P_1}{F_0}$  и  $\frac{P_2}{F_0}$

В экспериментах, проведенных В. Л. Вейцом для пары чугун — чугун, при  $q_a = 2 \text{ кг/см}^2$ ,  $A_a = 220 \text{ см}^2$  и скорости перемещения 0,015—1 см/мин получены следующие значения коэффициентов:

значения  $K_1$  имеют экстремум  $K_{1\text{max}} = 1,55$  при  $\frac{P_1}{F_0} = 0,16$ ;

коэффициент  $K_2$  имеет четко выраженную «зону нечувствительности» (рис. 63);

величина  $K_3 \approx 1,52$  имеет почти постоянное значение.

Рассмотренный выше эффект позволяет сделать вывод о возможности значительного снижения сил трения в случае наложения колебаний. Однако колебания резко увеличивают окисление поверхностей и приводят к своеобразному износу — фреттинг-коррозии, что резко снижает усталостную прочность деталей.

## § 5. КРИТЕРИИ ПЕРЕХОДА ОТ ОДНОГО ВИДА НАРУШЕНИЯ ФРИКЦИОННЫХ СВЯЗЕЙ К ДРУГОМУ

### Факторы, влияющие на условия перехода; критические точки

Известно, что монотонному увеличению нагрузки, действующей на контакт и скорости скольжения, не соответствует монотонное изменение износа и сила трения. При некоторых значениях

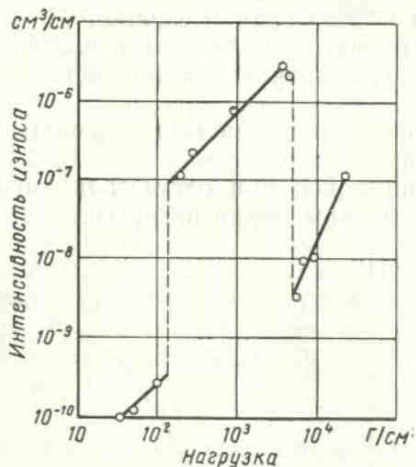


Рис. 64. Износ стали с содержанием углерод 0,52% в зависимости от нагрузки. Скорость скольжения 100 см/сек

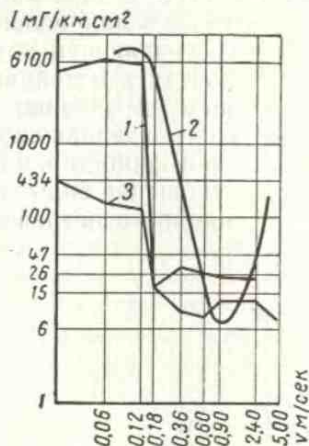


Рис. 65. Интенсивность износа как функция скорости скольжения;

1 — сталь У8 нормализованная (продувка сухим воздухом); 2 — нормализованная углеродистая сталь с 0,64% С (по Келю и Зибелю); 3 — сталь У8 (без продувки воздухом)

скорости и давления износ изменяется скачком иногда в 1000 раз.

На рис. 64 показаны графики изменения интенсивности износа в условиях сухого трения в зависимости от давления. Эти данные Велша, которые приводят в исследовании Archard и Hirst [32], получены при трении прутка (цилиндрического образца) по образующей цилиндра.



На рис. 65 показана интенсивность износа при сухом трении в зависимости от скорости скольжения при торцовом трении двух полых цилиндрических образцов по И. В. Крагельскому и Е. М. Швецовоу [12]. Испытанию подвергались одноименные металлы. Как видим, при достижении некоторого значения скорости интенсивность износа снижается в 500—600 раз. Это явление может быть названо эффектом Келя и Зибеля, так как впервые было обнаружено ими.

При наличии смазки на поверхностях трения по мере увеличения скорости и давления имеет место резкое увеличение износа. На рис. 66 показаны экспериментальные данные, полученные М. М. Хрущовым [29].

Точки перехода на кривой «давление — износ», когда износ изменяется скачком, назовем критическими точками. Наличие критических точек было показано в исследованиях [10] и [24].

Причиной наличия критических точек является переход от одного вида нарушения фрикционных связей к другому. С нашей точки зрения, на переход от одного вида нарушения фрикционных связей к другому влияют два фактора: относительная глубина внедрения и относительная прочность адгезионной связи, выраженные в долях от предела текучести основного деформируемого материала, или в долях от разрушающего напряжения материала.

Обе эти характеристики зависят как от нагрузки, так и от температурного режима узла трения. Нагрузка увеличивает глубину внедрения и приводит к переходу от упругого к пластическому деформированию и далее к микрорезанию или задиру. Нагрузка изменяет прочность адгезионной связи, которая в зависимости от нагрузки выражается следующим образом:

$$\tau = \tau_0 + \beta q_r,$$

где  $\tau_0$  — прочность адгезионной связи при отсутствии нагрузки;  
 $\beta$  — пьезокоэффициент;  
 $q_r$  — фактическое давление на контакте.



Рис. 66. Диаграмма темпа линейного износа в зависимости от удельного давления для чугуна

Температура изменяет механические свойства и свойства поверхностных слоев.

Скорость скольжения непосредственно на этот переход не влияет, или, точнее, ее влияние незначительно. Влияние скорости скольжения и связанной с ней скорости деформирования приводит к изменению механических свойств, однако этот эффект невелик. Это косвенно подтверждают Nadai и Mandjoo [40], выявившие влияние скорости деформации на временное сопротивление разрыву чистого армо-железа. При увеличении скорости деформирования в 1 млн. раз предел прочности возрос для железа при комнатной температуре в 2 раза, для нагретого до  $600^{\circ}\text{C}$  — в 4 раза. Механизм разрушения материалов при трении несколько иной, он связан с оттеснением материала внедрившимся контактом. Однако соответствующие эксперименты по внедрению индентора в материал при различных скоростях, при переходе от статического нагружения к ударному, показали, что сопротивление материалов разрушению обычно возрастает лишь на 20—30%, и лишь в редких случаях (для очень немногих весьма пластичных материалов) это сопротивление возрастает в 2—3 раза.

Для полимеров изменение скорости деформирования оказывает значительное влияние на изменение их механических свойств [3]. Механические свойства металлов значительно резко меняются от температуры.

Протекание физико-химических процессов также существенно зависит от температуры. Незначительное изменение температуры резко влияет на диффузионные процессы, так как коэффициент диффузии зависит от температуры, входящей в показатель степени. Влияние температурного градиента на превращения в металлах, связанные с диффузией, было выявлено в исследованиях И. А. Одингга [17] применительно к трению, а также в исследованиях В. В. Чернышева [30] и Б. И. Костецкого [10].

Под влиянием температуры образуется та или иная пленка окисла или иного химического соединения, образующая слой пониженной прочности, необходимый для осуществления внешнего трения. Более высокая температура может привести к разложению образовавшихся пленок и их разрушению. В этом случае произойдет переход пленочного износа к глубинному вырыванию.

Таким образом, температура является фактором, наиболее сильно влияющим на трение и износ.

При отсутствии глубинного вырывания может иметь место, в зависимости от глубины внедрения, упругое деформирование неровностей, пластическое оттеснение и, наконец, скол-срез (микрорезание).

В связи с изложенным, учитывая приведенную нами классификацию видов износа, целесообразно установить критерий перехода:

- а) от упругого оттеснения к пластическому;
- б) от пластического оттеснения к резанию;
- в) от пленочного износа к глубинному вырыванию.

### Критерий перехода от упругого контакта к пластическому

При сжатии отдельного выступа, моделированного в виде сферического сегмента жесткой плоскостью, сначала будет происходить упругая деформация сферического сегмента, а затем пластическая. Вопрос об условиях перехода рассматривается многими учеными. Изложим его в основном по Б. М. Левину [14].

При соприкосновении сферы с абсолютно жесткой плоскостью контактное давление в центре пятна касания по Герцу выражается следующим образом:

$$q = 0,918 \sqrt[3]{\frac{N_1}{D^2 \Gamma^2}}, \quad (III.29)$$

где  $N_1$  — нагрузка на сферу;  
 $D$  — диаметр сферы;

$$\Gamma = \frac{1 - \mu^2}{E}.$$

Деформация сжатия

$$h_1 = 1,04 \sqrt[3]{\frac{N_1^2 \Gamma^2}{D}}. \quad (III.30)$$

Если пренебречь  $\mu^2$ , как величиной меньшей по сравнению с единицей, то

$$h_1 = 1,2 D \Gamma^2 q^2 \approx 2,4 R \left( \frac{q}{E} \right)^2. \quad (III.30a)$$

По достижении критического значения  $q$  деформация перейдет из упругой в пластическую. Какому же значению  $q$  соответствует переход в пластическое состояние? При линейном напряженном состоянии, например при растяжении стержня<sup>1</sup>,  $q = \sigma_s$  (где  $\sigma_s$  — предел текучести). Как указывает Тимошенко  $q = = 1,1 \sigma_s$ , где  $\sigma_s$  — предел упругости.

В условиях сложного напряженного состояния переход от упругости к пластичности будет затруднен вследствие дополнительных напряжений, действующих в перпендикулярных направлениях [26]. В связи с этим имеет место значительное повышение несущей способности контакта, оцениваемой нами коэффициентом  $c$ , т. е.  $q = c \sigma_s$ . Теория и опыт показывают, что  $c$  изменяется в пределах от 1 до 6.

Рассмотрение осесимметричной задачи теории пластичности при условии полной пластичности (соблюдение условий Хаара и

<sup>1</sup> Для материала, который не подвергается наклепу

Кармана), выполненное В. Н. Марочкиным [16] применительно к усеченному конусу, показало, что давление на контакте  $q_m$ , соответствующее переходу в пластическое состояние, зависит от угла между основанием конуса и образующей  $\gamma$  следующим образом:

$$q_m = (1 + \gamma + K) \sigma_s = c \sigma_s, \quad (\text{III.31})$$

где  $K$  — коэффициент осесимметричности;

$\sigma_s$  — предел текучести предельно наклепанного материала.

На рис. 67 показана зависимость коэффициента формы  $c$  от  $\gamma$  по вычислениям В. Н. Марочкина. Величина  $c$  для одного и того

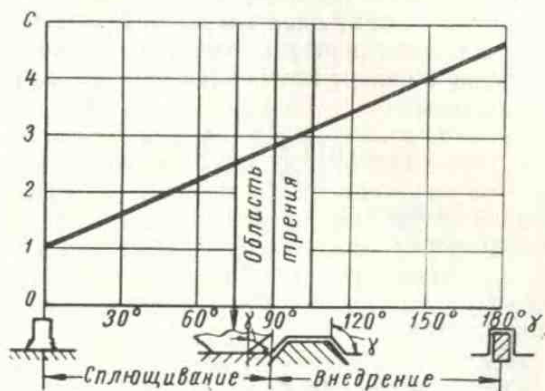


Рис. 67. Зависимость коэффициента формы  $c$  от геометрического очертания выступа и крайних условий контактирования

же материала в зависимости от величины угла  $\gamma$  и сплющивания или внедрения изменяется в пределах от 1 до 4,7. Подобный результат ранее экспериментально получил Tabog [44]. Если сферу рассматривать как конус с переменным углом  $\gamma$ , то приведенные выше результаты можно применить для определения напряжения при пластической деформации сферического выступа.

Так как для сферического выступа угол  $\gamma$  при сплющивании изменяется примерно от  $90^\circ$  до  $80^\circ$  и при внедрении — от  $90^\circ$  до  $100^\circ$ , то, как это следует из рис. 67, коэффициент  $c$  может изменяться в пределах от 2,7 до 3,1. Вследствие трения на контакте значение  $c$  несколько повышается. При расчете площади касания можно с известным приближением принять коэффициент  $c = 3$ , что теоретически обосновывается исследованиями А. Ю. Ишлинского [9] по шариковой пробе Бринеля.

Как показали исследования А. Ю. Ишлинского, при вдавливании сферы в деформируемое полупространство (проба Бринеля)  $c = 3$ .

Как следует из приведенных данных, геометрическое очертание деформируемого тела значительно влияет на переход тела в пластическое состояние. Соответственно при внедрении или расплющивании сферы в зависимости от глубины внедрения или формы обжимающего штампа коэффициент  $c$  может изменяться в значительных пределах. Обычно угол при вершине неровности близок к  $90^\circ$ , поэтому  $c = 3$ . Учитывая наклеп, примем  $c \approx 10$ .

Тогда формулу (III.30а) можно представить следующим образом:

$$h_1 = 240 \frac{\sigma_s^2}{E^2} R. \quad (\text{III.32})$$

Как видим, глубина внедрения, соответствующая переходу в пластическое состояние, может быть выражена в долях радиуса.

В табл. 16 приведено отношение  $\left(\frac{\sigma_s}{E}\right)^2$  для различных металлов и соответственно  $h_1$  в долях от  $R$  при  $c = 10$ .

Таблица 16

Отношение критической деформации к радиусу выступа для различных металлов [ $c = 10$ ]

Материал	$\sigma_s$ в $\text{кг/мм}^2$	$E \cdot 10^{-4}$ в $\text{кг/мм}^2$	$\left(\frac{\sigma_s}{E}\right)^2$	$\frac{h_1}{R}$
Сталь закаленная . . . . .	100	2,0	$0,25 \cdot 10^{-4}$	$0,6 \cdot 10^{-2}$
Сталь сырая . . . . .	40	2,0	$0,4 \cdot 10^{-5}$	$0,1 \cdot 10^{-2}$
Железо . . . . .	12,5	2,0	$0,36 \cdot 10^{-6}$	$0,9 \cdot 10^{-4}$
Медь . . . . .	6	1,1	$0,3 \cdot 10^{-6}$	$0,8 \cdot 10^{-4}$
Цинк . . . . .	10	1,3	$0,7 \cdot 10^{-6}$	$1,7 \cdot 10^{-4}$
Алюминий . . . . .	3—4	0,7	$0,18 \cdot 10^{-6}$	$0,5 \cdot 10^{-4}$
Серебро . . . . .	3	0,7	$0,2 \cdot 10^{-6}$	$0,5 \cdot 10^{-4}$

Для стали критическая деформация равна примерно  $1/100$  радиуса выступа. Для цветных металлов это отношение составляет примерно  $1/10000$ .

Для полированной стальной поверхности радиус вершин неровности равен  $\sim 100$  мк, соответственно критическая деформация при закаленной стали будет  $\sim 1$  мк. Если учесть, что для высокого класса чистоты максимальная высота неровности составляет величину порядка 0,1 мк, то очевидно значительная роль упругих деформаций для стальных каленых поверхностей.

Следует учесть, что при повторном приложении нагрузки для наклепанных и скруглившихся выступов всякая нагрузка, меньшая, чем первая, приведет к упругому деформированию выступов. Это важное обстоятельство впервые отметили Bowden и Tabor [34].

Надо отметить еще одну своеобразную особенность деформирования выступов, детально описанную этими же авторами. При внедрении сферы в шероховатую поверхность, несмотря на значительную пластическую деформацию полупространства, приводящую к образованию углубления, шероховатость поверхности сохраняется, выступы полностью не расплющиваются (рис. 68). Это можно объяснить наклепом выступов под влиянием значительной деформации, приводящим к тому, что сопротивление выступа сжатию больше, чем полупространства, на котором выступы расположены. В этом случае наклепанные неровности, оказывающие большее сопротивление сжатию, чем полупространство, опускаются на своем основании, почти не сплющиваясь.

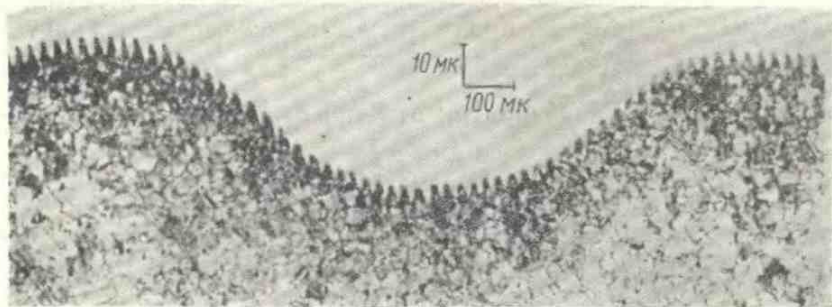


Рис. 68. Косое сечение впадины, полученной в результате внедрения твердого сферического индентора в медную поверхность

Рассмотренный критерий, строго говоря, справедлив лишь при отсутствии тангенциального перемещения. При наличии тангенциальных сил переход в пластическое состояние происходит при определенной деформации сжатия, так как развивающееся в контакте тангенциальное напряжение соответственно изменяет величину нормального напряжения, переводящего контакт в пластическое состояние.

Экспериментальные и теоретические исследования показали, что результаты, полученные для неподвижного контакта, лишь на 10—15% отличаются от результатов для скользящего контакта. При больших коэффициентах трения за единичной скользящей неровностью могут возникнуть напряжения, превышающие предел упругости материала. Е. Ф. Непомнящий, используя решение плоской контактной задачи М. М. Саверина [19], установил, что приведенное контактное напряжение пропорционально коэффициенту трения и контактному давлению:

$$\sigma_{np} = K f q_r. \quad (\text{III.33})$$

Коэффициент  $K$  в зависимости от принятой теории прочности изменяется от 1,5 до 3. Эксперимент показал, что величина  $K$  мо-

жет иметь большие значения. Так, для скольжения резины по стали  $K = 6$ .

Очень грубо можно считать, что если  $\sigma_{нр} > \sigma_{упр} \approx \sigma_s$ , где  $\sigma_{упр}$  — предел упругости, то контакт перейдет из упругого состояния в пластическое, т. е.

$$Kfq_r < \sigma_s;$$

отсюда

$$q_r < \frac{\sigma_s}{Kf}.$$

Учитывая формулу (III.32), получим

$$\frac{h}{R} < \frac{2,4}{K^2 f^2} \left( \frac{\sigma_s}{E} \right)^2. \quad (\text{III.34})$$

Для хрупких материалов можно принять  $\sigma_{упр} \approx \sigma_0$ , где  $\sigma_0$  — предел прочности при растяжении. В этом случае процесс будет лимитироваться образованием надрывов на поверхности.

Для хрупких материалов переход к пластическому контакту будет лимитировать растяжение, а для пластичных — сжатие.

### О нарушении условий пластического оттеснения

Пластическое оттеснение материала будет иметь место, когда материал обтекает индентор, без отделения от основной массы.

Рассмотрим условия, при которых этот процесс обтекания прекратится. Эксперимент показывает, что при углублении сферы в материал наступает момент, когда оттеснение материала сменяется его затормаживанием относительно индентора, приводящим к скольжению или нагребанию материала (рис. 69, а—в). Чем больше силы молекулярного трения, тем при меньшей глубине погружения имеет место переход к скалыванию.

Сформулированное нами условие приводит к рассмотрению задачи теории пластичности о скольжении жесткого сферического индентора, внедряющегося в пластически деформируемое полупространство, на границе между которыми действует адгезионная связь, имеющая прочность на срез.

Б. А. Друяновым совместно с автором получено следующее приближенное выражение для условия прекращения обтекания, соответствующего переходу внешнего трения во внутреннее:

$$\frac{h}{R} \geq \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{2\tau}{\sigma_s} \right), \quad (\text{III.35})$$

где  $h$  — глубина внедрения;

$R$  — радиус сферического индентора;

$\tau$  — прочность на срез адгезионной связи;

$\sigma_s$  — предел текучести материала.

Как следует из этого соотношения, при  $\sigma_s \leq 2\tau$  внешнее трение невозможно при любом относительном внедрении; оно также

невозможно, если  $\frac{h}{R} > 0,5$  даже при условии нулевой прочности адгезионной связи на срез.

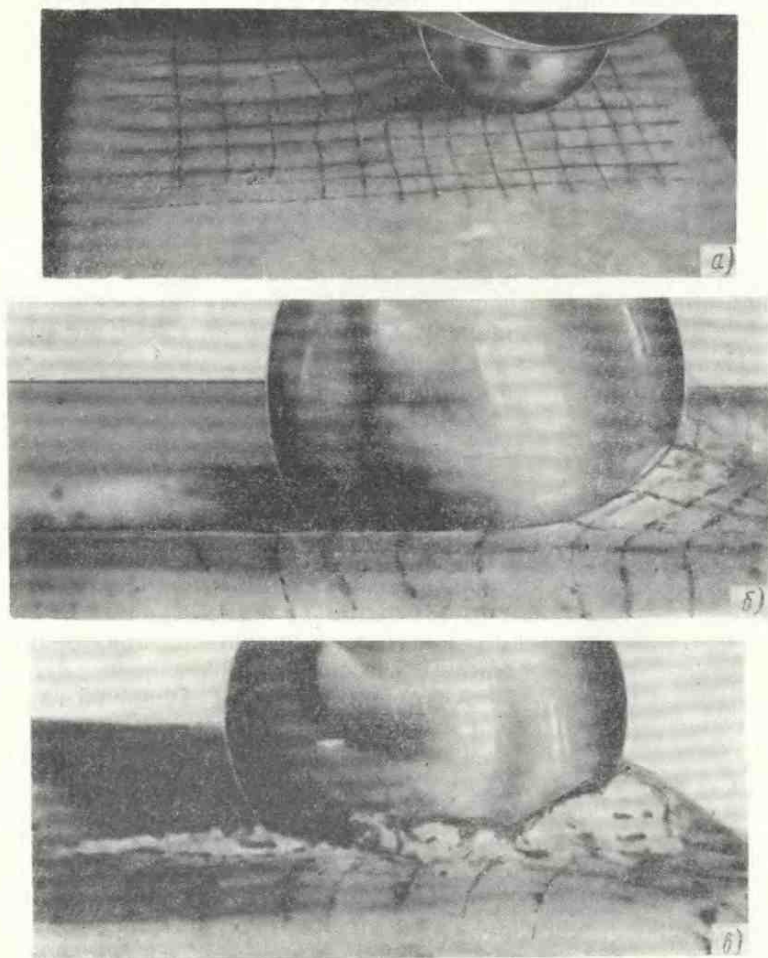


Рис. 69. Скольжение стальной сферы по пластилину, на поверхности которого нанесена сетка:

*а* — пластическое отгеснение материала без повреждения поверхности;  
*б* — образование гребня перед сферой; *в* — нагребание материала перед индентором, повреждение основания

На рис. 70 показана зависимость  $\frac{h}{R}$  от  $\frac{\tau}{\sigma_s}$ . В незаштрихованной зоне имеет место внешнее трение, вне ее оно нарушается. Таким образом, линию *l* можно назвать порогом внешнего трения.



Однако эта формула справедлива для сравнительно малых внедрений, т. е. достаточно больших  $\tau$ . Для больших внедрений, т. е. малых  $\tau$ , Б. А. Друяновым же рассмотрена плоская задача [7] для скольжения жесткого цилиндра по пластически деформируемому полупространству. В этом случае имеет место зависимость

$$\left(\frac{h}{R}\right)^{\frac{1}{2}} \geq \frac{\pi}{5,6} - \frac{1,3\tau}{q_r}. \quad (\text{III.36})$$

При идеальной смазке предельным будет относительное внедрение, равное 0,31.

Как следует из этого соотношения, для осуществления внешнего трения необходимо, чтобы прочность на сдвиг тонкого поверхностного слоя была бы меньше прочности основного материала: чем она меньше, тем далее отодвигается порог внешнего трения. Уменьшить прочность тонкого поверхностного слоя можно различными путями: адсорбционным или хемосорбционным уменьшением прочности на сдвиг тонкого поверхностного слоя (по П. А. Ребиндеру); введением тонкого слоя постороннего вещества, имеющего меньшее сопротивление на сдвиг, чем основное тело, т. е. смазки, причем, как следует из этой концепции, смазка не обязательно должна быть жидкой; размягчением тонкого поверхностного слоя под влиянием температуры, развивающейся в зоне трения.

Существенно, чтобы пониженная прочность этого слоя сохранялась в широком диапазоне температур и давлений. Чем более совершенна смазка, тем большее относительное внедрение она допускает и соответственно контакт выдерживает большую нагрузку (рис. 70).

Для инженерных расчетов целесообразно величину относительного сближения выразить через нагрузку, действующую на фрикционный контакт.

Для жесткой шероховатой поверхности, внедряющейся в пластическое деформируемое полупространство, имеет место следующее соотношение:

$$\frac{h}{R} = \frac{h_{\max}}{R_{\text{св}}} \left(\frac{q_c}{c\sigma_s b}\right)^{\frac{1}{v}}, \quad (\text{III.37})$$

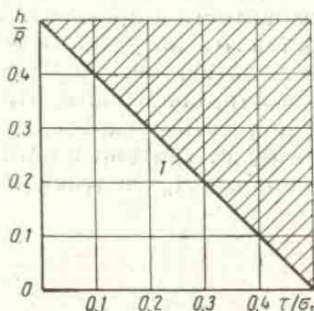


Рис. 70. Области внутреннего и внешнего трения в зависимости от адгезионной составляющей коэффициента трения

где  $h_{\max}$  — максимальная высота неровности;

$q_c$  — контурное давление;

$c\sigma_s$  — давление оттеснения материала;

$b$  и  $\nu$  — параметры кривой опорной поверхности.

Уравнение (III.37) справедливо для поверхностей с криволинейным очертанием.

Пользуясь этим уравнением, контурное давление, соответствующее порогу внешнего трения,

$$q_c = \frac{c\sigma_s b}{2^{\nu} + 1} \left[ \frac{R}{h_{\max}} \left( 1 - \frac{2\tau}{\sigma_s} \right) \right]^{\nu}. \quad (\text{III.38})$$

Как видим, давление зависит от твердости материала, его шероховатости и прочности адгезионной связи. Для плоских поверхностей эта нагрузка вследствие волнистости поверхностей будет вычисляться иным путем. Ранее (см. стр. 81, 82), при учете волнистости, полагалось, что все волны находятся на одном уровне. Если учесть распределение волн по высоте, то контурное давление будет связано с общей нагрузкой на плоскую поверхность площадью  $A_a$  следующим соотношением:

$$q_c = \frac{P^{1/3} L^{\frac{2x}{3}}}{A_a^{\frac{x}{3}} \Gamma^{2/3} R_a^{2/3}}; \quad (\text{III.39})$$

здесь  $L$  — длина волны;

$R_a$  — ее радиус;

$$\Gamma = \frac{1 - \mu^2}{E};$$

$x$  — зависит от распределения волн по высоте и изменяется в пределах от 1 до  $1/6$ .

Учитывая уравнения (III.38) и (III.39), получим

$$P = \left[ \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{2\tau}{\sigma_s} \right) \left( \frac{R}{h_{\max}} \right) \right]^{3\nu} (c\sigma_s b)^3 \frac{A_a^x \Gamma^2 R_a^2}{8^{2x}}. \quad (\text{III.40})$$

Как видим, в зависимости от свойств граничного слоя, прочности адгезионной связи, нагрузка может изменяться во много раз. Не меньшее значение имеет и геометрия поверхности, которая может изменять нагрузку на несколько порядков. Твердость также влияет значительно (в кубе).

Как показывает анализ уравнения (III.40), при больших площадях контурное давление, соответствующее порогу трения, уменьшается. При  $\tau \approx 0$ , т. е. при очень хорошей смазке, внешнее трение невозможно при

$$q_c \geq \frac{R^{\nu} \cdot b \cdot HB}{h_{\max}^{\nu} 2^{\nu} + 1}. \quad (\text{III.41})$$

Представляет интерес определение коэффициента трения, при котором нарушается внешнее трение в случае  $\tau = 0$ . Определим, когда это произойдет при скольжении твердых тел в условиях пластического контакта при наличии хорошей смазочной пленки на поверхности раздела. Коэффициент трения в зависимости от

отношения  $\frac{h}{R}$  можно определить в этом случае следующим образом (см. гл. VI):

$$f \approx 0,4 \sqrt{\frac{h}{R}}. \quad (\text{III. 42})$$

Подставляя в формулу (III. 42) значение  $\frac{h}{R}$ , при

котором невозможно внешнее трение, из формулы (III. 36) при  $\tau = 0$ , т. е.  $\frac{h}{R} = 0,31$ , получим

$$\bar{f} = 0,4 \sqrt{0,31} = 0,22.$$

Это является предельным значением деформационной составляющей коэффициента трения. Аналогичные результаты получили экспериментально Nieman и Ehrlenspiel [41] при исследовании скачков при трении цилиндра по полированной поверхности круглого диска для всевозможных условий смазки. Эксперимент показал, что в 95% случаев скачки никогда не наблюдались при  $\bar{f} < 0,2$ .

Характерным примером наличия порога внешнего трения являются исследования Ю. М. Виноградова [5] по установлению критического значения коэффициента трения между стружкой и резцом, приводящего к образованию нароста на резце, т. е. к прекращению внешнего трения. Результаты экспериментов показаны на рис. 71.

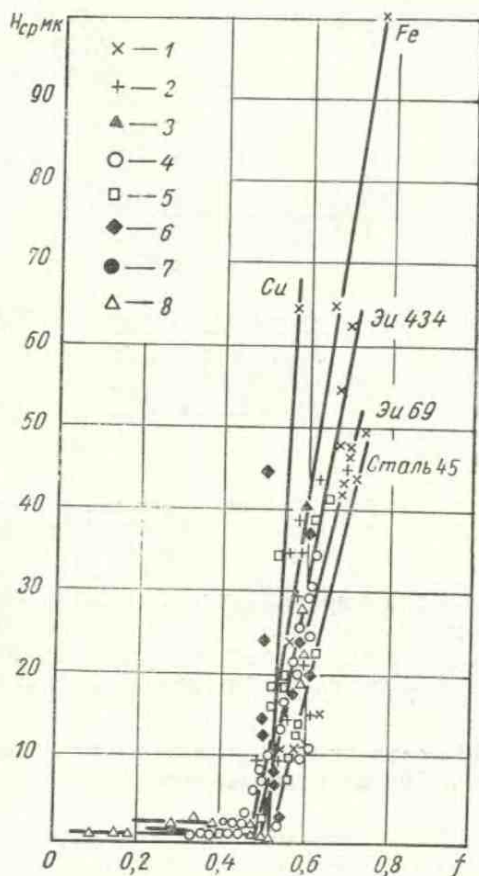


Рис. 71. Зависимость шероховатости обработанной детали от коэффициента трения между резцом и стружкой в процессе резания (по Ю. М. Виноградову)

Как видим, растет шероховатость поверхности, т. е. возникает нарост при  $f = 0,5$ . Следует учесть, что в условиях скольжения стружки по резцу имеют место специфические условия.

Переход от передеформирования к самоторможению связан с повреждением поверхности трения (рис. 72). Это очевидно, так как материал затормаживается относительно индентора, а последний перемещается.

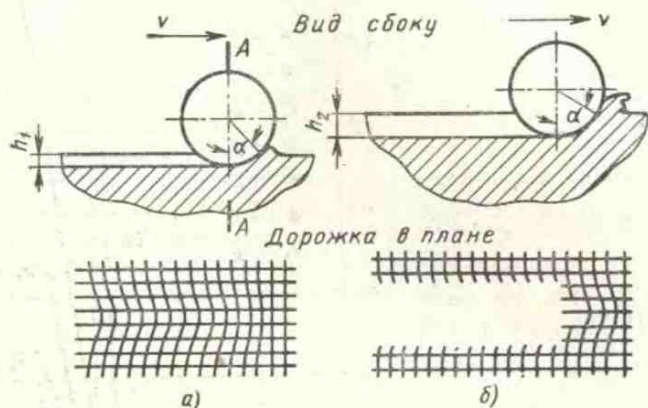


Рис. 72. Схема, показывающая перемещение индентора в случае передеформирования (а) и резания-скола (б)

Можно предположить, что материал удлиняется в поверхностном слое, пленка лопается, обнажается поверхность чистого металла, резко возрастает коэффициент молекулярного трения и происходит самоторможение материала.

### Об условиях перехода от износа пленки к глубинному вырыванию

Как отмечено выше, необходимый градиент механических свойств по глубине зависит от температурного поля в зоне контакта, которое непосредственно, размягчая тонкий поверхностный слой, приводит к исключению глубинного вырывания (полирование за счет оплавления поверхностного слоя), или к химическим изменениям, протекающим на поверхности (образование пленок окислов), или, наоборот, разрушает имеющиеся пленки смазки.

Во всех случаях критерий перехода — это некая поверхностная температура и температурный градиент. Причиной возникновения температуры является трение. Работа сил трения переходит в тепло. Это тепло распределяется между тремя потребителями —

двумя трущимися телами и промежуточной средой (воздух, смазка). Распределение тепловых потоков между ними зависит от коэффициентов теплопроводности каждого из них, коэффициента взаимного перекрытия трущихся поверхностей, а также количества протекающего через контакт вещества (воздуха, смазки).

В зависимости от соотношения этих факторов имеет место объемный нагрев каждого из трех потребителей. Расчет объемной температуры представляет значительные сложности, так как связан с теплоотдачей в окружающую среду, которую трудно учесть. Будем при дальнейшем анализе считать ее неизменной, так как практически уже принимаются меры по отводу тепла в результате более интенсивной теплоотдачи. Объемную температуру можно рассчитывать по формулам, приведенным в гл. IV.

Легче рассчитать температуру трения, возникающую на единичном пятне касания. Управлять ею труднее, так как она генерируется непосредственно на фрикционном контакте. Эта температура может быть подсчитана по формулам, приведенным в гл. IV. Как увидим дальше, она будет зависеть от скорости скольжения. Температура на фрикционном контакте фактически добавляется к установившейся поверхностной температуре тела. Таким образом, суммарная температура при установившемся тепловом режиме

$$\vartheta_{\Sigma} = \vartheta_{ec} + \vartheta_s, \quad (III.43)$$

где  $\vartheta_{ec}$  — температура вспышки;  
 $\vartheta_s$  — поверхностная температура.

Пользуясь формулой (III.43), можно принципиально оценить значение различных факторов, характеризующих режим и конструкцию данной пары трения, а также произвести точный расчет самой температуры. Часто нет необходимости в пользовании подобной формулой, так как обычно принимают меры к тому, чтобы объемные температуры были невелики (ими легче управлять). Поэтому внимание привлекает расчет температур трения. Однако в некоторых случаях производят расчет, учитывая обе температуры. Подобным примером является методика, предложенная Фазекасом.

Каждая частная задача, решаемая применительно к отдельным узлам трения (например, расчет температурного режима авиационных тормозов, расчет температуры в зубчатых передачах и др.), представляет собой трудоемкую работу.

Для анализа влияния температуры на критерий перехода важно учитывать то обстоятельство, что, как будет показано в гл. IV, объемная температура пропорциональна номинальному удельному давлению  $q$  и первой степени скорости скольжения, тогда как температура на единичном пятне не зависит от номинального давления, а зависит от твердости материала (практика показывает, что, учитывая наклеп, надлежит пользоваться тройным

значением твердости:  $q = 3HV$ ) и корня квадратного из скорости скольжения.

Обычно первый член формулы (III.43) составляет  $1/5—1/6$  от второго члена, поэтому им во многих случаях можно пренебречь, кроме специальных видов испытаний, например на фрикционную теплостойкость, а также испытаний фрикционных узлов, работающих в условиях высоких температур.

Если эта суммарная температура примет некоторое критическое значение, то характер разрушения изменится. Применительно

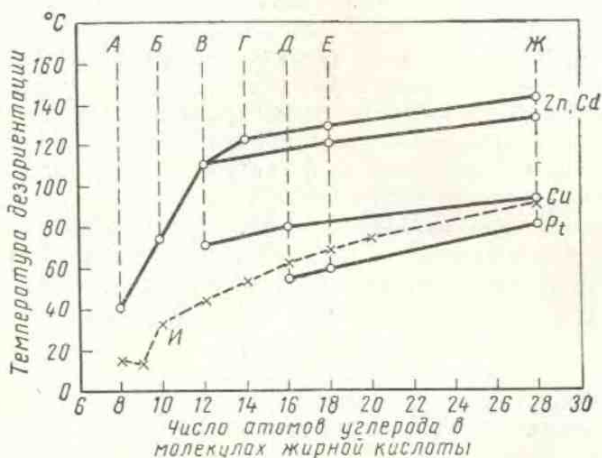


Рис. 73. Температура дезориентации пленок жирных кислот:

А — каприлициновая кислота; Б — каприловая; В — лауриновая; Г — миристиновая; Д — пальмитиновая; Е — стеариновая; Ж — отканозановая; И — точка плавления

к различным условиям будем иметь различные значения температур. Детальные исследования [33] позволили определить температуру дезориентации смазки.

В книге Боудена и Тейбора в главе о механизмах действия граничной смазки приводится в весьма наглядной форме зависимость температуры дезориентации смазки от состава смазки и свойств металла, на который смазка нанесена (по исследованиям Ментера и Сандерса).

Как видно из рис. 73, температура дезориентации жирной кислоты, нанесенной на поверхность металла, выше, чем объемная температура дезориентации смазки. Это обусловлено тем обстоятельством, что кислоты образуют химические соединения (мыла) с металлом. Боуден и Тейбор подчеркивают, что температура дезориентации приблизительно совпадает с точкой плавления

ния мылов, образовавшихся в результате химической реакции жирной кислоты с металлической поверхностью.

Для платины эта температура ниже, так как она не вступает в химические соединения с жирными кислотами.

Как видим, при температуре 100—120° С наступает дезориентация смазки. Для обеспечения защитной роли смазки при более высоких температурах приходится применять специальные химические добавки (сульфиды, хлориды, фосфорные добавки). В этих случаях они вступают в химические соединения с металлом и обеспечивают защитное действие смазки до температуры 200—250° С.

Следует различать два механизма действия смазки: адсорбционный, связанный с образованием на поверхности металла адсорбированного защитного слоя, и химический, связанный с химическим взаимодействием с поверхностью трения вещества, обычно специально добавляемого в смазку (присадок). Приведенная температура дезориентации смазки связана лишь с адсорбционным действием смазки.

Что касается действия окружающей среды, в частности кислорода воздуха, то скорость роста пленки зависит от двух факторов: температуры и времени. Толщина пленки по П. Д. Данкову [6] может быть определена так:

$$\Delta h = C_1 \ln(Kt + a), \quad (\text{III. 44})$$

где  $C_1, K, a$  — константы, зависящие от свойств тела и температуры;

$t$  — время.

Для ряда металлов считают  $C_1 = 1; a = 0$ .

Могут быть применены и другие формулы, например, по Г. Тамману:

$$\Delta h^2 = K_1 t + A,$$

где  $K_1$  — константа, зависящая в основном от температуры;

$A$  — постоянная интегрирования.

Если температура и время между двумя воздействиями на один и тот же выступ достаточны для образования пленки окисла, то в изнашивании будут участвовать не только основной металл, но и поверхностная пленка его окисла. Время между двумя воздействиями зависит от коэффициента взаимного перекрытия и плотности контакта, изменяющейся от нагрузки. Сложность анализа этого явления усугубляется тем, что образовавшаяся пленка истирается. Необязательно скорость истирания равна скорости роста.

При увеличении скорости скольжения, с одной стороны, возрастает температура, с другой — уменьшается время между двумя воздействиями, в течение которого может увеличиваться пленка. Очевидно, что в зависимости от констант в уравнении

(III.44) будет иметь место критическая скорость, приводящая к изменению вида изнашивания. Более подробный анализ этого явления дан в гл. V.

Влияние температурного режима на порог внешнего трения отчетливо выявил Самегон [35] на дисковой машине «Паметрада» (рис. 74).

Два диска диаметром 112 мм каждый контактируют по ширине 6 мм. Диски разделены пленкой смазки. Постепенно повышая работу сил трения на контакте, добиваются задира.

Далее, уменьшая работу сил трения, пропускают ток через контакт, увеличивая его, пока не произойдет задир. Эксперименты показали, что задир происходит всегда при одном и том же суммарном значении затрачиваемой механической работы и работы, совершаемой током. Это является доказательством того, что температура на контакте определяет условия перехода от разрушения пленки к глубинному вырыванию.

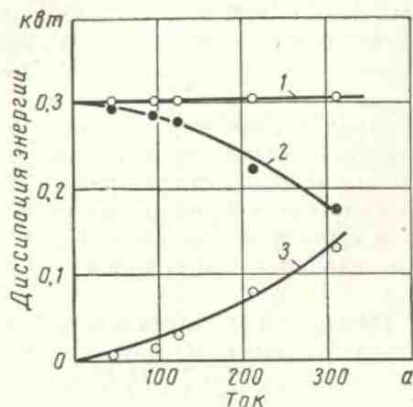


Рис. 74. Влияние энергий, подводимых к фрикционному контакту, на условия перехода от поверхностного разрушения к глубинному вырыванию (по Камерону):

1 — сумма энергий; 2 — механическая; 3 — электрическая

## § 6. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ПЕРЕХОДА ОТ ПЛАСТИЧЕСКОГО ОТТЕСНЕНИЯ К РЕЗАНИЮ

Принципиально для определения критерия перехода при скольжении пригодно любое достаточно точное механическое устройство, в котором индентор с точно известным радиусом кромки может постепенно внедряться в испытуемый материал. Постепенно увеличивая нагрузку и наблюдая за процессом взаимодействия, необходимо добиться глубины внедрения, при которой начнется наволакивание металла. Измеряя ширину царапины посредством двойного микроскопа Линника, можно вычислить глубину ее, соответствующую началу процесса наволакивания.

Для этой цели пригоден обычный настольный часовой токарный станок (для цилиндрических образцов). Нами для плоских образцов был использован прибор ГП, на котором ступенчато увеличивалась нагрузка.

На рис. 75 показано приспособление к прибору ГП (прибор для определения характеристик трения покоя). Приспособление к прибору выполнено в виде рычага первого рода. Опоры, выпол-



ненные на подшипниках № 100-Б (двухрядных), предохраняют индентор от перемещения вправо и влево.

В качестве индентора используется обычная патефонная корундовая игла с радиусом закругления 30 мк. Для перемещения индентора имеется микрометрический винт, с помощью которого можно пройти несколько дорожек, параллельных первой, на любом расстоянии одна от другой. С помощью противовеса 1 рычаг 2, качающийся на подшипнике 3, укрепленном на консольной балке, являющейся одновременно динамометром, устанавливает-

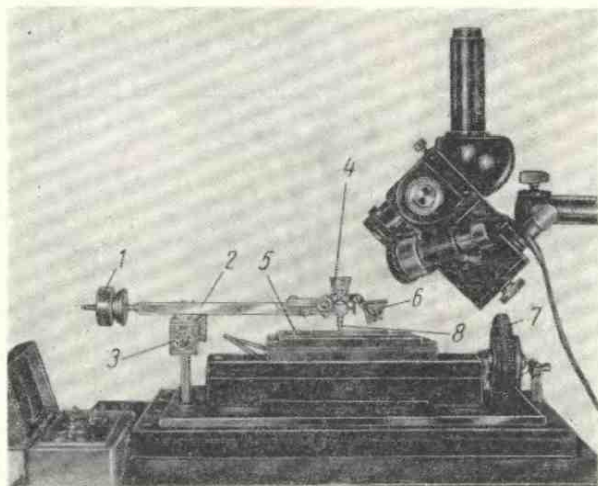


Рис. 75. Приспособление к прибору ГП

ся в разгруженном положении. Сменный индентор 8 крепится винтом. Нагрузка осуществляется через конусный стакан 4. На оси индентора имеется зеркальная призма 6, которая вращается вокруг оси и позволяет вести наблюдение под различными углами к индентору. Испытуемая пластина 5 движется поступательно от шестерни 7, приводящей во вращение винт. Наблюдение и фотографирование процесса ведется через бинокулярную лупу с различными увеличениями.

Общая нагрузка, соответствующая переходу от пластического оттеснения к резанию, зависит от металла и рода смазки. Приведем соответствующее этому переходу значение  $\frac{h}{R}$  (табл. 17).

Как видим, при сухом трении условием перехода будет  $\frac{h}{R} = 0,1 \div 0,2$ . В условиях граничного трения  $\frac{h}{R} \approx 0,5$ .

Отношение  $\frac{h}{R}$  для различных материалов при сухом трении и при трении со смазкой

Металл	Трение сухое $\varepsilon_1 = \frac{h}{R}$	Трение со смазкой $\varepsilon_2 = \frac{h}{R}$	Металл	Трение сухое $\varepsilon_1 = \frac{h}{R}$	Трение со смазкой $\varepsilon_2 = \frac{h}{R}$
Сталь Ст. 3	0,16	—	Al	0,14—0,15	0,23—0,70
Cu	0,14—0,17	0,22—0,28	Sn	0,07—0,10	0,50
Sb	0,21—0,25	—	Pb	0,02—0,12	0,40
Zn	0,06—0,10	0,19—0,23			

## ЛИТЕРАТУРА

1. Авдеев Д. Т. Исследование предварительного смещения прессовых соединений. Известия вузов. Сер. «Машиностроение», 1962, № 4.
2. Альфрей Т. Механические свойства высокополимеров. М., Изд-во иностр. лит., 1952, 620 стр.
3. Бартенев Г. М., Зуев Ю. С. Прочность и разрушение высокоэластичных материалов. М.—Л., Изд-во «Химия», 1964, 387 стр.
4. Вейц В. Л. Исследование трения покоя в направляющих скольжения при низкочастотных направленных микроколебаниях. Сб. «Новое в теории трения». М., Изд-во «Наука», 1966, стр. 60—81.
5. Виноградов Ю. М. Влияние различных факторов на проявление смазывающего действия при резании металлов. Сб. «Теория смазочного действия и новые материалы». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 36—41.
6. Данков П. Д., Игнатов Д. В., Шишков Н. А. Электронографические исследования окисных и гидроокисных пленок на металлах. М., Изд-во АН СССР, 1953, 200 стр.
7. Друянов Б. А. О движении цилиндрического индентора по поверхности полупространства. Сб. «Теория трения и износа», М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 62—72.
8. Зинер К. Неупругость металлов. Сб. «Упругость и неупругость металлов». М., Изд-во иностр. лит., 1954, стр. 48—168.
9. Ишлинский А. Ю. Осесимметричная задача теории пластичности и проба Бринеля. «Прикладная математика и механика», Т. 8. Вып. 3, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1944, стр. 201—224.
10. Костецкий Б. И. Износостойкость деталей машин. Киев—М., Машгиз, 1950, 168 стр.
11. Крагельский И. В., Михин Н. М. О природе контактного предварительного смещения твердых тел. М., ДАН СССР. Т. 153, № 1, 1963, стр. 78—81.
12. Крагельский И. В., Швецова Е. М. Влияние скорости скольжения на изнашивание одноименных металлов. Сб. «Трение и износ в машинах» Т. X, М., Изд-во АН СССР, 1955, стр. 5—34.
13. Кудинов В. А. Природа автоколебаний при трении. Сб. «Исследование колебаний металлорежущих станков при резании металлов». М., Машгиз, 1958, стр. 251—273.
14. Левин Б. М. Контактный метод измерения микрогеометрии поверхности. Основы метода и оптические профилографы. М.—Л., Машгиз, 1950, 192 стр.

15. Ломакин Г. Д. Сухое внешнее трение с колебаниями звуковой частоты. ЖТФ. Т. 25, 1955, № 10.

16. Марочкин В. Н. Осесимметричное напряженное состояние зоны контакта шероховатой поверхности в условиях полной пластичности. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. ИМАШ, 1957, 8 стр.

17. Одинг И. А. Термическая диффузия в металлах. М., ДАН СССР. Т. 86, № 1, 1952, стр. 67—70.

18. Сааме Г. В. Исследование режимов пуска грузового электровоза и реологические свойства фрикционного контакта колесо—рельс. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук, 1965, 181 стр.

19. Саверин М. М. Контактная прочность материала. ЦНИИТМАШ. Кн. 2, М.—Л., Машгиз, 1946, 148 стр.

20. Семенова В. А. Исследование процессов внешнего трения металлов методом анализа вынужденных микроколебаний ползуна. «Известия вузов, сер. Машиностроение», 1965, № 10, стр. 20.

21. Семенова В. А. О физической природе внешнего трения в условиях гармонических колебаний ползуна в пределах предварительного смещения. «Известия вузов. Сер. Машиностроение», 1962, № 2, стр. 38—43.

22. Соколов Л. Д. Сопротивление металлов пластической деформации. М., Metallurgizdat, 1963, 284 стр.

23. Голстой Д. М. Собственные колебания ползуна, зависящие от контактной жесткости, и их влияние на трение. ДАН СССР. Т. 153, № 4, 1963, стр. 820—823.

24. Топеха П. К. Основные виды износа металлов. Киев —М., Машгиз, 1952, 120 стр.

25. Трелоар Л. Физика упругости каучука. Пер. с англ., М., Изд-во иностр. лит., 1953, 240 стр.

26. Фёпль А., Фёпль Л. Сила и деформация. Прикладная теория упругости. М.—Л., ОНТИ, 1933.

27. Френкель Э. М. К вопросу о сцеплении колеса с рельсом. Труды Харьк. ин-та железнодорожного транспорта. Вып. XXIII, М., Трансжелдориздат, 1953, стр. 106—113.

28. Хайкин С. Э., Лисовский Л. П., Саломонович А. Е. О силах сухого трения. Труды I Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. I, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1939, стр. 468—479.

29. Хрущов М. М. Исследование приработки подшипниковых сплавов и цапф. М.—Л., Изд-во АН СССР, 1946, 160 стр.

30. Чернышев В. В. Перераспределение углерода в стальных поверхностях трения. Сб. «Трение и износ в машинах», № 7, М., Изд-во АН СССР, 1953, стр. 34—40.

31. Щедров В. С. Предварительное смещение на упруго-вязком контакте. Сб. «Трение и износ в машинах», № 5, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 94—102.

32. Archard J. F., Hirst W. The Wear of Metals. «Scientific Lubrication». 1958, No 11, vol. 10, pp. 16.

33. Beeck O., Givens J. W., Smith A. E. and Williams E. C. Boundary Lubrication Explained by Polishing and Wedging Agents. «Nat. Petroleum News», 1940, No 40, vol. 32, pp. 364—365.

34. Bowden F. P., Tabor D. The Friction and Lubrication of Solids. Oxford, 1954.

35. Cameron A. Surface Failure in Gears «Institute of Petroleum», 1954, No 367, vol. 40, pp. 191—196.

36. Courtel R. Vibration normales aus surfaces causees par le frottement sur les metaux a'see. «Metaux», No 473—474—Jan.—Febr. 1965.

37. Courtney-Prait J. S., Eisner E. Contact of Metallic Bodies. «Engineering», 1958, No 4796, vol. 185, pp. 182—183.

38. Johnson K. L. Surface Interaction Between Elastically Loaded Bodies Under Tangential Forces «Proc. Roy. Soc.», 1955, vol. 230, p. 531.
39. Mindlin R. D. Compliance of Elastic Bodies in Contact. «J. Appl. Mech.», 1949, No 3, vol. 16, pp. 259—268.
40. Nadai A. and Mandjoly M. High—Speed Tension Tests at Elevated Temperatures. «Am. Soc. Testing Matls», 1940, No 40, pp. 16.
41. Nieman G., Ehrlenspiel K. Anlaufreibung und Stick—Slip bei Gleitpaarungen. «V. D. J. Zeitschrift», 1963, Nr. 6, Bd. 105, SS. 221—233.
42. Parker R. C. Behaviour of static coefficient of friction from velocity of tangential force. Inst. Mech. Eng. «Appl. Mech. Proc.», vol. 163, No 59, 1950.
43. Rabinowicz E. Friction and Wear of Materials. New York, 1965.
44. Tabor D. The Hardness of Metals. Oxford, 1956.
-

При относительном скольжении двух тел вследствие деформирования материала, участвующего в образовании и разрушении фрикционных связей, в тонком поверхностном слое образуется тепло. Повышение при этом температуры может привести к местному размягчению и расплавлению материала. Тепло распространяется от пятен контактов вглубь обоих

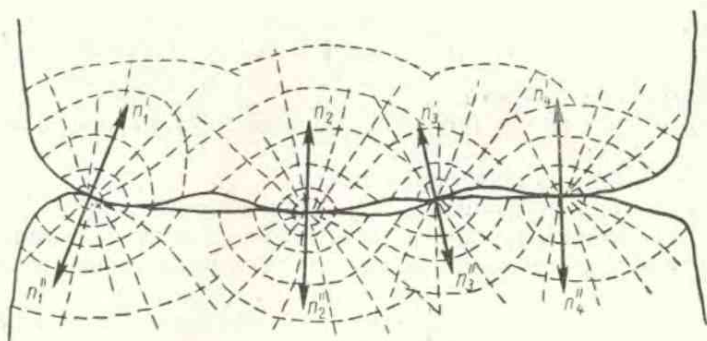


Рис. 76. Контактное взаимодействие двух шероховатых поверхностей:  
 $n_1, n_2, n_3, n_4$  — единичные нормали

контактирующих тел, причем тепловые потоки распределяются в зависимости от теплофизических свойств контактирующих тел, их размеров и условий теплоотвода. Передача тепла происходит по нормали к изотермической поверхности от мест с большей температурой к местам с меньшей температурой. Наибольший перепад температуры происходит в направлении нормали к площади, образованной единичным выступом. На рис. 76 показано взаимодействие двух поверхностей и направление единичных векторов, совпадающих с направлением нормали к единичной площадке контакта. Очевидно, в общем случае направление общей нормали  $n$  к контакту не совпадает с единичными векторами. Температурное поле, распространяясь

вглубь материала, приводит к изменению механических свойств материала в тонком поверхностном слое. Интенсивность теплового потока зависит от работы трения и величины площадки, на которой она генерируется.

### § 1. КОЭФФИЦИЕНТ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ

Генерируемое тепло распределяется между двумя телами, а также рассеивается в окружающую среду. Безразмерная величина  $\alpha$ , показывающая, какая часть теплового потока направляется в одно из контактирующих тел, называется коэффициентом распределения теплового потока.

Очевидно, что

$$Q_1 = (1 - \alpha) Q; \quad (IV.1)$$

$$Q_2 = \alpha Q; \quad (IV.2)$$

отсюда видно, что  $0 < \alpha < 1$ .

Известно [25], что тепловые потоки находятся в следующем соотношении:

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \sqrt{\frac{a_2}{a_1}}. \quad (IV.3)$$

В формулах принято:

$Q_1$  и  $Q_2$  — количество тепла, поступающего в первое и второе тела;

$Q$  — общее количество тепла;

$\lambda_1$  и  $\lambda_2$  — теплопроводности первого и второго тел;

$a_1$  и  $a_2$  — температуропроводности первого и второго тел.

Соотношение тепловых потоков можно представить в виде

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{\alpha_\lambda}{\sqrt{\alpha_a}}, \quad (IV.4)$$

где  $\alpha_\lambda$  — коэффициент, характеризующий относительную теплопроводность тела;  $\alpha_\lambda = \frac{\lambda_1}{\lambda_2}$ ;

$\alpha_a$  — коэффициент, характеризующий теплоинерционные свойства первого тела относительно второго.

Зависимость (IV.4) получена для двух соприкасающихся ограниченных тел, имеющих тепловую изоляцию с боковых сторон. В действительности, как правило, имеется теплоотдача в окружающую среду, что значительно усложняет вид этого выражения.

С учетом теплоотдачи, в случае линейного теплового потока, коэффициент распределения тепловых потоков примет вид [24]

$$1 - \alpha = \frac{\sqrt{\pi\sigma'}}{\sqrt{\pi\sigma'} + \sqrt{\rho cv}}, \quad (IV.5)$$

где  $\sigma'$  — коэффициент теплоотдачи;  
 $\rho$  — плотность материала;  
 $c$  — удельная теплоемкость;  
 $v$  — скорость скольжения.

Когда коэффициент взаимного перекрытия близок к единице, Шаггон [48] предлагает определять коэффициент распределения тепловых потоков по формуле

$$1 - \alpha = \frac{V \sqrt{\lambda_1 c_1 \gamma_1}}{V \sqrt{\lambda_1 c_1 \gamma_1} + V \sqrt{\lambda_2 c_2 \gamma_2}}, \quad (\text{IV.6})$$

где  $1 - \alpha$  — часть теплового потока, идущего в первый элемент пары трения;

$\lambda_1, c_1, \gamma_1$  — характеристики материала первого тела пары трения;

$\lambda_2, c_2, \gamma_2$  — характеристики материала второго тела пары трения.

Величина  $V \sqrt{\lambda_i c_i \gamma_i}$  пары трения носит наименование коэффициента теплового насыщения.

Формулу Шаррона более целесообразно применять для стационарных условий трения. Hasselgruber [51] для нестационарных условий трения, когда условиями теплоотдачи в окружающую среду можно пренебречь, предлагает коэффициент распределения тепловых потоков  $\alpha$  определять по формуле

$$1 - \alpha = \frac{1}{1 + \frac{b_2 c_2}{b_1 c_1} \sqrt{\frac{a_2}{a_1}}}, \quad (\text{IV.7})$$

где  $1 - \alpha$  — часть теплового потока, идущего в первое тело;

$b_1, b_2$  — размер тела в направлении нормального линейного теплового потока.

Для кратковременных процессов необходимо определять эффективную толщину тела, используя эффективное число Фурье и продолжительность процесса:

$$b_{1,2\text{эф}} \leq \frac{V a_{1,2} t_\tau}{V Fo_{1,2}}, \quad (\text{IV.8})$$

где  $t_\tau$  — продолжительность процесса трения;

$Fo_{1,2}$  — эффективное число Фурье (по данным различных исследований это число колеблется от 0,333 до 0,6).

В работах [32, 38] приведены значения коэффициентов распределения тепловых потоков для некоторых современных теплостойких фрикционных материалов.

## § 2. КОЭФФИЦИЕНТ ВЗАИМНОГО ПЕРЕКРЫТИЯ

Как видно из предыдущего, коэффициент распределения тепловых потоков зависит не только от теплофизических характеристик, но и от теплоотдачи. На условие теплоотдачи решающее значение оказывает коэффициент взаимного перекрытия [21], представляющий собой отношение площадей трения контактирующей пары (рис. 77). Если два кольцевых образца (рис. 77, а) трутся торцами, то коэффициент взаимного перекрытия равен единице. Если по диску трутся пальчиковые образцы (рис. 77, б), то коэффициент взаимного перекрытия

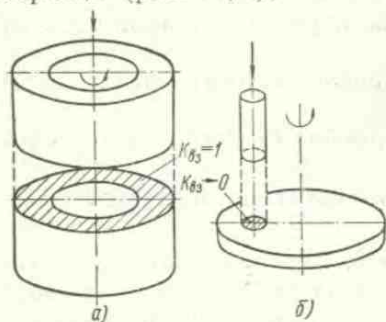


Рис. 77. Коэффициенты взаимного перекрытия

приближается к нулю. В последнем случае значительная часть тепла, генерируемого при трении, уходит с поверхности диска в окружающую среду, оставляя его почти холодным. При кольцевых образцах все тепло, генерируемое при трении, проникает вглубь и рассеивается с боковой поверхности. Эта важная характеристика, резко влияющая на фрикционные свойства, впервые была введена А. В. Чичинадзе. Применительно к дисковым тормозам, у которых оба элемента пары вы-

полнены с разрывами номинальной площади трения, формула для расчета коэффициента взаимного перекрытия примет вид [42]

$$K_{\theta_3} = \frac{A'_c A''_c}{A_{yca}^2}, \quad (IV.9)$$

где  $A_{yca}$  — условная контурная площадь трения, полученная вращением элементов пары вокруг центра вращения;  $A'_c$  и  $A''_c$  — контурные площади трения первого и второго элементов пары трения.

Формулы (IV.6) и (IV.7) могут быть использованы при  $K_{\theta_3} \approx 1$ .

А. В. Чичинадзе [33] преобразовал формулу Хассельгрубера, введя эффективный теплопоглощающий объем тел. В этом случае  $\alpha$  определится из выражения

$$1 - \alpha = \frac{1}{1 + \frac{V_{2\theta\phi} c_2}{V_{1\theta\phi} c_1} \sqrt{\frac{a_2}{a_1}}}, \quad (IV.10)$$

где  $V_{1\theta\phi} = b_{1\theta\phi} A'_c$ ;  $V_{2\theta\phi} = b_{2\theta\phi} A''_c$ .

( $b$  — эффективная глубина проникновения).



Если  $K_{сз} = \frac{A_c^*}{A_c}$ , то формула (IV. 10) примет вид

$$1 - \alpha = \frac{1}{1 + \frac{K_{сз} b_{23} \varphi c_2}{b_{13} \varphi c_1} \sqrt{\frac{a_2}{a_1}}}. \quad (IV. 11)$$

Формула (IV. 11) справедлива для случаев, когда эффективная глубина проникновения теплового потока за период трения меньше, чем реальная толщина тела. Если размер тел в направлении нормального линейного теплового потока больше эффективной глубины проникновения, определяемой по формуле (IV. 8), то выражение (IV. 11) примет вид

$$1 - \alpha = \frac{1}{1 + \frac{K_{сз} a_2 c_2}{a_1 c_1}}. \quad (IV. 12)$$

### § 3. ТЕПЛОВАЯ ПРОВОДИМОСТЬ КОНТАКТА

Общая проводимость контакта складывается из проводимости пятен контактирующих тел и проводимости газовой прослойки.

Тепловая проводимость контакта пропорциональна плотности контакта, фактической площади, обратно пропорциональна высоте третьего тела под нагрузкой и зависит от теплопроводности контактирующих тел с учетом микрорельефа:

$$K = \gamma_g \frac{b A_r}{H} \text{ ккал/м}^2 \text{ч} \cdot \text{град}, \quad (IV. 13)$$

где  $\gamma_g$  — плотность контакта;

$b$  — множитель, зависящий от теплопроводности первого и второго контактирующих тел;

$A_r$  — фактическая площадь контакта;

$H$  — высота третьего тела под нагрузкой.

Тепловые контакты располагаются на контурной площади. Плотность контакта характеризуется отношением общего числа контактных пятен к произведению характерных размеров контурной площади.

Величина, обратно пропорциональная тепловой проводимости, называется контактным сопротивлением.

На рис. 78 показано тепловое сопротивление контактного слоя двух стальных поверхностей различной шероховатости в зависимости от давления [12]. Образцы в этих экспериментах были неподвижны, температура на контакте поддерживалась постоянной. Перед испытанием на контактное сопротивление образцы подвергались предварительно максимальному нагруже-

нию, для того чтобы при последующих нагружениях имел место упругий контакт.

Шероховатость первой пары из стали ЭИ69 была 4,1 мк (кривая 1), второй пары 2,8 мк (кривая 2). Из графиков видно, что с увеличением давления  $p$  контактное сопротивление падает, т. е. тепловая проводимость контактов однозначно не определяется теплофизическими характеристиками материалов; она зависит также от механических свойств контактирующих тел и нагрузки.

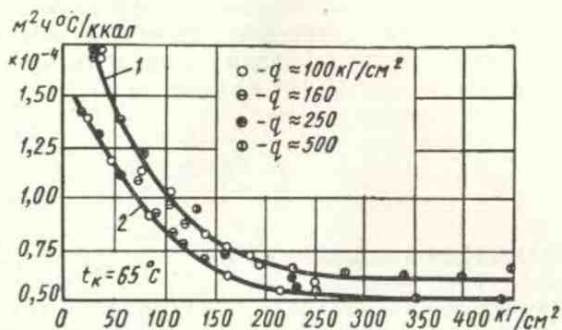


Рис. 78. Тепловое сопротивление контактного слоя при различных удельных давлениях (сталь ЭИ69)

#### § 4. ТЕПЛОВЫЙ КОНТАКТ ПРИ НАЛИЧИИ ГРАНИЧНОЙ ПЛЕНКИ

Обычно присутствующие на поверхности граничные пленки существенно меняют тепловое сопротивление контакта, меняются также и условия теплообразования на контакте. Этот вопрос мало изучен. Большой интерес представляет исследование В. С. Щедрова [41]. Им получено следующее отношение тепловых потоков в каждом из контактирующих тел при наличии масляной пленки на контакте:

$$\frac{\alpha}{1-\alpha} = \frac{q_1}{q_2} = \frac{\frac{h}{2\lambda'} + \frac{l}{\lambda_2}}{\frac{h}{2\lambda'} + \frac{l}{\lambda_1}}, \quad (\text{IV. 14})$$

где  $q$  — количество тепла, генерируемого единицей объема граничного смазочного слоя в единицу времени;

$h$  — общая толщина соприкасающихся граничных пленок;

$\lambda_1$  и  $\lambda_2$  — коэффициенты теплопроводности трущихся материалов (цилиндров);

$l$  — высота каждого из цилиндров;

$\lambda'$  — коэффициент теплопроводности граничного смазочного слоя.

При большой толщине  $h$  может оказаться, что величины  $\frac{l}{\lambda_1}$  и  $\frac{l}{\lambda_2}$  пренебрежимо малы по сравнению с  $\frac{h}{2\lambda'}$ . В этом случае  $\frac{q_1}{q_2} \approx 1$ , т. е. потоки примерно одинаковы. Таким образом, граничная пленка уменьшает неравенство в распределении теплового потока между трущимися телами и, кроме того, создает температурный скачок на твердых поверхностях, которого может не быть при непосредственном касании твердых тел. Приведенное уравнение справедливо при следующих допущениях: вся масса соприкасающихся граничных пленок является тепловым источником; максимальная температура развивается на их стыке; исходя из квазитвердого состояния граничных пленок предполагается распространение тепла от стыка к твердым телам сквозь граничные пленки посредством теплопроводности. Чаггон [48] подтверждает изложенное выше.

## § 5. РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ НА ПЯТНЕ КОНТАКТА

При трении следует различать:

- 1) среднюю объемную температуру;
- 2) поверхностную температуру;
- 3) температуру вспышки  $\theta_{вс}$  на единичном пятне;
- 4) суммарную температуру на поверхности трения.

Когда одна шероховатая поверхность скользит по другой, то касание осуществляется лишь в отдельных точках, которые весьма непродолжительное время находятся в контакте. Время существования единичного пятна может составлять  $10^{-7}$ — $10^{-8}$  сек. На единичном пятне возникают кратковременные единичные температурные вспышки. Образующееся тепло распределяется между тремя потребителями: контактирующими телами и окружающей средой. Температура вспышки может достигать значительной величины, что влияет на условия трения.

Первое исследование и регистрацию температурных вспышек при трении выполнили Bowden и Ridler [47], которые измерили температуру на контакте по возникающей термо-э. д. с. Для этой цели к стальному диску прижимались образцы, выполненные из различных металлов. Измерялась э. д. с. для цилиндров из галлия, вуда и константана. При увеличении скорости скольжения были получены температуры, соответствующие точке плавления образцов. Весьма существенным является то обстоятельство, что во время скольжения замечались большие температурные подъемы. Боудену и Ридлеру, применявшим катодный осциллограф, удалось замерить температурные вспышки, достигающие при паре константан—сталь  $700^\circ\text{C}$  при продолжительности контакта меньше чем  $10^{-4}$  сек (рис. 79).

Теоретический расчет температуры представляет большие трудности, так как необходимо решать задачу Фурье при весьма сложных граничных и начальных условиях. Все это приводит к весьма громоздким решениям. Поэтому ряд исследователей,

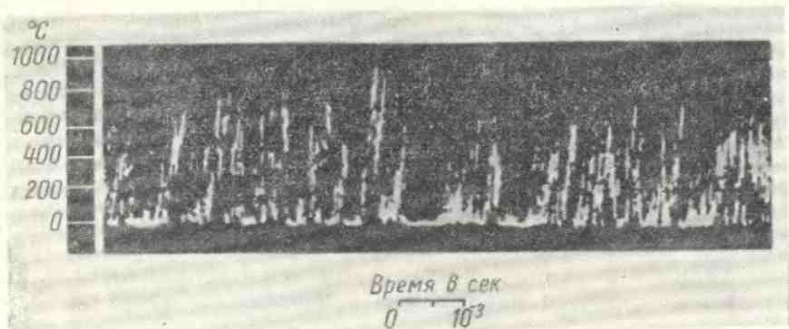


Рис. 79. Оциллограмма термо-э. д. с. пары константан — сталь

которые рассматривают температурную задачу трения, решают ее применительно к различным моделям.

Первый подробный расчет температуры, возникающей при трении, выполнил Н. Блок [45]. Он рассмотрел контакт кругового, квадратного и линейного источника по полупространству с различной эпюрой распределения давления при различных скоростях скольжения. Им был получен ряд формул, которые нашли применение при расчете зубчатых зацеплений на заедание.

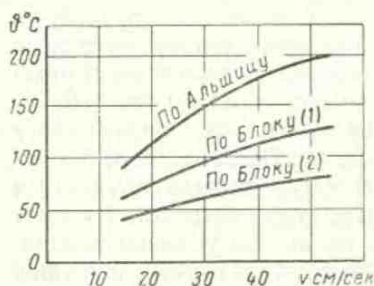


Рис. 80. Сопоставление экспериментальных данных и расчета температур по Альшицу и Блоку

В связи с большим значением этого расчета была осуществлена проверка этого метода (рис. 80) И. Я. Альшицом [3] применительно к четырехроликовой машине. Для расчета были приняты следующие исходные данные: коэффициент трения  $f = 0,085$ ; тепловые физические параметры первого и второго контактирующих тел  $\lambda_1 = 1,71 \text{ кг}\cdot\text{см}/\text{см}\cdot\text{сек}\cdot^\circ\text{C}$ ,  $\lambda_2 = 4,7 \text{ кг}\cdot\text{см}/\text{см}\cdot\text{сек}\cdot^\circ\text{C}$ ,  $c_2 = 4600 \text{ кг}\cdot\text{см}/\text{кг}\cdot^\circ\text{C}$ ;  $\gamma_2 = 0,078 \text{ кг}/\text{см}^3$ ; общая нагрузка  $N = 10 \text{ кг}$ ; скорость скольжения  $v = 13,85 \text{ см}/\text{сек}$ ;  $l_n = 2R = 0,07 \text{ см}$ .

В одном случае в формулу Х. Блока для расчета средней максимальной температуры в центре контакта вместо давления  $q$

подставлялось значение твердости более мягкого из материалов контактирующих тел  $HV 18\,000 \text{ кг/см}^2$  (кривая 1, рис. 80); в другом случае давление подсчитывалось по Герцу и было равно  $q_{ср} = 12\,000 \text{ кг/см}^2$  (кривая 2, рис. 80).

Расчет проводился по следующей формуле Х. Блока, из которой определялась средняя максимальная температура в центре контакта:

$$\vartheta_{\max} = \frac{2(1 + \sqrt{2})jq_r\Phi_2}{\gamma_2 c_2 \left( \frac{\lambda_1}{\lambda_2} + \sqrt{\pi\Phi_2} \right)}, \quad (\text{IV.15})$$

где

$$\Phi_2 = \frac{vr}{4a_2}. \quad (\text{IV.16})$$

Результаты этой проверки показаны на рис. 80, где по оси ординат отложена средняя максимальная температура в центре контакта, по оси абсцисс — скорость скольжения.

В табл. 18 приведены основные расчетные формулы, полученные Блоком для различных условий контактирования. В этой таблице интенсивность источника

$$q = \frac{fNv}{AJ}, \quad (\text{IV.16a})$$

где  $N$  — нагрузка;

$v$  — скорость относительного скольжения;

$A$  — площадь единичного пятна;

$J$  — механический эквивалент теплоты.

Числовые единицы выражены в системе единиц CGS.

$r$  — радиус единичного пятна;

$2l$  — сторона квадрата;

$\lambda_1$  и  $\lambda_2$  — теплопроводности первого и второго тел;

$a$  — температуропроводность.

Для упрощения расчета температур, возникающих на трущихся поверхностях, принято моделировать единичные источники в виде полосы (например, для режущего инструмента), прямоугольника, круга, эллипса.

В графе «форма теплового источника» (табл. 18) представлены некоторые виды тепловых источников из рассмотренных Х. Блоком.

Для определения температуры важно знать распределение интенсивности теплового потока. Х. Блок в своих расчетах задается различными законами распределения интенсивности, что видно из графы «Распределение интенсивности теплового потока».

Тепловые источники могут быть как неподвижные, так и движущиеся с малыми или большими скоростями. Примером

Основные расчетные формулы для различных условий контактирования (по Блоку)

Форма теплового источника	Распределение интенсивности теплового потока	Скорость перемещения источника	Подъем температуры $\vartheta_{n\infty}$ при $t = \infty$	Максимальный подъем температуры $\vartheta_{n\max}$ при $t = \infty$
Круговой	Равномерное	0	$\frac{qr}{\lambda}$	$\frac{qr}{\lambda}$
»	Параболическое	0	$\frac{2}{3} \cdot \frac{q_0 r}{\lambda}$	—
»	Равномерное	$\leq \frac{4a}{25r}$	$\frac{2qr}{\lambda \sqrt{\pi}}$	—
Контакт двух тел, круговой	»	0	$\frac{qr}{\lambda_1 + \lambda_2}$	$\frac{qr\psi_2}{\lambda_1\psi_2 + \lambda_2 \sqrt{\pi}} (1 + \sqrt{2})$ , где $\psi = \sqrt{\frac{4a}{vr}}$ — параметр, зависящий от скорости
То же	Параболическое	0	$\frac{2}{3} \cdot \frac{q_0 r}{\lambda_1 + \lambda_2}$	—
Квадратный	Равномерное	$\geq \frac{4a}{l}$	$\frac{ql\psi}{\lambda \sqrt{\pi}}$	$\frac{ql\psi}{\lambda \sqrt{\pi}} \sqrt{2}$
»	»	$\leq \frac{4a}{25l}$	$\frac{2ql}{\lambda \sqrt{\pi}}$	—

неподвижного кругового источника будет верчение круглой пяты на опорной плоскости подпятника или цилиндра, который вращается вокруг своей неподвижной оси, опираясь на плоскость. Когда цилиндр, скользя, перемещается по плоскости, источник будет движущимся, а температурное поле перемещаться по плоскости со скоростью, равной скорости скольжения цилиндра.

Х. Блоком установлены критерии для малых и больших скоростей. Значения скорости, удовлетворяющие условию

$$v \geq \frac{4a}{R}, \quad (IV.17)$$

соответствуют большим скоростям; удовлетворяющие условию

$$v < \frac{4a}{25R}, \quad (IV.18)$$

— малым скоростям.

Jaeger [53] подробно проанализировал движение трущихся поверхностей, рассмотрел тепловые источники, интенсивность тепла которых непостоянна на их поверхности, а также случаи непостоянной скорости движения тепловых источников и ряд других вопросов.

Одним из очень важных моментов, который не затронули Бюден и Блок, является исследование глубины нагревания фрикционного контакта в направлении, перпендикулярном к плоскости источника. На основе анализа зависимостей, позволяющих исследовать проникновение тепла с поверхности трения в глубь материала, Егер сделал следующий практический вывод.

Для движущихся источников изменение термических свойств тонкого слоя поверхности может сильно повлиять на температуру поверхности. Если нанести на поверхность трения тонкий слой покрытия с низкой теплопроводностью, то температура поверхности трения повысится.

Егер считает, что следует вычислять средние температуры, которые могут быть проверены экспериментальным путем и, кроме того, их легче вычислить. Подъем температуры  $\vartheta_{n\infty}$ , вычисленной по Блоку, при  $t \approx \infty$  соответствует  $\vartheta_{cp}$ , вычисленной по Егеру.

Archard [44], используя теоретические положения Егера, привел график (рис. 81), иллюстрирующий зависимость средних температур для стационарных и движущихся тепловых источников от безразмерного параметра  $L$ .

На графике по оси абсцисс отложен безразмерный параметр  $L = \frac{vr}{2a}$ , по оси ординат — отношение  $\frac{\vartheta_{cp}}{\omega}$ , где  $\omega = \frac{\pi q}{\rho c v}$ ;  $r$  — радиус единичного пятна.

При расчете температуры необходимо знать радиус пятна контакта.

Арчард, рассматривая упрощенную модель кругового контакта, размеры которой определяются приложенной нагрузкой для двух тел из одного и того же материала, и используя уравнение Егера, предложил при расчете средних температур следующие уравнения:

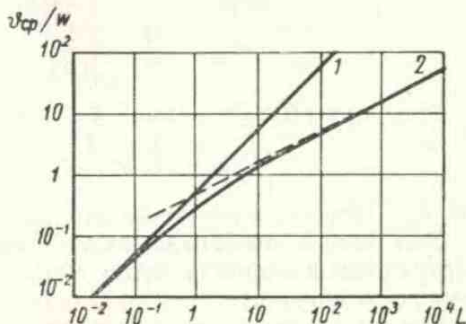


Рис. 81. Средняя температура, как функция безразмерного параметра при тепловых источниках:

1 — стационарных; 2 — движущихся

при пластической деформации и низких скоростях ( $L < 0,1$ )

$$\vartheta_{cp} = \frac{f}{J} \cdot \frac{(\pi p_m)^{3/2}}{8\lambda} N^{3/2} v, \quad (IV.19)$$

где  $p_m$  — давление течения;

при пластической деформации и высоких скоростях ( $L > 100$ )

$$\vartheta_{cp} = \frac{f}{J} \cdot \frac{1}{3,25} \cdot \frac{(\pi p_m)^{3/4}}{(\lambda \rho c)^{1/2}} N^{1/4} v^{3/2}; \quad (IV.20)$$

при упругой деформации и низких скоростях ( $L < 0,1$ )

$$\vartheta_{cp} = \frac{f}{J} \cdot \frac{1}{8,8\lambda} \left( \frac{E}{R_0} \right)^{1/2} N^{2/3} v; \quad (IV.21)$$

при упругой деформации и высоких скоростях ( $L > 100$ )

$$\vartheta_{cp} = \frac{f}{J} \cdot \frac{1}{3,8} \left( \frac{E}{\lambda \rho c R_0} \right)^{1/2} N^{1/2} v^{1/2}, \quad (IV.22)$$

где  $R_0$  — радиус кривизны единичного выступа до деформации.

Эти уравнения показывают, как при различных условиях нагружения и скорости будет меняться средняя температура на единичном контакте.

Знание площади контакта позволяет подойти правильно к расчету интенсивности теплового потока  $q$ . Holm [52] при расчете температуры на круглой площадке контакта, движущейся с постоянной скоростью  $v$  по поверхности неподвижной детали, предложил рассчитывать радиус плоской площадки контакта по формуле

$$r = \left( \frac{N}{0,7H\pi n} \right)^{1/2}, \quad (IV.23)$$

т. е. он считает среднее давление равным  $0,7H$ , где  $H$  — твердость более мягкого из контактирующих тел.

Тогда нагрузка

$$N = 0,7Hn\pi r^2. \quad (IV.24)$$

Тепловая интенсивность по Хольму с учетом числа площадок  $n$  с радиусом  $r$  будет иметь следующий вид:

$$q = f \frac{Nv}{n}. \quad (IV.25)$$

По нашим наблюдениям фактическое давление на отдельных пятнах выражается в случае пластического контакта как  $C\sigma_s$ . Величина  $C$  изменяется в пределах от 3 до 10 за счет наклепа и конфигурации контакта:

$$N = C\sigma_s n\pi r^2; \quad (IV.26)$$

откуда

$$r = \left( \frac{N}{C\sigma_s n\pi} \right)^{1/2}. \quad (IV.27)$$



Основываясь на теоретических положениях Х. Блока и Т. Егера, а также, используя зависимости И. В. Крагельского и Н. Б. Демкина (см. гл. II) для пластического контакта, А. В. Чичинадзе [34] получил следующее выражение, которое позволяет определять температуру на фактическом пятне контакта в период торможения:

$$\theta_{0,\tau} = \frac{(1-\alpha) W_{\tau n} \tau_n}{\lambda_1 t_1} \left( \frac{2^{7/2} a_1}{\pi v_{c\kappa}} \right) \left( \frac{r_1 h_{\max 1}}{v_1 b_1^{1/2} A_c^{1/2}} \right)^{1/4} \left( \frac{HB_2}{P} \right)^{\frac{4\nu_1-1}{4\nu_1}}, \quad (\text{IV.28})$$

где  $1-\alpha$  — коэффициент распределения тепловых потоков, определяемый по формуле Ф. Шаррона, когда  $Pe_1 \leq 0,4$ , или по формуле

$$\alpha = \frac{42 \lambda_2}{42 \lambda_2 + \lambda_1 (\pi Pe_1)^{1/2}}, \quad (\text{IV.29})$$

когда  $Pe_1 > 20$ ;

$W_{\tau n}$  — заданная работа торможения;

$\tau_n$  — временной фактор мощности трения [33];

$\lambda_1$  и  $a_1$  — теплофизические параметры жесткого шероховатого тела;

$r_1$ ;  $h_{\max 1}$ ;  $\nu_1$ ;  $b_1$  — характеристики микрорельефа этого же тела;

$A_c$  — контурная площадь касания, которая в ряде случаев может быть заменена номинальной площадью касания  $A_a$ , к которой приложена нагрузка;

$HB_2$  — твердость более пластичного тела;

$P$  — нагрузка.

Число Пекле [34]

$$Pe_1 = \frac{v_{c\kappa} d}{a_1},$$

где  $d$  — диаметр среднего пятна касания (см. гл. II).

В формулу (IV.28) целесообразно подставлять значения  $HB$  в функции температуры поверхности трения.

М. В. Коровчинским [17, 18] проведено исследование по точному решению задачи о распределении локальных температур при трении в окрестности области контакта при различном распределении давления на контакте и достаточно малых скоростях перемещения контакта относительно трущихся тел. Например, при распределении давления на контакте по Герцу для вычисления средней температуры на контакте (эллипсоидальное распределение давления), М. В. Коровчинский предлагает формулу

$$\theta_{cp} = \frac{30}{4\pi} \cdot \frac{1}{\lambda_1 + \lambda_2} f \frac{vP}{Ja}, \quad (\text{IV.30})$$

где  $\theta$  — средняя безразмерная интегральная температура на контакте, для определения которой в функции отношения  $\frac{b}{a}$  имеется таблица;

$\lambda_1$  и  $\lambda_2$  — коэффициенты теплопроводности контактирующих тел;

$f$  — коэффициент трения;

$v$  — скорость относительного скольжения;

$P$  — нагрузка;

$J$  — механический эквивалент тепла;

$a$  — малая полуось эллипса давления по Герцу;  $b$  — большая полуось.

При круговой площадке контакта и одинаковом материале соприкасающихся тел формула (IV.30) принимает вид

$$\theta_{cp} = \frac{9}{64} \cdot \frac{fvP}{J\lambda a}, \quad (\text{IV.30a})$$

где  $a$  — радиус.

Формула (IV.30a) дает хорошее совпадение с экспериментальными исследованиями температур при трении на шариковых машинах.

## § 6. РАСЧЕТ ОБЪЕМНОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ

Ряд фрикционных сочленений работает в режиме весьма высоких объемных температур. Наиболее ярким примером такого сочленения является работа тормоза. В этом случае температура вспышки имеет меньшее значение, чем объемная. Строгое решение температурной задачи при определении объемной температуры представляет большие трудности, так как необходимо учитывать распределение тепловых потоков, форму контактирующих тел, изменение теплофизических свойств с температурой и т. д.

Обычно решения в строгой постановке сводятся к весьма сложным уравнениям [27, 43].

В простейшем случае можно воспользоваться уравнением теплового баланса

$$Jqdt = Gcd\theta + s\sigma\theta dt. \quad (\text{IV.31})$$

В результате решения этого уравнения можно рассчитать температуру в объеме тормозного барабана, полагая, что все тепло, развивающееся при трении, идет в металлический элемент пары трения (тормозной барабан). Интегрируя это уравнение, Л. Г. Кифер и И. И. Абрамович [16], а также Е. А. Чудakov [40] получили следующее уравнение для расчета температуры:

$$\theta = \frac{Jq}{s\sigma} \left( 1 - e^{-\frac{qc}{s\sigma\theta t}} \right), \quad (\text{IV.32})$$

где  $\sigma_0$  — коэффициент теплообмена с внешней средой в зависимости от скорости.

Этот путь оценки теплового режима трения представляет ценность в смысле приближенного представления о развивающейся температуре в объеме трущихся тел. Для тел сложных геометрических очертаний, когда решение уравнения Фурье сопряжено с большими математическими трудностями, предложенный метод оценки теплового режима трения имеет практическое значение.

С повышением нагрузок на контакте и увеличением скоростей, когда тепловой режим становится весьма напряженным, указанный путь решения температурной задачи трения не может удовлетворять инженерной практике по двум причинам.

1. Температуры, развивающиеся на контакте, достигают таких значений, при которых существенно изменяются механические свойства материалов. Однако приближенный метод решения этого не улавливает.

Во всех задачах по определению средней объемной температуры предполагается, что тепловой поток  $q$  равномерно распределяется по всей поверхности распределенного контакта. Очевидно, это справедливо только в массе материала на некотором расстоянии от поверхности трения. Для тормозных барабанов авиационных колес это расстояние примерно равно 0,127—0,76 мм [49]. При расчете мгновенных температур Фазекас вводит понятие «эффективный контакт», который определяется степенью шероховатости контактирующих поверхностей. Площадь эффективного контакта описывается уравнением

$$A' \approx \frac{N}{H},$$

где  $N$  — нагрузка;

$H$  — твердость наиболее мягкого элемента.

Если  $q$  — номинальное давление, то эффективность контакта

$$y = \frac{A'}{A} = \frac{q}{H}.$$

Чем тверже фрикционный материал, тем эффективность контакта меньше.

2. Приближенным методом можно определить лишь осредненное поле объемных температур, в то время как температурный градиент этим методом определить нельзя.

## § 7. РАСЧЕТ СУММАРНОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ КРАТКОВРЕМЕННОМ ТРЕНИИ

Предельная температура на поверхности трения определяется как сумма температурной вспышки, возникающей при трении на фактическом пятне касания ( $\vartheta_{oc}$ ), плюс температура от

равномерно распределенного по всей номинальной площади теплового потока ( $\vartheta_A$ ), т. е.

$$\vartheta_{\Sigma} = \vartheta_{ec} + \vartheta_A. \quad (IV.33)$$

Указанное необходимо учитывать при расчете температур при нестационарных режимах, например, в условиях торможения.

Приведем анализ температурного режима тормозов [49] при наличии температурных всплесков. Предположим, что число элементарных контактов  $n$  и их размеры постоянны ( $d$  — диаметр пятна касания); общая площадь всех элементарных источников

$$A_r = \frac{\pi n d^2}{4}. \quad (IV.34)$$

Элементарные источники настолько удалены один от другого, что их взаимным влиянием можно пренебречь.

Максимальная температура в теле при точечном источнике

$$\vartheta_{ac} = \frac{2}{\pi} \frac{qA}{n\lambda d} B, \quad (IV.35)$$

где

$$B = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \left( \frac{1 - e^{-z^2}}{z} + \sqrt{\pi} \operatorname{erfc} z \right); \quad (IV.36)$$

$$z = \frac{d}{4\sqrt{at_c}}. \quad (IV.37)$$

С известным приближением уравнение (IV.36) может быть представлено так:

$$B \approx \frac{1}{z\sqrt{\pi}}. \quad (IV.38)$$

Тогда, с учетом эффективности контакта  $y$ , формула (IV.35) примет вид

$$\vartheta_{ac} \approx \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{q\sqrt{t_c}}{y\sqrt{\lambda c\rho}}, \quad (IV.39)$$

где  $\rho$  — плотность материала.

Время существования единичного пятна может быть приближенно найдено так:

$$t_c = \frac{V}{v}, \quad (IV.40)$$

где  $v$  — скорость скольжения;

$$V = \beta d. \quad (IV.41)$$

Здесь  $\beta$  — константа, значение которой колеблется от 2 до 6.

Уравнение для определения максимальной температуры в центре источника будет следующим:

$$\vartheta_{ac} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{q}{\sqrt{v}} \frac{1}{\sqrt{\lambda c\rho}} \frac{\sqrt{\beta d}}{y}. \quad (IV.42)$$

Второй множитель уравнения (IV.42) определяется величиной работы и размерами тормоза; третий член зависит от материала барабана, четвертый член — от микрогеометрии и механических свойств фрикционного материала.

Следует иметь в виду, что

$$\vartheta_A = \vartheta_n \left( 0,855 + 0,353 \frac{1}{Fo_1} \right), \quad (IV.43)$$

где  $Fo_1$  — число Фурье; соответственно  $Fo_1 = \frac{\lambda_1 t_1}{c_1 \gamma_1 b_1^2}$ ;

$b_1$  — толщина рассматриваемого элемента;

$\vartheta_n$  — объемная температура, изменяющаяся во времени в зависимости от режима торможения.

Фазекас рассматривает один случай, когда мощность трения изменяется от максимума до нуля по линейному закону. Формула (IV.43) справедлива, если  $0 < \frac{1}{Fo_1} < 4$ .

На рис. 82 показан характер изменения температуры во времени. Кривая 2 соответствует замеренной объемной температуре, кривая 3 — значению поверхностной температуры  $\vartheta_A$ , рассчитанной по формуле (IV.43), кривая 1 — температуре вспышки, рассчитанной по формуле (IV.42), и соответственно кривая 4 — суммарной температуре.

Эти кривые получены из расчета, в основу которого положены следующие величины:  $Q = 1760$  ккал/м<sup>2</sup>;  $\lambda_{ср} = 0,105$  (кал/см<sup>2</sup> °С)<sup>2</sup> 1/сек;  $t = 4,25$  сек;  $f = 0,38$ ;  $p = 9,36$  кг/см<sup>2</sup>;  $q = 829$  ккал/м<sup>2</sup>сек;  $H = 126,8$  кг/см<sup>2</sup>;  $\beta = 2,5$ ;  $v = 56,3$  км/ч;  $d = 6,35$  мм.

Более подробные сведения можно найти в работе [49].

В действительности максимум не будет соответствовать максимуму суммарной температуры. Это может быть объяснено изменением размеров пятен касания вследствие влияния температуры на механические свойства контактирующих тел, а также взаимным влиянием элементарных тепловых источников.

Фазекас приводит следующие рекомендации для снижения максимальной температуры вспышек в тормозах. Фрикционные накладки при использовании больших и сплошных углов охвата должны применяться мягкие, со стабильным коэффициентом трения, с равномерным распределением давления по всей по-

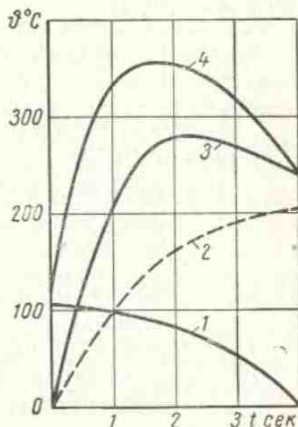


Рис. 82. Характер изменения температуры тормозного барабана во времени (по Фазекасу)

верхности контакта, т. е.  $n$  должно быть достаточно большим.

Для данной площади  $A_a$  предпочтительны тормоза с малым диаметром и большой шириной барабана; материал барабана должен иметь в поверхностном слое значительную величину  $\lambda_{cp}$ .

Так же как и Фазекасом, максимальная температура поверхности трения в работах [32, 34, 37] подсчитывается как

$$\vartheta_{max} = \vartheta^* + \vartheta_{ac}, \quad (IV.44)$$

где  $\vartheta^*$  — температура от распределенного теплового потока на контурной или номинальной поверхности трения;

$\vartheta_{ac}$  — температура на потоке контакта от дискретного теплового потока, определяемая по формуле (IV.28).

В большинстве современных машин процесс торможения занимает довольно короткий промежуток времени, вследствие чего процессом теплоотдачи в окружающую среду (обычно в воздух) можно пренебречь. В этих условиях, согласно работам [32, 33], средняя температура поверхности трения определяется из следующих выражений.

**1 случай.** Мощность трения в начальный момент торможения равна нулю

$$\vartheta_1^* = \frac{(1-\alpha) W_{\tau n b_{\varphi 1}}}{\lambda_1 t_{\tau} A_{a_1}} \left( \frac{1}{3} \tau_N + F_{o_1} \tau_w \right). \quad (IV.45)$$

**2 случай.** Мощность трения в начальный момент торможения не равна нулю

$$\vartheta_1^* = \frac{(1-\alpha) W_{\tau n b_{\varphi 1}}}{\lambda_1 t_{\tau} A_{a_1}} \left[ \left( \frac{1}{3} \tau_N + F_{o_1} \tau_w \right) - \tau_N \frac{2}{\pi^2} \sum \frac{1}{n^2} e^{-(\pi n)^2 F_{o_1} \tau} \right], \quad (IV.46)$$

где  $t_{\tau}$  — полная продолжительность процесса трения (торможения);

$\tau_N$  — временной фактор мощности трения;

$F_{o_1}$  — число Фурье для данного тела;

$\tau_w$  — временной фактор работы трения;

$\tau = \frac{t}{t_{\tau}}$  — безразмерное время трения при торможении ( $0 \leq \tau \leq 1$ ).

В соответствии с формулами (IV.45) и (IV.46) в работе [32] даны графики изменения средней температуры поверхности трения для 11 случаев изменения  $\tau_N$  и  $\tau_w$  при применении в тормозных и фрикционных устройствах ретинакса, металлокерамики, легированных чугунов и других теплостойких фрикционных материалов.

Необходимо указать на интересные решения температурных задач трения, выполненные Л. М. Пыжевичем [28] для железнодорожных тормозов, М. П. Александровым [2] для крановых 158

тормозов, Д. М. Каминским и А. Д. Онопко для фрикционных муфт.

Представляет интерес работа [50], в которой излагаются некоторые задачи определения тепловых режимов эксплуатации тормозов. Р. Х. Фрингс рассматривает три случая изменения теплового потока, генерируемого на поверхности трения. При этом тепловой поток изменяется линейно в зависимости от времени.

Фрингс исследовал также вопрос о выборе оптимальной толщины стенки барабана с учетом глубины прогрева массы барабана. Эта работа интересна тем, что все расчеты доведены до удобных таблиц и графиков, которые легко могут быть использованы в инженерной практике. Расчеты могут дать хорошую точность, когда  $K_{вз} \approx 1$ .

## § 8. РАЗРУШЕНИЕ ПОВЕРХНОСТИ ТРЕНИЯ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ТЕМПЕРАТУРЫ

Высокие температуры, развивающиеся при трении, могут привести к такому нежелательному эффекту, как схватывание с последующим вырывом материала.

Высокие температуры, возникающие в двигателе внутреннего сгорания при нагреве или недостаточности смазки, приводят к переходу от жидкостного трения к граничному и далее к сухому. В зависимости от вида фрикционного сопряжения и применяемых в нем материалов имеют место различные повреждения, например задир поверхности цилиндра поршнем, выплавление подшипника, схватывание с последующей поломкой вала и т. д.; в зубчатых зацеплениях — заедание поверхности зубьев. Заедание может возникать либо из-за больших нагрузок и недостаточных скоростей, либо вследствие высокой температуры, развивающейся при трении.

Как указывалось, при трении в зоне контакта на единичных элементарных источниках возникают температурные вспышки, которые накладываются на поверхностную температуру. Суммарная температура пленки в зоне контакта

$$\vartheta_{\Sigma} = \vartheta_{ac} + \vartheta_s.$$

Отсутствие или наступление заедания может быть представлено неравенством

$$\vartheta_{\Sigma} = \vartheta_{ac} + \vartheta_s \leq \vartheta_{np} = \text{const.} \quad (\text{IV.47})$$

Различают две стадии заедания: ограниченное и прогрессивное [7]. В связи с этим все зубчатые передачи разделяются на три группы:

1) некоторые наиболее ответственные редукторы турбовинтовых авиационных двигателей и другие передачи, в которых заедание в любой форме недопустимо;

- 2) передачи, в которых допустимо ограниченное заедание;  
 3) передачи, в которых при прогрессивном заедании не нарушается работа машины (тихоходные, малоответственные редукторы).

Для анализа критериального уравнения заедания М. Д. Генкин, Н. Ф. Кузьмин, Ю. А. Мишарин [7] предлагают следующую исходную зависимость:

$$c = \psi(f; \sigma; v_1 v_2; l) = f^\alpha \sigma^\beta v_{cк}^\gamma v_2^\delta l^\lambda = \text{const}, \quad (IV.48)$$

где  $v_1$  и  $v_2$  — скорости качения;  
 $l$  — линейный размер;

$$v_{cк} = v_1 - v_2; \quad v_2 = v_1 + v_2; \quad (v_1 > v_2);$$

$\alpha, \beta, \gamma, \delta, \lambda$  — безразмерные величины.

Получаем систему независимых переменных:

Коэффициент трения $f$ . . . . .	0
Напряжение $\sigma$ . . . . .	$ML^{-1}T^{-2}$
Скорость качения $v_2$ . . . . .	$LT^{-1}$
Скорость скольжения $v_{cк}$ . . . . .	$LT^{-1}$
Линейный размер $l$ . . . . .	$L$

Размерность критерия заедания по Олмену-Штраубу

$$C = [ML^{-1}T^{-2}LT^{-1}L] = [MT^{-3}L].$$

Анализ размерностей исходной зависимости при этом дает

$$[MT^{-3}L] = [0]^\alpha [ML^{-1}T^{-2}]^\beta [LT^{-1}]^\gamma [LT^{-1}]^\delta [L]^\lambda. \quad (IV.49)$$

Анализируя размерности исходных величин, исключая неизвестные и группируя независимые переменные с одинаковыми показателями степеней, можно выделить безразмерные комплексы. Анализ размерностей имеет смысл проводить, вводя в исходную зависимость независимые переменные, отражающие свойства материалов, условия теплоотвода, вязкость масла и др.

В табл. 19 приведены наиболее известные расчетные формулы критерия заедания, а также коэффициенты  $\alpha, \beta, \gamma, \delta$  и  $\lambda$ .

Как видно из табл. 19, критерий заедания различен для разных типов и конструкций передач.

Повышенный износ тормозных обкладок тормозов колес реактивных самолетов является следствием весьма высоких температур, возникающих во фрикционной паре. Раньше, при проектировании тормозов, вес тормозного барабана выбирался так, чтобы при поглощении заданной кинетической энергии самолета его объемная температура была бы не выше  $350^\circ\text{C}$ . Теперь же из соображения главным образом обеспечения минимального габарита колеса размеры и вес тормозного барабана выбирают такими, что при поглощении кинетической энергии он нагревается до температуры  $450^\circ\text{C}$  и выше.



## Формулы для расчета критерия заедания

Автор	Исходные предпосылки для вывода формулы	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\delta$	$\lambda$	Исходная зависимость	Расчетная формула	Пределное значение критерия заедания	Тип зубчатых колес, для которых применим критерий
Олмен	Формула эмпирическая	0	1	1	0	0	$\sigma_{\text{вк}}$	$\sigma_{\text{вк}} \leq C_0$	$32\,000 \frac{\text{кг}\cdot\text{м}/\text{см}^2}{\times \text{сек}} \times$	Специальные конические заднего моста автомобиля
Олмен—Штрауб	То же	0	1	1	0	1	$\sigma_{\text{вк}}^2$	$\sigma_{\text{вк}} \leq C_{0\text{ш}}$	$81\,000 \frac{\text{кг}\cdot\text{м}/\text{см}^2}{\times \text{сек}} \cdot \text{мм}$	Цилиндрические прямозубые авиационные
Кистьян	» »	0	1	0	0	0	$\sigma_p$	$\sigma_p \leq [\sigma]_{\text{зд}}^*$	—	Цилиндрические прямозубые
Гофер	» »	0	-2	-1	0	0	$\frac{1}{\sigma^2 v_{\text{вк}}}$	$\frac{m_z b}{10\varphi N} \geq C_{\Gamma}$	—	Цилиндрические прямозубые промышленные
Дэвис	Заедание наступает при достижении удельной мощности трения критической величины	1	4	1	-2	-1	$\frac{f\sigma^2 v_{\text{вк}}}{(v_2)^2 l}$	Формула Дэвиса***	—	Цилиндрические косозубые и шевронные для судовых турбин
Блок	Заедание наступает при достижении температурой пленки масла критической величины	1	3/2	1	$v_1; 1/2$ $v_2$	1/2	$\frac{3}{f\sigma^2 v_{\text{вк}}^2} \frac{1}{(v_2) \delta}$	$\frac{t_0}{3} + \frac{1,85fp}{n} \frac{(v_1 - v_2)}{4} + \frac{1}{\rho^4}$	Зависит от материала контактирующих поверхностей и масла	Все типы с наименьшим контактом при смазке минеральным маслом

\* Зависимость для стальных поверхностей.

\*\* Определяется по методике [11]; рекомендации по назначению  $[\sigma_{\text{зд}}]$  и область применения критерия даны в работе [14].

\*\*\* Расчетная формула Дэвиса тесно связана с предложенной им методикой расчета; ее использование в отрыве от этой методики недопустимо. В связи с этим формула здесь не приводится.

Температура на поверхности трения может быть в 2—3 раза больше объемной температуры.

Высокие температуры, развивающиеся на поверхностях трения в тормозах, приводят к тому, что поверхностный слой тормозного барабана наволакивается на тормозную колодку; образуется одноименная пара чугуи по чугуну, дающая гораздо меньший коэффициент трения [22]. Наволакивание нарушает контакт элементов пары, а это, в свою очередь, уменьшает силу трения и равномерность распределения удельного давления на поверхность контакта колодок с барабаном. В случае наволакивания для получения заданного тормозного момента требуется более высокое давление в тормозе. Высокие температуры могут привести к возрастанию тормозного момента в конце тормозного пути (авиационные, автомобильные тормоза). Пиковый характер нарастания момента в конце торможения опасен, так как это указывает на склонность тормоза к заклиниванию. Кроме того, такое изменение тормозного момента в процессе торможения значительно уменьшает эффективность торможения.

#### **§ 9. СОПРОТИВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ ТЕПЛОМУ ИМПУЛЬСУ И ТЕПЛОВЫМ НАПРЯЖЕНИЯМ ПРИ ТРЕНИИ**

Износ и разрушение материала при трении обусловлены совместным действием поверхностной температуры и температурного градиента, вызывающего напряжение в материале. Когда в материале возникает температурный градиент или когда материал, состоящий из двух и более веществ с различными коэффициентами расширения, нагревается, отдельные его волокна расширяются различно в соответствии с их температурой и коэффициентом расширения. Сопrotивление материала тепловому импульсу понимается как стойкость материала в условиях мгновенной генерации тепла. Таким образом, проблема сопротивления тепловому импульсу и тепловым напряжениям сводится к определению тепловых напряжений, обусловленных температурным полем материала.

Вопросу исследования теплового импульса и тепловых напряжений в энергонагруженных узлах трения в последнее время уделяется все больше внимания.

По расчету тепловых напряжений и тепловой усталости выполнены фундаментальные исследования: в Советском Союзе — И. А. Одингом, С. В. Серенсенем, П. И. Котовым и др.; за рубежом — Л. Ф. Коффиным, С. С. Мэнсоном, В. Г. Лидманом и др.

Материалы в хрупком и пластическом состояниях различно реагируют на тепловые напряжения: хрупкие выдерживают кратковременные нагрузки; пластические могут выдерживать значительные нагрузки, не разрушаясь. При тепловом импульсе тепловые напряжения возникают под действием переменных тем-

пературных градиентов; при этом большое значение приобретает скорость приложения теплового импульса.

Решающим фактором в вопросе трещинообразования хрупкого материала является отношение сопротивления трещинообразованию к максимальному тепловому напряжению:

$$s = \frac{\sigma_0}{\sigma}, \quad (\text{IV.50})$$

где  $s$  — величина сопротивления тепловому удару;

$\sigma_0$  — сопротивление трещинообразованию;

$\sigma$  — максимальное тепловое напряжение.

Если  $s > 1$ , материал не разрушается.

Необходимо отличать тепловое напряжение, возникшее при единичном цикле (единичный тепловой импульс), от тепловой усталости, когда материал разрушается не в результате единичного цикла, а от повторных тепловых напряжений.

Число циклов  $n$  и сопротивление тепловому импульсу  $s$  связаны зависимостью [31]

$$n = e^{m(s-1)} \quad (\text{при } s > 1), \quad (\text{IV.51})$$

где  $m$  — положительная величина, определяемая из эксперимента.

Увеличение сопротивления материалов тепловому импульсу сопровождается увеличением отношения [54]

$$\frac{\lambda \sigma_0}{UE}, \quad (\text{IV.52})$$

где  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности материала;

$\sigma_0$  — сопротивление трещинообразованию;

$U$  — коэффициент теплового расширения материала;

$E$  — модуль упругости.

Мэнсон предлагает два критерия:

$$\frac{\lambda \sigma_a}{EU}; \quad \frac{\sigma_a}{EU}, \quad (\text{IV.53})$$

которыми следует пользоваться при разных числах Био. Критерий Био, в свою очередь, зависит от коэффициентов теплоотдачи, теплопроводности и характерного размера тела. Первый критерий Мэнсон предлагает для малых чисел Био, второй — для больших. Сопротивление тепловому импульсу зависит от свойств материала, формы образца, режима трения, а также условий теплоотдачи. Последнее обстоятельство ограничивает область применения упомянутых критериев.

Перенапряжение поверхностного слоя при трении приводит к его усадке, в результате чего при охлаждении в нем могут воз-

никнуть напряжения, достаточные для образования трещин — волосян на поверхности трения, которые могут развиться вглубь и в дальнейшем вызвать поломки.

На рис. 83 показана поверхность тормозной рубашки камерного авиационного тормоза после 22 торможений. На поверхности трения видны тепловые трещинообразования.

Для оценки сопротивления материалов износу с учетом тепловых и механических свойств были предложены [23]

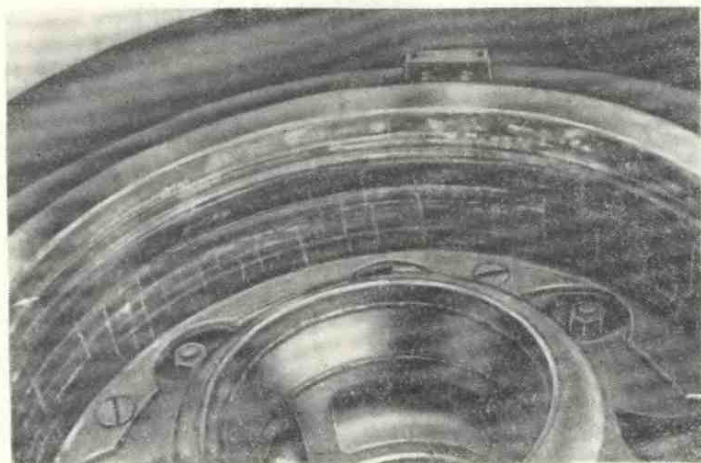


Рис. 83. Поверхность тормозной рубашки камерного авиационного тормоза после 22 торможений

следующие критерии. Первый из них характеризует объемные свойства материала:

$$\frac{\sigma_s(1-\mu)}{EU} (\epsilon\gamma\lambda^3)^{\frac{1}{4}}, \quad (\text{IV.54})$$

где  $\sigma_s$  — предел прочности;

$\mu$  — коэффициент Пуассона;

$U$  — коэффициент теплового расширения.

Второй критерий пригоден для оценки свойств тонкого поверхностного слоя:

$$\frac{\sigma_s(1-\mu)}{EU} \sqrt{\lambda\epsilon\gamma}. \quad (\text{IV.55})$$

Эти критерии, не говоря уже о критерии Oberle [56], который характеризует только механические свойства материала, содержат величины, относящиеся лишь к одному из элементов пары, хотя правильнее было бы учитывать свойства пары трения в

целом и особенности конструкции. Тепловые напряжения обычно выше механических, и при выборе материалов фрикционной пары это обстоятельство следует учитывать.

## § 10. СВАРКА МЕТАЛЛОВ ТРЕНИЕМ

При тяжелых режимах трения, когда имеют место большие скорости и давления, после снятия нагрузки наблюдаются случаи приваривания одного образца к другому. При приемке фрикционных материалов необходимо проверять, не привариваются ли они при снятии нагрузки. Такое явление очень опасно. В тормозах оно, например, может привести к заклиниванию тормоза; при работе на металлообрабатывающих станках — к привариванию стружки к резцу, заднего центра — к обрабатываемой детали и т. д.

А. Е. Чудаков показал возможность получения соединения двух стальных стержней встык с помощью нагрева трением. Исследованию сварки металлов трением посвящена работа В. И. Вилля [6].

Если в обычных условиях трения тепловыделение является нежелательным, так как приводит к схватыванию и задиру, то при сварке трением тепло является полезным. В этом случае соединение образуется путем пластического деформирования свариваемых элементов. Нагрев осуществляется за счет тепловыделения.

В процессе сварки все загрязнения, имеющиеся на поверхностях трения, разрушаются и удаляются в результате совместного действия пластических деформаций и температур. Вследствие этого сварной шов, полученный трением, не имеет пор, раковин, окислов, различных инородных включений и других дефектов. Металл шва отличается высокой прочностью и пластичностью.

При выборе режимов этой технологической операции определяющими являются прочностные характеристики сварного шва. Интенсивность тепловыделения зависит от скорости относительного вращения, давления, номинальной площади контакта и условий теплоотвода.

Процесс сварки трением можно разделить на три этапа. Для первого этапа характерным является преобладание явлений внешнего трения (сухое и граничное); для второго — нагрев тонкого поверхностного слоя и появление очагов схватывания. Третий этап отличается высокими температурами.

При анализе этих этапов, записанных на осциллограммы, В. И. Вилль установил, что количество тепла, выделенное в первой фазе, составило  $\sim 1\%$ , во второй  $\sim 12\%$ , в третьей  $\sim 87\%$ ; таким образом, в третьей фазе происходило наибольшее тепловыделение и соответствующие ему пластические деформации (осадка) свариваемых деталей.



Рис. 84. Микроструктура сварного соединения (В. И. Вилль).  $\times 70$

При сварке трением в зоне трения образуется мелкозернистая специфическая структура.

На рис. 84 показана характерная структура сварного соединения. Для сварки был взят прутковый материал из стали Ст.3 диаметром 10 мм. Режим сварки был следующий:  $n = 3000$  об/мин;  $p = 6$  кг/мм<sup>2</sup>;  $t = 3$  сек;  $l = 6$  мм (суммарная осевая осадка). Как видно из микрофотографии, граница раздела между поверхностями трения полностью исчезла.

Свариваться трением могут не только одноименные, но и большое число сочетаний разноименных материалов, как например сталь с латунью, сталь с медью, медь с латунью и др. Размеры изделий могут быть от 3,5 до 200 мм; однако эти величины, как указывает В. И. Вилль, нельзя считать предельными.

## § 11. ПРИБЛИЖЕННЫЕ КОСВЕННЫЕ МЕТОДЫ ОЦЕНКИ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ТРЕНИИ

Из-за отсутствия метода измерения температур твердых тел при трении, который был бы универсален и давал достаточно высокую точность, разработано несколько способов применительно к разным конкретным случаям. А. М. Даниеляном [11] предложена классификация методов измерения температуры при резании.

К приближенным оценочным методам относятся:

1) метод цветов побежалости, когда по виду теплоотдающих поверхностей можно судить о температуре, развиваемой при трении;

2) способ применения легкоплавких веществ, заключающийся в том, что на поверхность трения наносится порошок вещества, температура плавления которого известна; имея в распоряжении ряд таких веществ, можно приближенно определить исследуемый интервал температур;

3) прием, основанный на использовании составов, чувствительных к изменению температуры; при этом методе применяются восковые карандаши, термокраски, пигментированные термочувствительными соединениями; погрешность определения температур 5—10%, на что влияет также время воздействия температуры на краску;

4) метод, при котором о температуре судят по изменению структуры материала пары трения.

В этой области следует отметить работы [5, 9, 10, 19].

Анализируя фазовые превращения, происходящие в результате воздействия температуры, можно косвенно судить о температуре при трении. Например, при трении пары пластмасса 22 — чугун ЧНМХ образуется новый промежуточный слой со структурой, соответствующей температурам (рис. 85) порядка 1100—1200°С. Наличие цементитной сетки и крупных

цементитных игл характерно для температур порядка 1100—1200° С на поверхности трения.

В другой фрикционной паре — пластмасса 6ФП — чугун ЧНМХ — судят о возникающих вследствие трения температурах по структуре латунной проволоки, входящей в состав пластмассы. Так, на глубине 3 мм от поверхности трения латунная проволока имеет крупнозернистую структуру, характерную для рекристаллизованного материала (рис. 86). Это указывает на то, что температура в данном случае достигала примерно 400° С. На рис. 87 для сравнения показана структура исходной латуни.



Рис. 85. Промежуточный слой на поверхности трения пластмассы 22, работавшей в паре с чугуном ЧНМХ

По характеру заполнения латунным слоем трещин в тормозном барабане можно судить, что температура не превосходила температуру плавления.

По структуре поверхностного слоя можно определить не только максимальные температуры на поверхности, но и характер распределения их. Например, поверхностный латунный слой (рис. 88), вероятно, имел температуру плавления только в отдельных, локальных местах, так как структура поверхностного слоя неоднородна. Во многих других местах поверхностный латунный слой имел структуру мелкозернистой деформированной латуни; это указывает на то, что в этих местах температура еще не достигла температуры плавления (рис. 89). Таким методом можно определить интервал температур, вызывающих изменение структуры. Исследование процессов трения, протекающих в условиях более низких температур, не дающих фазовых или структурных изменений, требует применения других методов.



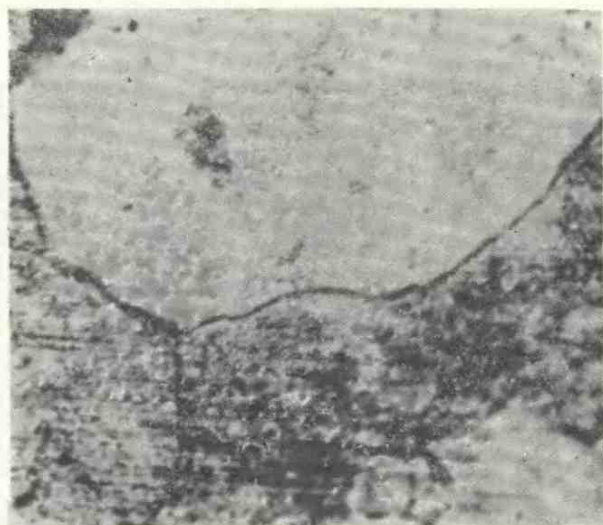


Рис. 86. Рекристаллизованная латунь. Поперечный шлиф.  
Расстояние 3 мм от поверхности трения

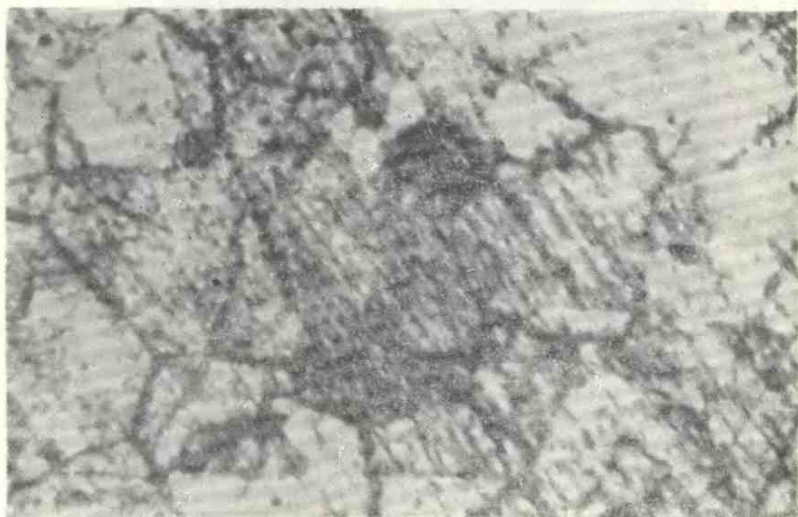


Рис. 87. Структура исходной однородной латуни

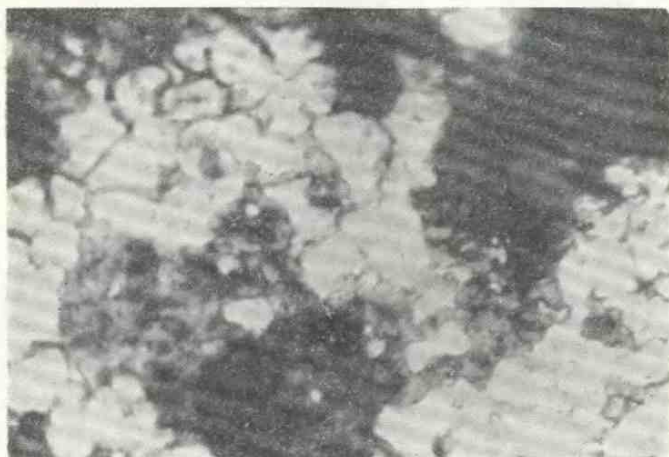


Рис. 88. Литая латунь

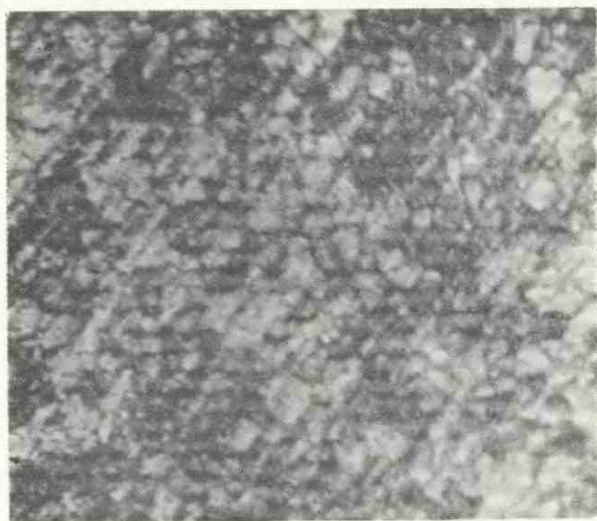


Рис. 89. Деформированная латунь в поверхностном слое

Использование так называемых «свидетелей» вследствие иных их теплофизических свойств не приводит к заметному уточнению при определении температуры.

## § 12. МЕТОДЫ, ПРИ КОТОРЫХ ТЕМПЕРАТУРА НЕПОСРЕДСТВЕННО РЕГИСТРИРУЕТСЯ ПРИБОРАМИ

**Метод естественной термопары.** В этом случае в качестве элементов термопары используется сама пара трения. Преимуществом метода является малая инерционность.

К недостаткам следует отнести то, что

1) естественной термопарой измеряется усредненная температура на контакте;

2) тарирование приходится производить с помощью искусственной термопары;

3) скачки тока, вызванные как мгновенными вспышками температуры, так и скачками сопротивления в зоне контакта, могут повлечь за собой [20] экстратоки размыкания и зависить результаты измерения [42];

4) метод применим только для пары металл — металл.

С. А. Сухов [30] предложил измерять температуру своеобразным методом естественной термопары. Этот метод состоит в следующем. Берется одноименная пара трения. На один из элементов пары наносится тонкий слой другого металла. При этом поверхность трения будет являться одним спаем, поверхность сцепления покрытия другим элементом, — другим спаем. При трении в цепи создается термо-э. д. с. Располагая набором образцов с различной толщиной покрытия, можно судить о градиенте температуры. Материал покрытия должен быть износостойким, обладать хорошими термоэлектрическими свойствами, прочно сцепляться с основным материалом.

А. С. Ваграмян [4] предложил метод двух контактов, который несколько устранил некоторые недостатки естественной термопары.

**Метод определения температуры посредством термометра сопротивления.** Полная установка для использования термометра сопротивления должна включать в себя, кроме термометра, состоящего из вольфрамовых проводов (для кожуха применяется платина, медь, никель, железо), источник тока и чувствительное измерительное устройство. И. Ф. Кавинов [13] применил термометр сопротивления для определения температуры поверхности трения барабана при испытаниях на тормозном стенде. Термометр сопротивления закрепляется в колодке. Им измеряется лишь некоторая средняя объемная температура.

**Метод полусискусственной термопары** позволяет достаточно хорошо определять температуру в объеме вблизи поверхности трения. Один из элементов искусственной термопары привари-

вается или припаивается к данному металлическому элементу пары трения, который сам является вторым электродом.

Этим методом можно измерять температурные градиенты в более тонких слоях материала, так как отверстие сверлится под один провод, а не под два провода и спай термопары. Однако этот метод имеет и существенные недостатки:

- 1) трудность тарирования;
- 2) изменение тарировок в результате структурных и химических изменений самого испытуемого материала;

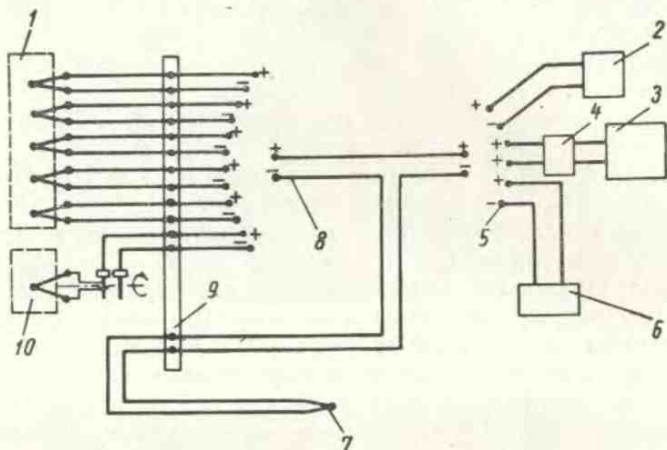


Рис. 90. Схема измерения температур в подвижном и неподвижном образцах:

1 — термодатчики в неподвижном образце; 2 — потенциометр; 3 — осциллограф 3SO-101; 4 — усилитель; 5 — переключатель; 6 — гальванометр; 7 — реперный спай; 8 — переключатель; 9 — зонный термостат; 10 — термопара во вращающемся образце

3) возможность измерений только в металлических материалах [11].

**Метод искусственной термопары** наиболее широко применяется для исследования температурных полей [11, 20, 23, 27, 29, 39]. Преимущество применения термопар с точечными контактами при исследовании температурных полей объясняется тем, что этим методом можно измерить значительные градиенты температур.

На рис. 90 показана схема измерения температур во вращающемся и неподвижном образцах при испытании на трение и износ на установке И-47. Такая схема установки термопар позволяет построить температурное поле в образцах и экстраполяцией уточнить температуру на поверхности трения (в данных испытаниях имел место установившийся температурный режим).

На рис. 91 показаны температурные поля в паре трения ретинакс ФК-24А — чугун ЧНМХ. По оси ординат отложено расстоя-

ние от поверхности трения в обоих элементах, по оси абсцисс — температура. Температурные поля получены для различных скоростей скольжения (при улучшенных условиях теплоотвода).

При скоростях скольжения 800 м/сек и более для измерения температуры была применена [46] термопара из платино-палладиевых проволок диаметром 0,02 мм, у которых не был заранее подготовлен спай. В образце, разрезанном на две половинки (рис. 92), были зажаты с изоляцией слюдой термопары, концы которых располагались на уровне поверхности образца, в месте касания его с вращающимся шаром при затормаживании.

При соприкосновении шара с образцом происходило пластическое течение металла, и таким образом создавался горячий спай термопары.

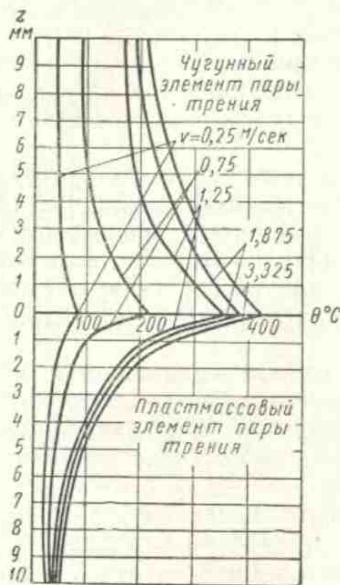


Рис. 91. Температурное поле в паре трения ретинакс ФК-24А — чугун ЧНМХ при трении торцом

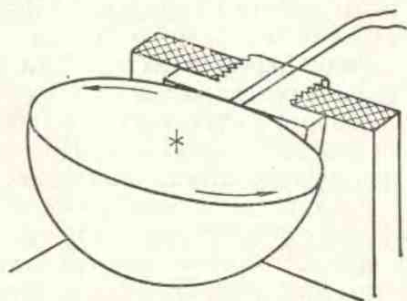


Рис. 92. Схема измерения температуры на установке Бодена и Фрейтага

Точность измерения температуры искусственными термопарами ограничивается рядом причин: отсутствием однородности проволок термопары; загрязнением или структурными изменениями проволок со временем; паразитными э. д. с. в проводящих проволочках и клеммах; неодинаковой величиной спаев [26]. Эти погрешности можно в какой-то степени учесть. В этом случае определение температуры методом искусственной термопары становится более точным.

**Метод скользящей термопары [1].** Этим методом измеряется температура не между интересующими нас поверхностями, а между одной из поверхностей и соответствующим элементом термопары.

В связи с различными условиями теплоотдачи может иметь место соответствующая погрешность измерения.

**Метод комбинированной термопары** используется для быстро протекающих тепловых процессов при трении, особенно, когда износ контактирующих тел значительный. Комбинированная термопара как бы сочетает в себе искусственную и естественную термопары. Показания ее мало зависят от степени износа деталей машин.

Такая термопара была разработана для исследования фрикционных амортизаторов автосцепки железнодорожного транспорта Б. Г. Кеглиным и Б. И. Храповым. Термопара такого же типа, но несколько другого конструктивного исполнения, разработана В. М. Горюновым [8] для исследования трения и износа металлов и сплавов при нестационарном высокоскоростном режиме.

Для исследования трения фрикционных пар в лабораторных и натуральных условиях целесообразно применять различные типы термопар. Результаты исследования различных типов термопар для этих целей приведены в работе [36], в которой также даны рекомендации по применению того или иного типа термопар в зависимости от физико-механических характеристик трущихся материалов и режима трения.

**Радиационный метод.** При этом методе сравнивается испускательная способность тела с испускательной способностью идеального излучателя — абсолютно черного тела, находящегося при той же температуре. При этом учитываются непрозрачность тела, шероховатость его поверхности.

Различают пирометры для полного излучения, в которых используется полный поток тепловой и световой радиации, и для однородного излучения с определенной длиной волны, т. е. пирометры определенного цвета. Вторые приборы дают более точный результат. Преимуществом пирометров излучения при сравнительно небольшой точности является их малая инерционность.

Martin и Wilson [55] применили пирометр излучения для измерения температуры на поверхности трения тормозного барабана при испытании колодок на тормозном стенде. Как утверждают авторы, этим методом удалось замерить температуры более высокие, чем фиксировали термопары, помещенные на некоторой глубине от поверхности трения.

Другим методом, который можно отнести к той же группе измерений, является использование люминофоров (термография) [57]. Для этой цели, в частности, используют  $ZnCdS$ , который был активизирован  $Ag$  и  $Ni$  (порядка 10%), что весьма повышает его чувствительность к температурным явлениям. Выход люминесценции сравнительно мал, так что термография с помощью люминофоров требует весьма мощных источников ультрафиолетовых лучей. Разработаны два метода термографии: контактный и проекционный.

Первый способ едва ли применим для наших целей, так как в этом случае люминофор наносится в виде порошка на исследуемую поверхность. При проекционном методе люминесцирующий экран помещается на некотором расстоянии от исследуемого тела и подвергается действию теплового излучения последнего. По интенсивности потемнения экрана определяют возникающую температуру. По сравнению с термоэлектрическими методами измерения термографический метод менее чувствителен и из-за толщины и материала экрана связан с большей инерцией.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Александров М. П. Тормоза подъемно-транспортных машин. М., Машгиз, 1953, 228 стр.
2. Александров М. Н. Тормозные устройства в машиностроении. М., Изд-во «Машиностроение», 1965, 676 стр.
3. Альшиц И. Я. Исследование условий перехода от граничного трения к заеданию трущейся пары. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. М., 1950.
4. Ваграмян А. С. Новый метод измерения температуры на поверхности трения разнородных металлов. «Вестник машиностроения», 1958, № 7, стр. 13—15.
5. Введенский В. В., Барина А. И. Исследование фрикционных свойств низкоуглеродистых сплавов на железной основе. Сб. «Повышение эффективности тормозных устройств». М., Изд-во АН СССР, 1959, стр. 62—81.
6. Вилль В. И. Сварка металлов трением. М.—Л., Машгиз, 1959, 87 стр.
7. Генкин М. Д., Кузьмин Н. Ф., Мишарин Ю. А. Вопросы заедания зубчатых колес. М., Изд-во АН СССР, 1959, 147 стр.
8. Горюнов В. М. Исследование трения при нестационарном высокоскоростном режиме. Сб. «Новое в теории трения». М., Изд-во «Наука», 1966, стр. 91—97.
9. Грозин Б. Д. Износ металлов. Киев, Гостехиздат, 1951, 252 стр.
10. Гудченко В. М. и Крагельский И. В. Основы создания фрикционных материалов для напряженных тормозов. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. XII, М., Изд-во АН СССР, 1958, стр. 78—118.
11. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов. М., Машгиз, 1954, 276 стр.
12. Ильченко О. Т., Капинос В. М. Тепловая проводимость слоя, образованного выступами шероховатости. «Известия вузов. Энергетика», 1958, № 9, стр. 77—89.
13. Кавинов И. Ф. О коэффициенте трения тормозных накладок. «Автомобильная промышленность», 1947, № 8, стр. 1—6.
14. Кистьян Я. Г. Критерии заедания поверхностей зубьев зубчатых колес. «Вестник машиностроения», 1958, № 10, стр. 10—17.
15. Кистьян Я. Г. Методика расчета зубчатых зацеплений на прочность. М., Машгиз, 1954, 88 стр.
16. Кифер Л. Г., Абрамович И. И. Грузоподъемные машины. Ч. I, М., Машгиз, 1956, 486 стр.
17. Коровчинский М. В. Основы теории термического контакта при локальном трении. Сб. «Новое в теории трения». М., Изд-во «Наука», 1966, стр. 98—143.
18. Коровчинский М. В. Локальный термический контакт при квазистационарном тепловыделении в процессе трения. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 73—81.

19. Костецкий Б. И. Износостойкость деталей машин. Киев—М., Машгиз, 1950, 168 стр.
20. Крагельский И. В. О моделировании процессов, протекающих на поверхности трения. Сб. «Повышение износостойкости и срока службы машин». М., Машгиз, 1956, стр. 17—27.
21. Крагельский И. В., Чичинадзе А. В. Методика испытания тормозных материалов на новой установке трения И-47 ИМАШ АН СССР. «Заводская лаборатория», 1954, № 5, стр. 607—610.
22. Крагельский И. В., Чупилко Г. Е., Чичинадзе А. В. Процессы трения в тормозах авиаколес. Подбор фрикционных пар. М., Изд-во АН СССР, 1955, 190 стр.
23. Куяи А. И. Исследование тепловых явлений в поверхностных слоях металлов при трении и износе, резании и шлифовании. Автореферат на соискание ученой степени канд. техн. наук. Киев, 1954.
24. Левицкий М. П. О температуре поверхности трения твердых тел. ЖТФ. Вып. 9, 1949, стр. 1010—1014.
25. Лыков А. В. Теория теплопроводности. М., Гос. изд. технико-теоретической литературы, 1952, 392 стр.
26. Методы измерения температуры. Сб. статей. М., Изд-во иностр. лит., 1954.
27. Пыжевич Л. М. К вопросу о температурном режиме бандажей и ободов колес при колодочном торможении. Труды МЭМИИТ им. Ф. Э. Дзержинского. Вып. 55, Трансжелдориздат, 1948, стр. 81—151.
28. Пыжевич Л. М. Расчет фрикционных тормозов. М., Изд-во «Машиностроение», 1964, 228 стр.
29. Рыкалин Н. Н. Тепловые основы сварки. Ч. I, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1947.
30. Сухов С. А. О методах измерения температур при трении твердых тел. III научно-техническая конференция по вопросам повышения износостойкости и срока службы машин. М., Машгиз, 1957.
31. Ченг К. М. Сопротивление тепловому удару. «Американская ракетная техника», 1951, № 6.
32. Чичинадзе А. В. Расчет и исследование внешнего трения при торможении. М., Изд-во «Наука», 1967, 40 стр.
33. Чичинадзе А. В. Определение средней температуры поверхности трения при кратковременном торможении. Сб. «Трение твердых тел». М., Изд-во «Наука», 1964, 85 стр.
34. Чичинадзе А. В. Определение температуры на фактической точке касания в процессе торможения. Сб. «Вопросы трения и проблемы смазки». М., Изд-во «Наука», 1967.
35. Чичинадзе А. В. Тепловая динамика внешнего трения. Сб. «Новое в теории трения». М., Изд-во «Наука», 1966, стр. 146—157.
36. Чичинадзе А. В., Браун Э. Д., Абакумкин А. Г. Термопары для исследования пар трения. «Заводская лаборатория», 1965, № 6, стр. 753—755.
37. Чичинадзе А. В., Ласовская Л. Б. Применение вычислительной техники для расчета режимов работы фрикционных тормозов. «Машиноведение», 1965, № 5, стр. 101—108.
38. Чичинадзе А. В., Сидоренко Г. С. Теплофизические параметры и коэффициенты распределения тепловых потоков для расчета температур трения теплостойких фрикционных пар. «Машиноведение», 1965, № 3, стр. 76—78.
39. Чичинадзе А. В., Трояновская Г. И. Температурное поле, коэффициент трения и износ фрикционных пар. Филиал ВИНТИ. Тема 20, М., Изд-во АН СССР, 1957, 27 стр.
40. Чудаков Е. А. Расчет автомобиля. М., Машгиз, 1947, 586 стр.
41. Щедров В. С. Температура на скользящем контакте. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. X, М., Изд-во АН СССР, 1955, стр. 155—296.



42. Щедров В. С. и Чичинадзе А. В. О коэффициенте взаимного перекрытия. Сб. «Повышение эффективности тормозных устройств. Свойства фрикционных материалов». М., Изд-во АН СССР, 1959, стр. 180—183.

43. Янковская Л. В. Анализ работы ленточного тормоза на основе динамики тормозного контакта. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. 6, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 85—96.

44. Archard J. F. The Temperature of Rubbing Surfaces. «Wear», 1959, No 6, vol. 2, pp. 438—455.

45. Block H. Measurements of Temperature Flashes on Gear Teeth Under Extreme Pressure Conditions. Proc. Gen. Disc. on Lubricating and Lubricants «Inst. Mech. Eng.», 1937, vol. 11, Group III, pp. 14—20.

46. Bowden F. P. and Freitag E. H. The Friction of Solids at Very High Speeds. I—Metal on Metal, II—Metal on Diamand. «Proc. Roy. Soc.», 1958, No 1254, vol. 248, Ser. A., pp. 350—367.

47. Bowden F. P., Ridler K. E. W. The surface temperature of sliding metals. The temperature of Lubricated surfaces. «Proc. Roy. Soc.», 1936, No 883, vol. 154, p. 640.

48. Charron F. Partage de la chaleur entre deux corps frottants. «Publ. scient. et techn. Ministere air», 1943, No. 182.

49. Fazekas G. A. G. Temperature Gradients and Heat Stresses in Brake Drums. «SAE Transactions». 1953, vol. 61, pp. 279—308.

50. Frings R. H. Heat Phenomena and Industrial Brakes calculation. «A. M. I. Mech. E.», 1958.

51. Hasselgruber H. Der Schaltvorgang einer Trockenreibungs Kupplungs bei kleinster Erwärmung. «Konstruktion», 1963, H. 2.

52. Holm R. Calculation of Temperature Development in Contact Heateu in Contact Surface and Application to the Problem of Temperature Rise in Sliding Contact. «J. App. Phys.», 1948, No. 4, vol. 19, pp. 361—366.

53. Jaeger T. C. Moving sources of heat and the temperature of sliding contacts. «J. and Proc. Roy. Soc. New South Walls», 1942, vol. 56, Pt III, p. 203.

54. Manson S. S. Behavior of Materials Under Conditions of Thermal Stress. «NACA Report», 1954, N 1170.

55. Martin J. and Wilson J. E. Unusual Temperature in Brake Drums. «Automotive Industries», 1954, No. 12.

56. Oberle T. L. Properties Influencing Wear of Metals. «J. of Metals», 1951, No. 6, vol. 3, pp. 438—439.

57. Urbach F., Nail N. R. and Pearlman D. Observation of Temperature Distributions and of Thermal Radiations by Means of Non—Linear Phosphors Soc. America—V, v. 39, n. 12, pp. 1011—1019, Dec 1949.

## § 1. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА. КЛАССИФИКАЦИЯ ВИДОВ ИЗНОСА

Контактирующие поверхности под воздействием сил трения могут разрушаться различным образом. В гл. I были рассмотрены некоторые виды разрушения поверхностей трения. Тот или иной вид разрушения зависит как от свойств трущихся тел, так и от внешних условий, нагрузки и скорости скольжения. Нагрузка, точнее относительное внедрение, обуславливает вид нарушения фрикционных связей. При скольжении поверхностные слои нагреваются, в результате чего свойства их изменяются. В некотором интервале сближений и температур вид нарушения фрикционных связей остается неизменным, типичным для данных условий. В связи с этим оказывается возможным различать виды износа. Существует несколько классификаций видов износа.

Первая классификация была предложена Бринелем в 1921 г., который в зависимости от кинематического признака и наличия прослойки между поверхностями различал износ:

- 1) при трении качения со смазкой; 2) при трении качения без смазки; 3) при трении скольжения со смазкой; 4) при трении скольжения без смазки; 5) между двумя твердыми телами; 6) с разделением твердых тел промежуточным шлифующим порошком.

Развернутую классификацию видов износа дал в 1937 г. В. Ф. Лоренц [30].

Детальную классификацию видов износа предложил в 1947 г. А. К. Зайцев [8].

Burwell и Strong [57] различают износ, происходящий вследствие:

- 1) адгезии; 2) коррозии; 3) наличия абразивных частиц; 4) пропахивания твердыми неровностями более мягкого контртела; 5) различных причин — эрозии поверхностей, усталости и др.

Б. И. Костецкий [19], рассматривая процессы, протекающие в поверхностных слоях металлов под воздействием сил трения, различает следующие виды износа:

1) износ схватыванием первого рода; 2) окислительный, связанный с поглощением кислорода воздуха поверхностным слоем металла; 3) тепловой; 4) абразивный; 5) осповидный (усталостный).

Подробная классификация видов износа по служебным признакам предложена М. М. Хрущовым [50].

Е. Н. Швецовою и И. В. Крагельским [53] разработана классификация видов износа, построенная на рассмотрении трех последовательных этапов: 1) взаимодействие поверхностей, происходящее при скольжении; 2) их изменение; 3) разрушение поверхностей. Так как до сих пор еще четко не выявлены признаки, по которым надлежит классифицировать износ, то, естественно, не создано и единой классификации видов износа. Однако, если интересоваться видом разрушения поверхностей (классификации Барвелла, Хрушова, Швецовою — Крагельского), то, как видим, предложенные классификации примерно одинаково различают эти виды повреждений. В гл. I (см. рис. 18) приведены предложенные нами пять видов нарушения фрикционных связей, которые могут рассматриваться применительно к материалу основы и к измененному поверхностному слою, в частности к пленке окисла. Этими видами нарушения фрикционных связей охватываются все возможные виды износа. Наука об износе в основном была сосредоточена на изучении частных видов износа.

Длительное время одним из основных предметов научных исследований было изучение износа под воздействием твердых частиц. Этому виду износа были посвящены работы [9, 12, 14, 27, 30, 31, 45, 72, 74, 81].

Серия глубоких исследований по изучению износа в условиях сухого трения и трения со смазкой была выполнена альдермастонской школой исследователей: Hirst и Lancaster [61], Archard и Hirst [55] и др.

Менее подробно изучены другие виды износа. Например, износ при схватывании металлов изучался в основном В. А. Кисликом [13], Г. Д. Полосаткиным [34] и В. Н. Кашеевым [10].

Обобщенные данные по исследованию износа при схватывании можно найти в монографии В. Д. Кузнецова [26].

Износ, как результат образования пленки окисла и ее сдирания, детально изучили Mailander и Dies [68], применительно к калибрам — А. Л. Честнов [51]. В этой связи представляют интерес исследования Quinn [70] и Yoshimoto [84], которые получили аналитические выражения для определения величины износа в присутствии пленок окислов.

Представляет интерес работа С. П. Козырева [15], исследовавшего закономерности кавитационно-абразивного износа. В частности, отмечено, что развитие процесса во времени протекает нелинейно, т. е. имеется определенный «инкубационный

период», предшествующий процессу износа. Частицы износа отделяются в результате многократного деформирования. Сами частицы имеют следы деформаций в виде наслоений, вмятин и т. п.

Рассмотрим некоторые общие концепции о природе износа и формулы, построенные на основе этих концепций. Оговоримся, что таких исследований пока очень немного. Сформулированные некоторые общие идеи о причинах износа большей частью не доведены до физических моделей, позволяющих производить анализ и расчет этого процесса.

За последние 2—3 года получила известное развитие усталостная теория износа, особенно применительно к полимерам. Следует указать на исследования по этому вопросу, выполненные в Институте машиноведения [20], в Институте пластмасс [38] и в НИИШПе [42].

Rabinowicz [71] предложил теоретическое построение, связывающее износостойкость материалов с их поверхностной энергией.

## § 2. НЕКОТОРЫЕ ОБЩИЕ КОНЦЕПЦИИ И РАСЧЕТНЫЕ МОДЕЛИ

Одна из первых концепций, описывающих процесс износа, сформулирована Н. Н. Давиденковым, рассматривающим механический износ как два самостоятельных, протекающих одновременно процесса истирания и смятия. Под первым Давиденков понимал отрывание с последующим удалением частиц металла, под вторым — расплющивание материала под действием движущегося груза [7]. Далее он указывает, что применение истирающего материала (наждака, опилок, кварцевого песка) или шлифующих орудий существенно изменяет физическую природу износа, внося в нее элементы резания и приближения к обработке резцом.

Д. В. Конвисаров [18] видит природу износа в трех процессах: 1) хрупком скалывании частиц, 2) пластическом деформировании (смятии), 3) окислении. Эта концепция не является строго сформулированной, ибо автор не указывает, каким же образом окисленный слой будет удален.

П. А. Ребиндер и его ученики [38—41] рассматривают процесс износа как поверхностное диспергирование в результате многократной пластической деформации, приводящей к упрочнению и усталостному разрушению. Адсорбционное или адсорбционно-химическое воздействие окружающей среды интенсифицирует этот процесс, облегчая пластическое деформирование и последующее хрупкое разрушение металлов в поверхностном слое. Это, в свою очередь, облегчает приработочный (полезный) износ в условиях высоких контактных давлений. Под влиянием адсорбционно-активной смазки имеет место в дальнейшем значи-

тельное повышение гладкости поверхности, приводящее к снижению давления, и упрочнению поверхности, что, в свою очередь, приводит к резкому снижению установившегося износа. Концепция П. А. Ребиндера учитывает неоднородность реальных тел и позволяет устанавливать влияние на износ окружающей среды (смазки, воздуха и др.).

Первая количественная зависимость, связывающая износ со свойствами материалов и внешними условиями трения, была сформулирована В. Тонном применительно к абразивному износу в 1937 г.

Тонн, пользуясь понятием относительной износостойкости, представляющей собой отношение износа данного образца к износу эталона (целлюлоид), получил линейную зависимость

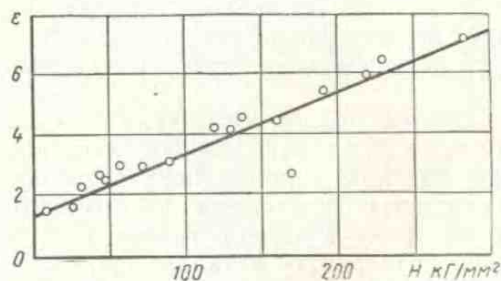


Рис. 93. Зависимость между относительной износостойкостью и твердостью различных чистых металлов и однородных сплавов (по Тонну)



Рис. 94. Зависимость между относительной износостойкостью и твердостью чистых металлов (по Хрущову и Бабичеву)

между относительной износостойкостью и твердостью материала (рис. 93). По Тонну

$$\frac{B_2}{B_1} = KH + b. \quad (V.1)$$

М. М. Хрущов и М. А. Бабичев [47, 48] подтвердили эту зависимость для технически чистых и отожженных металлов, получив, что-

$$\frac{B_2}{B_1} = a \frac{H}{q_a}. \quad (V.2)$$

В этих формулах

$\frac{B_2}{B_1}$  — отношение износа испытуемого образца  $B_2$  к износу эталона  $B_1$ ;

$K$  и  $b$  — константы в уравнении;

$H$  — твердость испытываемого образца;

$a$  — коэффициент пропорциональности;

$q_a$  — номинальное удельное давление, т. е. прямая (рис. 94), характеризующая относительную износостойкость в зависимости от твердости, проходит через начало координат.

Длительное время была распространена точка зрения, согласно которой абразивный износ связывался с наличием в контакте твердых частиц, попавших извне (например, песка из почвы) или образовавшихся в процессе износа (предельно наклепанные частицы износа). Считали, что эти частицы вследствие более высокой твердости режут материал. Так, например, объясняли износ почвообрабатывающих и других машин. В лабораторных испытаниях это явление моделировалось действием абразивной шкурки, наждачной бумаги, корундового полотна на изнашиваемую поверхность.

Мерой борьбы с абразивным износом сторонники этих взглядов считали защиту поверхностей от попадания посторонних твердых частиц и повышение твердости поверхностей до значений, превышающих твердость посторонних частиц, называемых абразивными.

Практика показала, что даже при полном отсутствии твердых посторонних частиц наблюдается износ (нитепроводящие органы и фильеры на фабриках искусственного волокна, поручни, износ силовых гидросистем, где полностью исключена возможность попадания посторонних частиц, износ металлов тканью и другое). Выяснилось, что повышение твердости металлов при работе их в грунте (даже в песчаном) не приводит к желаемому повышению износостойкости. Это заставило более глубоко изучить воздействие твердых частиц (абразива) на материал, причем выяснилось, что в зависимости от формы абразива и действующих нагрузок могут иметь место все пять описанных выше видов нарушения фрикционных связей. За последнее время более детальное исследование действия твердых частиц на материал применительно к почвенным условиям выполнено В. Н. Ткачевым [46].

Исследованию износа при действии абразива, находящегося между поверхностями трения, а также и других видов износа горных машин посвящена монография М. М. Тенненбаума [45].

Глубокие теоретические исследования действия абразива на материал выполнены В. Н. Кашеевым [11], который констатировал, что механизм износа материалов абразивными зернами различной степени закрепленности (свободное зерно, абразивная среда, абразивный круг) носит совершенно разный характер в силу неодинаковости схем разрушающих напряжений  $\left( \frac{\tau_m}{\sigma_{nприв}} \right)$ .

Основной вывод, к которому пришли исследователи, занимавшиеся оценкой износостойкости материалов при истирании их по жестко закрепленному абразиву, состоит в том, что износ прямо пропорционален нагрузке и обратно пропорционален твердости:

$$I \sim \frac{q}{H},$$

что справедливо лишь для данных частных условий.

В общем случае износ пропорционален нагрузке в степени, большей единицы. Это подтверждают Eszlinger [59], Sporkert [78], В. М. Гутерман и М. М. Тенненбаум [6], Н. М. Серник [44], В. Г. Колесов [17], Д. И. Горин [4, 5].

Д. И. Горин [4] констатировал, что твердость не является достаточно надежным критерием износостойкости. Так, например, пальцы гусеничной цепи из стали 45, закаленные до твердости *HRC* 52—58, изнашиваются больше, чем такие же пальцы, имеющие твердость *HRC* 32—36. Эту же точку зрения разделяют Rosen [76], Wellinger [83], Rosenberg [77].

В. Н. Кашеев пишет, что износостойкость [12] отожженных технически чистых металлов при комнатной температуре линейно связана с их модулем упругости *E*, определенным ультразвуковым методом. Изнашиваемость отожженных технически чистых металлов в потоке высокотвердых абразивных частиц в общем тем меньше, чем выше их твердость. Однако строгой однозначной зависимости между износостойкостью и твердостью этих металлов не существует. Следует признать, что износостойкость в данном случае более тесно связана с модулем упругости, чем с твердостью.

Как и для сплавов алюминий-никель, модуль *E* выступает здесь скорее в качестве характеристики сил связи, хотя и косвенной, чем в качестве характеристики упругости (чем больше *E*, тем согласно Герца должны возникать большие напряжения при ударе).

Полученная в исследованиях В. Н. Кашеева связь износостойкости технически чистых металлов в абразивном потоке (свободное зерно) аналогична известным закономерностям Спурра и близка закономерностям, полученным В. Тонном для жестко закрепленного зерна, что указывает на некоторую общность этих вообще-то не одинаковых процессов разрушения.

Однако нельзя ожидать подобной зависимости между износостойкостью и модулем упругости для материалов весьма разнородных, таких как плексиглас, мрамор, резина, кость, кварц, эбонит, так как в большинстве своем эти материалы не кристаллические, а по своим свойствам весьма далеки друг от друга. Действительно, эксперименты показали отсутствие какой-либо связи

износостойкости в потоке абразивных частиц с модулями упругости перечисленных неметаллических материалов.

В. Н. Кащеев показал, что не всякое структурное изменение может повышать износостойкость. Оказывается, что обычное упрочнение наклепом в этом отношении бесполезно. Предварительно заданный статическим деформированием наклеп стали, латуни, алюминия не изменяет их сопротивления изнашиванию в случае закрепленного и свободного абразивного зерна, а также в случае воздействия по методу взаимного шлифования (хотя твердость изменяется значительно).

В. Н. Ткачевым изучалось взаимодействие модели единичного абразивного зерна (конус из сплава ВК6 с углом при вершине  $120^\circ$  и радиусом закругления  $0,1$  мм) с металлом. Результаты исследований показали, что механизм разрушения материала изменяется в зависимости от соотношения твердостей изнашивающих частиц и материала. Были выявлены три вида разрушения: скалывание металла (если он не очень тверд), пластическое оттеснение металла и коррозионный механический износ — удаление окисной пленки (если твердость частиц износа очень мала). Работы В. Н. Ткачева находятся в соответствии с исследованиями, ранее выполненными С. Л. Наумовым [33].

Ряд экспериментов, приведенных В. Н. Ткачевым, показал, что в общем случае износостойкость зависит от твердости в степени больше единицы. Он констатирует: исследование изношенных поверхностей лемехов на различных почвах и форм частиц песка этих почв показало, что в процессе износа рабочих органов наиболее вероятным разрушением поверхности стали является многократная деформация металла в результате образования пластически выдавленных царапин при трении абразивных частиц.

Чтобы проверить справедливость отмеченных положений и выяснить роль отдельных факторов в протекании процессов разрушения поверхности металлов, были проведены соответствующие эксперименты [46], в результате которых определялась связь между твердостью сплава, скоростью царапания, давлением на индентор и объемом выдавливаемого по краям царапины металла  $V_{выд}$ , отнесенного к общему объему впадины  $V_{вп}$ , образованной при царапании.

Для оценки характера деформации в процессе образования царапины принят коэффициент деформации  $\mu = \frac{V_{выд}}{V_{вп}}$ . В качестве индентора, имитирующего абразивную частицу, использовали конус из сплава ВК6 с углом при вершине  $120^\circ$  и радиусом закругления  $0,1$  мм. Цилиндрические образцы диаметром  $80$  мм из стали 50 подвергали закалке и отпуску на разную твердость. Образцы устанавливали в патроне токарного станка ДИП-200, протачивали, шлифовали, затем на них наносили царапины при



различных скоростях вращения и разных давлениях. Чистота поверхности образцов перед испытанием соответствовала 12-му классу. Индентор устанавливали в специальное устройство (рис. 95), которое закрепляли в головке суппорта. Давление индентора на образец регулировали при помощи груза. Скорость

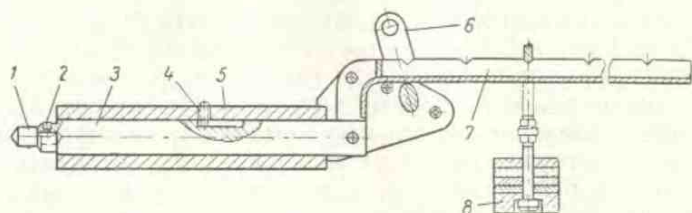


Рис. 95. Схема приспособления к токарному станку для нанесения царапин на цилиндрические образцы:  
1 — индентор; 2 — стопорный винт; 3 — шток; 4 — ограничитель;  
5 — корпус; 6 — рукоятка; 7 — рычаг; 8 — груз

вращения образца и шаг винтовой линии, равный 10 мм, устанавливали соответствующим переключением рычагов коробки скоростей.

Результаты испытаний показали, что характер деформирования металла в процессе царапания зависит от условий взаимодействия индентора с поверхностью образца. Установлено, что при царапании «мягкой» стали ( $HV 210$ ) с увеличением нагрузки на индентор ( $P = 50 \div 200 \text{ Г}$ ) наблюдается закономерное уменьшение коэффициента  $\mu$ .

Характер зависимости  $\mu = f(P)$  может быть объяснен на основании теоретических положений, разработанных нами. Поскольку критерием перехода от пластического оттеснения к резанию является отношение глубины внедрения сферы к ее радиусу, то при увеличении нагрузки и, соответственно, глубины внедрения индентора процесс оттеснения металла будет переходить в процесс скалывания, что приведет к снижению значения  $\mu$  (рис. 96).

Используя экспериментальные данные И. С. Маяускаса [32], В. Н. Ткачев устанавливает, что сила, с которой одна кварцевая частица прижимается к лемеху, составляет 1—25 Г, в зависимости от размера частицы в поперечнике и общего содержания в

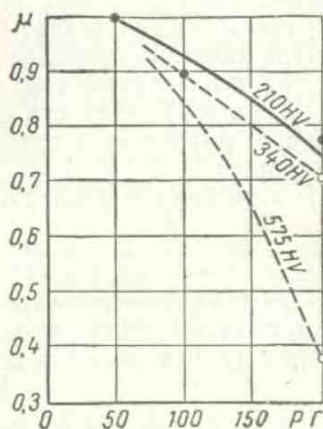


Рис. 96. Зависимость коэффициента деформации  $\mu$  от нагрузки  $p$  на индентор

почве кварцевых частиц. В этом случае, как это следует из графика (рис. 96), имеет место пластическое оттеснение материала.

Далее В. Н. Ткачев делает следующий вывод. Процесс изнашивания рабочих органов почвообрабатывающих машин связан главным образом с передеформированием поверхностных слоев металла. Поэтому повышение износостойкости сплавов необходимо прежде всего связывать с устранением активных деформационных явлений на поверхностях трения.

По нашему мнению, к этому выводу надлежит еще добавить следующее. Можно повысить износостойкость, если применять материалы, которые способны выдерживать многократную деформацию, не разрушаясь, т. е. материалы, у которых работа разрушения максимальна. Более подробно на этом вопросе остановимся дальше.

Eszlinger [59] различает два механизма износа: так называемый слабый износ, когда поверхности деформируются упруго, и интенсивный износ, когда поверхности деформируются пластически. Он рассматривает износ при значительных нагрузках, развивающийся в результате пластического деформирования материала закрепленными абразивными частицами, а при малых нагрузках — износ за счет сдирания окисной пленки.

При действии свободного абразива характер разрушения поверхности зависит от угла атаки. Струя абразива, действующая параллельно поверхности детали, вызывает пластические деформации в материале с одновременным срезом и износом частиц металла.

В этом случае износ по Finnie [60] определяется следующим образом:

$$V_F = mc^2 \cos^2 \alpha. \quad (V.3)$$

При угле атаки, близком к  $90^\circ$ , поверхностный слой металла разрушается хрупко под воздействием циклических напряжений. В этом случае

$$V_F \sim \sin^n \alpha, \quad (V.3a)$$

где для металлов по Веллингеру  $n = 1$ , для стекла по Финнайю  $n = 2,5 \div 4$ .

Эйслингер получает следующие расчетные выражения для износа:

$$V = K_s K_w \left[ \frac{P_i}{f(H)} \right]^3, \quad (V.4)$$

где  $K_s$  — постоянная, зависящая от формы абразивного зерна;  
 $K_w$  — постоянная, зависящая от материала абразивного зерна;

$P_i$  — нагрузка на одно зерно;

$f(H)$  — функция твердости.

В частном случае получается линейная зависимость относительной износостойкости  $v_j = aH$ , где  $H$  — твердость.

Каждая лабораторная методика при испытании на трение и износ может давать правильные результаты по отношению к натуре лишь в случае, если на ней осуществляется тот вид нарушения фрикционной связи, который имеет место на практике. Например, испытательная машина Х4-Б, где абразивное полотно укреплено на жестком основании, пригодна для оценки износостойкости материалов, когда последний работает в режиме микрорезания. Что касается оценки износостойкости материалов, работающих в почвенных условиях, для этого должна быть применена иная методика.

Так, например, В. Н. Ткачевым была предложена методика, когда испытуемый образец взаимодействует с полусвязанной абразивной массой, плотность которой может изменяться в широких пределах.

Ценной является лабораторная методика оценки трения и износа материалов по упруго-абразивной поверхности, имитирующей различные грунтовые поверхности, разработанная А. В. Чичинадзе, Э. Д. Брауном и др. [52].

Сам термин «абразивный износ» нуждается в уточнении, так как под этим видом износа подразумеваются в настоящее время разрушения металла под воздействием твердых частиц, занесенных извне в контакт или образовавшихся в процессе износа (наклепанные частицы износа). Однако эти твердые частицы могут производить совершенно различное механическое действие, начиная от микрорезания и кончая упругим деформированием материала.

Все зависит от формы твердых мелких частиц, степени их закрепленности, действующей нагрузки. Интересно, что в самом термине «абразив» (от латинского слова *abradere* — соскабливать, сбривать, соскребывать) ничего не сказано о режущем действии частиц — скорее этот термин на латинском языке соответствует слову истирание.

Широко распространенная концепция Боудена и Тейбора о природе трения, в основе которой лежит представление об образовании мостиков сварки и их последующем разрушении, позволяет рассматривать износ как результат удаления с поверхности трения одного тела приварившихся выступов, разрушающихся на некоторой глубине. Эта простая на первый взгляд точка зрения не является до конца ясной. Может возникнуть несколько вопросов.

Во-первых, очевидно, что контртело, на которое переносится металл, рано или поздно покроется слоем перенесенного металла и, следовательно, будет происходить износ одноименных материалов. Если бы это было так, то тогда износ любого легче

разрушаемого металла по любому другому металлу не зависел бы от природы контртела и был одним и тем же.

Во-вторых, остается неясным вопрос относительно собственно износа (потери веса пары трения) и образования частиц износа. Каким же образом удаляется приварившийся слой? На эти вопросы дали частичный ответ Kerridge и Lancaster [64] в исследовании по износу металлов. Они показали, что процесс износа при наличии адгезии идет сложнее, а именно, вначале металл переносится, намазывается на более твердую поверхность в виде тонкого слоя порядка 0,5 мк, а затем уже отделяется в виде частиц износа в результате разрушения этого перенесенного, обычно окисленного, слоя металла.

Вопросу переноса металла посвящен ряд исследований. Причина переноса заключается в том, что поверхностная энергия твердых тел различна и, очевидно, что в случае их контакта тело с меньшей поверхностной энергией стремится намазаться на тело с большей поверхностной энергией, однако для этого необходимо выполнение ряда дополнительных условий, например намазывающееся тело должно быть достаточно пластичным. Приведем данные по поверхностной энергии для некоторых металлов:

Металл . . . . .	In	Pb	Al	Cu	Ni	Сталь инструментальная
Энергия в эрг/см <sup>2</sup>	1200	900	1800	2200	3400	3000

Исследованием переноса металла в условиях сухого трения занимался Morton Antler [69]. Он показывает, что при трении сферического индентора по плоскости в условиях сухого трения этот перенос связан с наростообразованием.

Наличие переноса металла в условиях жидкостного трения констатировал Н. А. Буше [1]. Он установил, что на поверхности стального вала образуется пленка из структурной мягкой составляющей. Пленку иногда создают искусственно, применяя специальные покрытия, фрикционное латунирование, меднение и т. д.

Наличие на поверхности трения пленки менее прочного материала, с нашей точки зрения, является условием внешнего трения, при котором необходимо выполнение правила положительного перепада механических свойств. Следует отметить, что применительно к большой скорости скольжения Боуден рассматривает иной механизм износа. Например, в исследованиях, проведенных совместно с Фрейтагом, описывается механизм износа алмаза и металлов при больших скоростях скольжения. Алмаз под влиянием температуры 1000°С превращается в аморфный

углерод, который легко изнашивается. Holm [62] полагает, что 1) фактическая площадь касания образуется за счет пластической деформации контактирующих неровностей; 2) износ обусловлен атомарным взаимодействием двух поверхностей.

По Хольму количество изношенного вещества, приходящееся на единицу пути скольжения,

$$W = z \frac{q}{HB}, \quad (V.5)$$

где  $z$  — вероятность удаления атома с поверхности при встрече его с другим атомом; иначе говоря, это число атомов, которые удаляются при встрече со всеми другими атомами, расположенными на единичной площадке при перемещении на единицу длины.

Burwell и Strong [57] считают, что при износе отделяются частицы, а не отдельные атомы, в результате взаимодействия не атомов, а шероховатостей. Барвелл и Стронг учли предположения, которые сделали Rabinowicz и Tabor [75], полагавших, что площадка единичного контакта постоянна, и при увеличении нагрузки возрастает число площадок и частиц износа; размеры же их от нагрузки не зависят.

Д. Арчард формулирует более детально зависимость износа на единице пути от нагрузки и твердости. Он рассуждает так. При скольжении на пути 1 см происходит взаимодействие некоторого количества контактов. Пусть  $r$  — радиус пятна касания. Изнашиваемый объем будет пропорционален  $r^3$ , но износ произойдет на пути, пропорциональном  $r$ . Следовательно, износ одного контакта на пути  $r$  должен быть пропорционален  $r^2$ . Очевидно, что общее количество контактов пропорционально фактической площади, поэтому износ на единице пути для всех контактов должен быть пропорционален общей нагрузке, деленной на твердость, отсюда

$$W = K \frac{q}{3\sigma_s}, \quad (V.6)$$

где  $\sigma_s$  — предел текучести.

Эксперименты, которые проводили Арчард и Хирст, показали, что  $K$  изменяется от  $10^{-2}$  до  $10^{-7}$ .

### § 3. ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА ИЗНОС

#### Влияние нагрузки

В уравнениях (V. 1)—(V. 6) величина износа пропорциональна нагрузке. Это кажется логичным, так как в условиях пластического контакта истинная площадь касания пропорциональна нагрузке, а износ происходит на этой площади. Можно было предполагать, что в условиях упругого контакта площадь каса-

ния будет пропорциональна нагрузке в степени, меньшей единицы, например для единичной сферы, или хотя бы близка к единице за счет множественности упругих контактов (как это показано в гл. II). Однако оказалось [43, 59, 63], что износ пропорционален нагрузке в степени, значительно превышающей единицу.

Исследование Кайаба [63] посвящено экспериментальному определению износа и трения подшипниковых материалов как

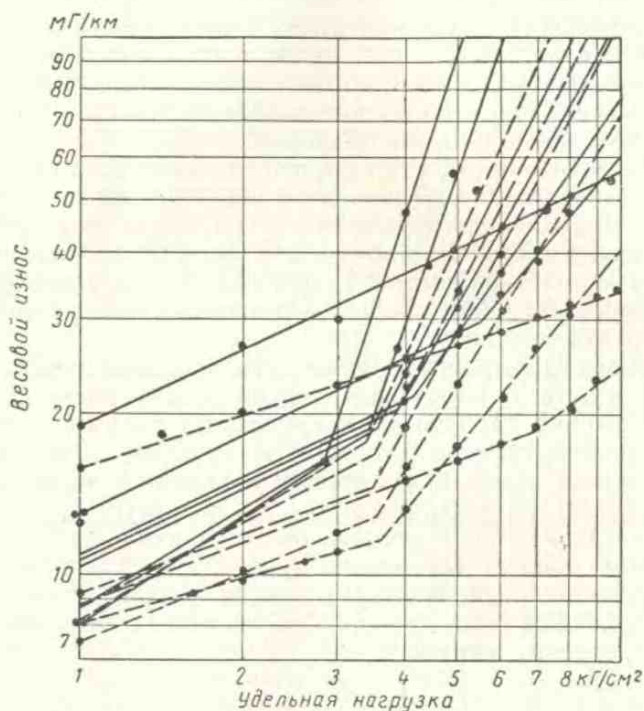


Рис. 97. Зависимость интенсивности износа от нагрузки для подшипниковых материалов (по Кайаба)

всухую, так и при смазке. Исследования производились с оловянистыми и алюминиевыми сплавами при трении их по стали, причем во всех случаях имела место зависимость  $I = Aq^n$ , где  $A$  — коэффициент пропорциональности;  $n > 1$ .

Для алюминиевых сплавов при давлениях свыше  $3 \text{ кг/см}^2$  значение  $n$  увеличивалось до 3. Испытания проводились на кольцевых образцах, трущихся торцами (схема машины И-47), при малых давлениях, иногда  $1 \text{ кг/см}^2$ . Наружный диаметр колец составлял  $20 \text{ мм}$ , внутренний  $16 \text{ мм}$ , высота образца  $40 \text{ мм}$ . Результаты экспериментов приведены на рис. 97.

Б. Саар, исследуя износ сталей при трении их по абразиву, закрепленному и свободно уплотненному, показал, что для закрепления абразива износ пропорционален нагрузке в первой степени, тогда как для абразивной массы песка показатель степени оказался равным 2—3. В табл. 20 приведены соответствующие экспериментальные данные.

Таблица 20

Значения  $n$  и  $A$  при износе в массе песка

Материал образца	$H$ в кг/мм <sup>2</sup>	$n$	$A$
Сталь Ст. 3 . . . . .	150	2,08	18,0
Сталь 45 . . . . .	165	2,10	8,5
Белый чугун . . . . .	380	2,33	4,5
Наплавка сталини- та на стали Ст.3	555	2,84	4,5
Наплавка карбида вольфрама на стали:			
Ст.3 . . . . .	745	1,92	2,7
P18 . . . . .	900	2,96	3,6

Таблица 21

Значение коэффициента  $\alpha$  для различных полимеров при их истирании по сетке со смазкой и без смазки

Материал	Смазка	$f$	$\alpha$
Полистирол	Нет	0,36	1,8
	Веретенное масло	0,15	3,0
Фторопласт	Нет	0,30	1,0
	Масло	0,10	1,6
Оргстекло	Нет	0,40	1,4
	Масло	0,18	1,4
Ненаполнен- ная резина на основе СКП-26	Нет	1,10	1,8
	Смазка ЦИАТИМ 221	0,23	2,2

В. Н. Ткачев, исследуя износ лемехов, установил, что их износ пропорционален нагрузке в степени большей единицы.

Зависимость износа от нагрузки для ряда полимерных материалов была изучена С. Б. Ратнером, Е. С. Клитеником и Е. Г. Лурье [36]. Ими показано, что

$$I = I_1 q_a^\alpha,$$

где  $I_1$  — износ при нагрузке  $q_a = 1$  кг/см<sup>2</sup>.

Как видно из табл. 21, коэффициент  $\alpha$  всегда больше единицы.

Результаты этих и многих других исследований, установивших, что износ растет пропорционально нагрузке в степени большей единицы, очевидно можно объяснить тем, что износ определяется не только числом контактов, но и характером процессов, протекающих на контактах, причем характер этих процессов существенно зависит от давления.

Зависимость износа от нагрузки в общем виде

$$I = K q^x.$$

По мере увеличения нагрузки показатель степени при  $q$  уменьшается, стремясь к единице, а множитель  $K$  — увеличивается, т. е. наиболее чувствительным к нагрузке является износ

при упругом контакте в области малых давлений, абсолютная же величина  $I$  в результате роста  $K$  при больших давлениях много больше.

Это положение относится к объемному износу самого материала. Применительно к износу пленок (окислов), имеющему место только при малых нагрузках, по теоретическим исследованиям Иошимоты показатель степени меньше единицы (0,5), и уровень самого износа зависит от активности окисляющей среды.

### Связь износа с физико-механическими свойствами

Вопрос о связи износа с механическими свойствами находит отражение в ряде исследований. Например, Lancaster [67] в тщательно проведенных экспериментах с износом графитовых материалов установил зависимость между износостойкостью и модулем упругости. Раньше Ланкастера это же констатировали Spurr и Newcomb [79].

Ланкастер показал, что при трении графитовых щеток по медному коллектору величина износа с увеличением модуля упругости падает. Очевидно, это будет, когда одновременно с этим величина предела пропорциональности остается неизменной, в противном случае будет иметь место инверсия этой зависимости, что и получил Ланкастер в одном из своих экспериментов.

Анализ влияния механических свойств на износ применительно к высокоэластичным материалам сделан в исследовании [23]. В нем показано, что износ резины возрастает пропорционально модулю упругости.

Коэффициент трения оказывает значительное влияние на износ. Как следует из анализа приведенных ниже формул, отношение износов двух тел пропорционально отношению коэффициентов трения в степени  $t$ :

$$\frac{I_{h_1}}{I_{h_2}} = \left( \frac{f_1}{f_2} \right)^t. \quad (V.7)$$

Ряд исследователей констатирует связь износостойкости с твердостью материала.

Основное уравнение износа по Арчарду, Барвеллу и Стронгу для пластического контакта выражается следующим образом:

$$\frac{V}{L} = K \frac{N}{P_m}, \quad (V.8)$$

где  $V$  — объем изношенного материала;

$K$  — коэффициент износа;

$N$  — нагрузка;

$L$  — путь скольжения;

$P_m$  — давление, соответствующее течению материала



Для многих материалов, работающих в различных условиях трения, были проведены детальные исследования по определению  $K$  [56, 73].

В табл. 22 приведены значения  $K$ , полученные Арчардом в условиях сухого трения при трении торца цилиндра диаметром 6 мм по кольцу диаметром 24 мм при скорости 1,8 м/сек и нагрузке 400 Г.

Таблица 22

**Коэффициент износа по Арчарду**

Трение, кроме оговоренных случаев, по закаленной инструментальной стали	$K$	$10^{-8} \frac{H^*}{Г/см^2}$	Трение, кроме оговоренных случаев, по закаленной инструментальной стали	$K$	$10^{-8} \frac{H^*}{Г/см^2}$
Мягкая сталь по мягкой стали . . . . .	$7 \cdot 10^{-3}$	18,6	Нержавеющая сталь ферритная . . . . .	$1,7 \cdot 10^{-5}$	25,0
60/40 латунь . . . . .	$6 \cdot 10^{-4}$	9,5	Бакелит пластинчатый (текстолит) марки 292/16 . . . . .	$1,5 \cdot 10^{-6}$	3,3
Тефлон (фторопласт) 70/30 латунь . . . . .	$2,5 \cdot 10^{-5}$	0,5	Бакелит формованный марки 11085/1 . . . . .	$7,5 \cdot 10^{-7}$	3,0
Плексиглас . . . . .	$1,7 \cdot 10^{-4}$	6,8	Карбид вольфрама по мягкой стали . . . . .	$4 \cdot 10^{-6}$	18,6
Бакелит формовочный марки 5073 . . . . .	$7 \cdot 10^{-6}$	2,0	Бакелит пластинчатый марки 547/1 . . . . .	$3 \cdot 10^{-7}$	2,9
Серебрянка . . . . .	$7,5 \cdot 10^{-6}$	2,5	Полиэтилен . . . . .	$1,3 \cdot 10^{-7}$	0,2
Серебрянка . . . . .	$6 \cdot 10^{-5}$	32,0	Карбид вольфрама по карбиду вольфрама . . . . .	$1 \cdot 10^{-6}$	130
Бронза бериллиевая . . . . .	$3,7 \cdot 10^{-5}$	21,0			
Закаленная инструментальная сталь . . . . .	$1,3 \cdot 10^{-4}$	85,0			
Стеллит . . . . .	$5,5 \cdot 10^{-5}$	69,0			

\* Твердость более мягкого элемента пары.

Е. Рабинович приводит данные для  $K$  (табл. 23) при различных условиях трения. Для абразивного изнашивания им получены следующие коэффициенты: острый напильник 0,1; новая абразивная бумага 0,01; округленные абразивные частицы 0,001.

Таблица 23

**Коэффициент износа по Рабиновичу**

Условия	Металл по металлу		Неметалл по металлу
	Одноименные	Разноименные	
Сухие поверхности . . . . .	$5 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-6}$
Бедная смазка . . . . .	$2 \cdot 10^{-4}$	$1 \cdot 10^{-4}$	$5 \cdot 10^{-6}$
Средняя смазка . . . . .	$1 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-6}$
Обильная смазка . . . . .	$1 \cdot 10^{-6}$	$1 \cdot 10^{-6}$	$1 \cdot 10^{-6}$

Как видим, коэффициент износа имеет различное значение в зависимости от остроты граней абразива, т. е. в зависимости от того, имеет место резание, пластическое или упругое оттеснение материала.

### Роль окисления металла

В процессе трения поверхности твердых тел окисляются, в связи с этим большой интерес представляет изучение износа в условиях отделения пленки окисла материала. Первые исследования в этой области выполнил немецкий ученый Dies [82], который в 1943 г. опубликовал данные по влиянию химического действия окружающей среды на износ стали.



Рис. 98. Износ несмазанных металлов в зависимости от давления

На рис. 98 показана по данным Майлендера и Диса зависимость интенсивности износа от давления при истирании образца по образующей диска (мягкая сталь по твердой хромистой стали) при скорости скольжения 1 м/сек. Интенсивность износа возрастает по мере увеличения давления, затем падает и далее вновь несколько увеличивается.

Изучая продукты износа, Дис показывает, что снижение интенсивности износа связано с образованием окиси  $Fe_2O_3$ , которая предохраняет поверхность от повреждения (рис. 99).

О том, что  $\alpha-Fe_2O_3$  может являться смазкой, известно давно. Специалисты по синтетическим фрикционным материалам охотно применяют сурик в качестве ингредиента при изготовлении тормозных накладок.

Исследованиями английских ученых установлено, что  $Fe_3O_4$  является весьма эффективным смазочным веществом. Уменьшение износа может происходить не только потому, что пленка является смазкой, но и потому, что образующаяся хрупкая пленка, разрушаясь при скольжении, блокирует разрушение в тонком поверхностном слое.

Ниже будут рассмотрены причины, вызывающие это явление. Quinn [70] считает, что основное влияние на окисление мягких сталей оказывает температура вспышки, а процесс роста пленки окислов и превращение ее в частицы износа может идти двумя путями:

1) пленка окисла образуется в тот момент, когда неровность не соприкасается с другой неровностью контртела, за этим следует контакт, причем в контакте почти не наблюдается увеличе-

ния толщины пленки окисла; дальше возникают новые контакты, которые приводят к тому, что окисел срезается по линии металл — окисел:

2) на каждом контакте образуется одинаковое количество окисла, пока не будет достигнута критическая толщина, после чего имеет место срез, который локализуется по линии металл — окисел.

Следуя Кубашевскому и Гопкинсу, скорость окисления  $M$  может быть выражена экспоненциальной зависимостью в функции температуры:

$$M \sim \exp\left(-\frac{a'}{\theta_m}\right), \quad (V.9)$$

где  $a'$  — константа;

$\theta_m$  — температура.

Тогда для первого случая

$$W_1 \sim \exp\left(-\frac{a'}{\theta_m}\right). \quad (V.10)$$

Для второго — скорость износа должна быть пропорциональна времени контактирования, которое пропорционально  $\frac{1}{v}$ :

$$W_2 \sim \frac{1}{v} \exp\left(-\frac{a''}{\theta_m}\right), \quad (V.11)$$

где  $v$  — относительная скорость скольжения.

Учитывая, что для низких скоростей  $\theta_m \sim v$ , а для высоких  $\theta_m \sim v^{1/2}$ , мы получим с учетом формул (V.9) и (V.10)

$$\left. \begin{aligned} W_1 &\sim \exp\left(-\frac{a''}{v}\right); \\ W_1 &\sim \exp\left(-\frac{a''}{v^{1/2}}\right); \end{aligned} \right\} \quad (V.12)$$

$$\left. \begin{aligned} W_2 &\sim \frac{1}{v} \exp\left(-\frac{a'''}{v}\right); \\ W_2 &\sim \frac{1}{v^{1/2}} \exp\left(-\frac{a'''}{v^{1/2}}\right); \end{aligned} \right\} \quad (V.13)$$

На рис. 100 и 101 показано изменение интенсивности износа в зависимости от скорости скольжения, согласно уравнениям (V.12) и (V.13).

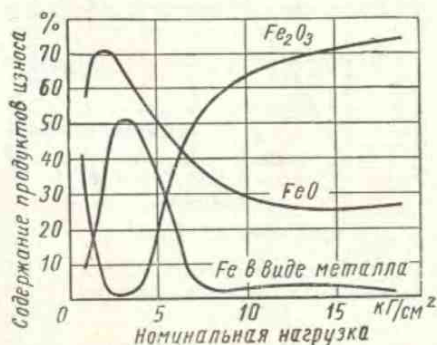


Рис. 99. Содержание продуктов износа мягкой стали, скользящей по твердой хромистой стали, в зависимости от давления

Yoshimoto [84] считает, что при трении чугунов и сталей износ может идти тремя путями:

1) механический износ (в нашем понимании это когезионный отрыв; наблюдается, когда в месте контакта отсутствуют пленки);

2) износ пленок  $Fe_2O_3$  (при низких скоростях скольжения и невысоких нагрузках);

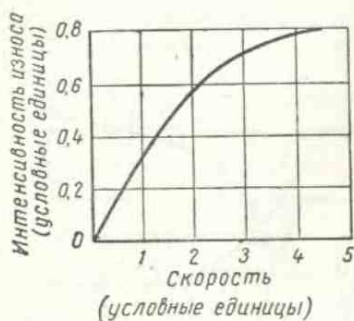


Рис. 100. Зависимость износа от скорости скольжения (по Куину)

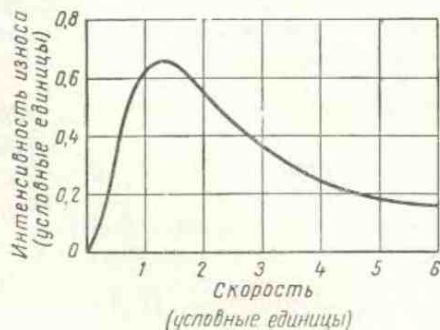


Рис. 101. Изменение интенсивности износа (удаление пленки окисла) от скорости скольжения (по Куину)

3) износ пленок  $Fe_3O_4$  (при высоких скоростях скольжения и высоких нагрузках).

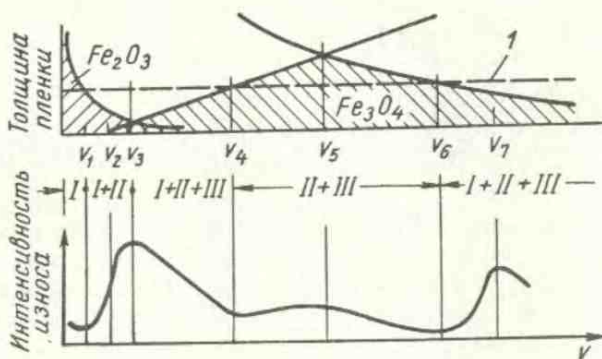


Рис. 102. Зависимость интенсивности износа от скорости скольжения (по Йошимото):

$I$  — предельная толщина окисной пленки;  $I$  — механический износ;  $II$  — износ пленки  $Fe_2O_3$ ;  $III$  — износ пленки  $Fe_3O_4$

Йошимото получил расчетные зависимости для вычисления всех трех видов износа в зависимости от скорости скольжения, причем влияние скорости скольжения рассматривается в двух аспектах. С одной стороны, скорость определяет температуру на кон-

такте, а значит, и вид окисной пленки; с другой стороны, скорость влияет на толщину окисной пленки. На основании этих зависимостей приводятся графики изменения интенсивности износа и толщины окисной пленки (в условных единицах) в функции скорости скольжения (рис. 102). На графике видно, что при:

1)  $v < v_1$  — имеет место лишь износ пленки  $Fe_2O_3$ , так как ее толщина больше критической толщины окисной пленки;

2)  $v_1 < v < v_2$  — имеет место износ как пленки  $Fe_2O_3$ , так и механический износ, причем скорость последнего значительно превышает износ пленки  $Fe_2O_3$ ;

3)  $v_2 < v < v_4$  — на контакте достигается температура плавления и начинается износ пленки  $Fe_3O_4$  и частично механический износ;

4)  $v_4 < v < v_6$  — имеет место лишь износ пленки  $Fe_3O_4$ .

### Влияние скорости скольжения и температуры

Влияние скорости скольжения в большей мере может быть учтено изменением механических свойств материалов с температурой: модуля упругости — для упругого контакта и соответственно твердости и  $\epsilon_p$  для пластического контакта, которые влияют на величину сближения и площадь касания и соответственным образом изменяют износостойкость.

Для аналитического выражения зависимости износа от температуры надо использовать имеющиеся функциональные зависимости изменения механических свойств от температуры.

Наиболее целесообразно применительно к твердости, определенной вдавливанием, пользоваться формулами Шишюкнина

$$H = Ae^{-\alpha T} \approx \frac{A}{1 + \alpha T}$$

или Новотного и Витовека

$$H = K \sqrt{\frac{T_{пл} - T}{M - V^{1/2}}}$$

где  $A$  — эмпирический коэффициент;

$\alpha$  — константа материала;

$T$  — абсолютная температура измеряемого образца;

$K$  — эмпирический коэффициент;

$T_{пл}$  — абсолютная температура плавления;

$M$  — молекулярный вес испытуемого материала;

$V$  — молекулярный объем.

Изменением модуля упругости от температуры для металлов в известной мере можно пренебречь; так, например, для армкожелеза при изменении  $\theta$  от 20 до 300° модуль упругости изменяется от  $2 \cdot 10^4$  до  $1,95 \cdot 10^4$ . Более подробные сведения о изменении модуля упругости металлов от температуры приведены в работе

[29]. Что касается полимеров, то для них приходится учитывать изменение упругих свойств от температуры.

Иллюстрацией того обстоятельства, что для металлов большее влияние на износ оказывает температура, которая изменяется со скоростью, нежели сама скорость, является следующий физический эксперимент. На рис. 103 показана зависимость интенсивности армо-железа при трении его по армо-железу от скорости скольжения. При скорости  $0,9$  м/сек (рис. 103, а) интенсивность износа снижается примерно в  $500-600$  раз, характер разрушения резко меняется, имевшее место глубинное вырывание сменяется полированием. Расчет температуры трения показал, что при этой скорости значение ее достигает  $1000^{\circ}\text{C}$  (при температуре около  $900^{\circ}\text{C}$  скорость коррозии возрастает скачкообразно).

Для проверки влияния температурного поля на трение и износ нами был произведен при весьма малой скорости скольжения искусственный нагрев контактов электрическим током для той же температуры. Для этого через образцы кратковременно пропускался ток  $600$  а. Независимо от скорости износ имел полировальный характер и интенсивность его была весьма незначительна (рис. 103, б).

В другом опыте, наоборот, производилось искусственное охлаждение образцов, т. е. в закрытое пространство между образцами вводился жидкий азот, который, испаряясь, проходил через поверхность раздела образцов (рис. 103, в). В этом случае независимо от скорости скольжения всегда наблюдалось глубинное вырывание, характеризующееся весьма интенсивным износом.

При достижении некоторого значения температуры на поверхности трения может иметь место разложение пленки смазки, дезориентация молекулярных цепей, приводящая к потере смазкой ее защитной роли.

В других случаях под влиянием температуры может возникать защитная пленка окисла или образовываться иное химическое соединение, которое создает защитный слой на поверхности трения. Например, смазки, содержащие сернистые добавки, проявляют свои качества лишь при достаточно высоких температурах в зоне контакта.

К аналогичным выводам пришел Кокс [16]. Им проводились опыты по трению скольжения в воздухе и аргоне, при скоростях скольжения до  $60$  м/сек, давлениях до  $20$  кг/см<sup>2</sup> (площадь образца  $0,35$  см<sup>2</sup>). Он установил, что снижение износа при увеличении скорости связано с образованием на поверхности пленки окисла  $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ . Кокс предполагает, что эта пленка, предохраняя металл от схватывания, резко снижает износ.

Однако учет этих параметров не исчерпывает собой влияние скорости, так как остаются неучтенными все реологические свойства материалов, особенно ярко проявляющиеся для полимеров,

$lq \left| \frac{\text{мг}}{\text{кг см}^2} \right.$  $10^4$ 

10

 $v_{кр} 1$ 2  $v \text{ м/сек}$ 

а)

 $lq \left| \frac{\text{мг}}{\text{кг см}^2} \right.$  $10^4$ 

10

1

2  $v \text{ м/сек}$ 

б)

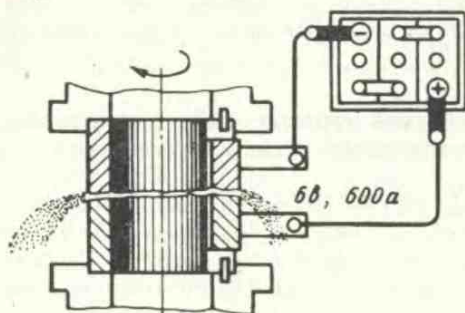
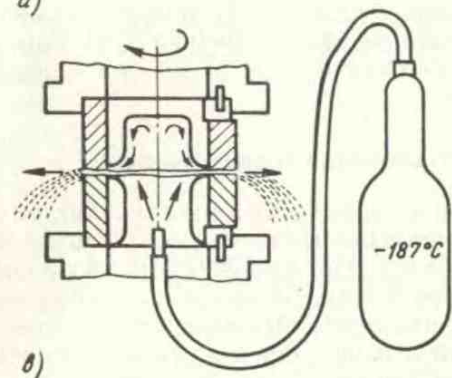


Рис. 103. Интенсивность износа армо-железа по армо-железу в зависимости от скорости скольжения:

а — нормальный режим; б — нагревание образцов электрическим током (слева показана интенсивность износа, справа — схема опыта); в — охлаждение образцов жидким азотом

находящихся в высокоэластическом состоянии. Что касается температуры, то она может вызвать окисление поверхностного слоя материала, значительно изменять адгезионную составляющую трения, а также и механизм процесса износа, переводя его в износ непрерывно образующейся пленки окисла.

Если под влиянием температуры происходят химические (необратимые) изменения материалов, то приходится учитывать механические свойства этих измененных материалов. Поэтому излагаемые ниже зависимости имеют частный характер, справедливые в предположении, что материалы не претерпевают качественных изменений. Все эти формулы более справедливы для сухих смазок, так как в условиях граничного трения необходимо делать поправку на давление, которое будет меньше, чем расчетное, т. е. в этом случае предложенные нами формулы будут давать значения износа с некоторым превышением.

На износ оказывают влияние соотношения размеров трущихся поверхностей (коэффициент взаимного перекрытия). Этот интересный вопрос, изучаемый Д. Н. Гаркуновым, А. С. Радчиком и В. С. Радчиком и др., до сих пор не получил однозначного объяснения.

#### § 4. УСТАЛОСТНАЯ ТЕОРИЯ ИЗНОСА

В настоящее время мы располагаем большим количеством работ, посвященных влиянию отдельных факторов на износ. В связи с этим назрела необходимость сформулировать некоторые общие концепции, раскрывающие природу износа, и на их основе построить расчетные зависимости, позволяющие управлять процессом износа. Одной из таких концепций является усталостная теория износа. Дадим краткое ее изложение. Более подробные сведения можно найти в работах [2, 3, 21, 22, 23, 24, 25, 37, 42, 65, 66].

#### **Физическая картина износа; некоторые подтверждения усталостной природы износа**

Две прижатые одна к другой поверхности скользят. Мы знаем, что контакт дискретен — взаимодействуют отдельные точки, расположенные в зонах контурных площадей. В зависимости от глубины внедрения и состояния поверхностей могут иметь место все описанные выше пять видов нарушения фрикционных связей. Однако, если скольжение осуществляется без задиров и непосредственного резания поверхностей, то 5-й и 3-й случаи нарушения фрикционных связей можно не рассматривать.

Для нормального скольжения необходимо обеспечить положительный градиент механических свойств по глубине. Это возможно только при образовании на поверхностях пленок, которые



предохраняют основной материал от прямого соприкосновения. Пленка, разделяющая поверхности, является совершенно обязательным условием скольжения. Если ее нет, неминуемо глубинное вырывание.

В условиях сухого трения пленка окисла, которая возникает на поверхности, увеличивается по толщине до определенной величины, отшелушивается, растет снова и т. д. Эта пленка вступает в молекулярное взаимодействие с пленкой другой поверхности. Пленки защищают основной материал от глубинного вырывания, однако не защищают основной материал от деформации, которую он испытывает при скольжении по нему внедрившегося выступа. Каждый выступ гонит перед собой волну, деформируя материал. Он сжимает его перед индентором, растягивая его на некотором расстоянии впереди индентора (гребень волны) и значительно его растягивая за индентором (за счет силы трения). Таким образом, каждое сечение истираемого тела последовательно подвергается сжимающим и растягивающим напряжениям. Этот эффект был впервые детально описан и экспериментально зафиксирован А. С. Радчиком и В. С. Радчиком [35], констатируя изменение знака деформации истираемого образца в контактной зоне (рис. 104).

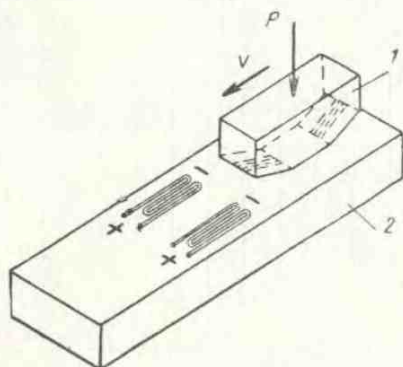


Рис. 104. Схема установки для определения деформации поверхностных слоев при трении скольжения:

1 — ползун; 2 — плоскость

Повторнодействующая нагрузка на поверхность, если она даже достаточно мала, может привести к усталостному разрушению поверхности. Металл (да и любые другие твердые тела) никогда не бывает однороден. Усталостные трещины возникают на дефектах, всегда имеющихся в твердом теле. Они связаны как со структурой металла (вакансии в кристаллической решетке, границы блоков), так и со следами обработки — царапинами и, наконец, с металлургическими дефектами — усадочными порами, газовыми пузырями, включениями шлака, резкой неоднородностью размеров кристаллов, различием в твердости и др. Трещины, постепенно смыкаясь, могут привести к образованию частицы износа (см. гл. I). И, наконец, если индентор погрузится на глубину, превышающую порог внешнего трения, то будет наблюдаться процесс микрорезания, съем стружки.

В общем случае износ может возникать в результате усталости основного материала и отшелушивания пленки окисла (тоже по существу усталостного процесса). К сожалению, мы не располагаем достаточными данными о способности пленок окислов противостоять повторным воздействиям.

Если имеется пленка смазки, то усталостное разрушение все равно может иметь место, так как смазка не устраняет нагрузку на поверхность, а лишь выравнивает ее. Весьма важным является то обстоятельство, что при смазке снижается сила трения, а следовательно, растягивающее напряжение, от которого в основном зависит усталостное разрушение. Однако число циклов значи-

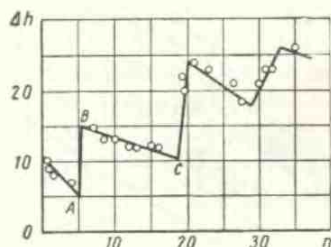


Рис. 105. Заглубление индентора в зависимости от циклов воздействия

тельно не возрастает; так,  $10^7$ — $10^8$  циклов приводит к разрушению реального материала за счет его неоднородности даже при весьма малых напряжениях.

Нами были поставлены модельные опыты по изучению явления фрикционной контактной усталости. Для этого был построен специальный прибор — циклометр. Детальное описание его дано в гл. IX. Прибор представляет собой единичный неподвижный сферический индентор, прижатый определенным весом к скользящему под ним диску из испытуемого материала. Наблюдения показали, что материал разрушается не сразу. Вначале индентор пропахивает себе дорожку, затем он длительное время скользит, не производя заметных изменений на поверхности трения, и, наконец, с определенного цикла индентор начинает двигаться как бы по бугристой поверхности. Этот момент времени соответствует наиболее интенсивному отделению частиц износа с поверхности образца.

Характер процесса изнашивания в зависимости от числа циклов воздействия индентора на поверхность образца представлен на рис. 105.

Участок *AB* соответствует интенсивному износу поверхности в результате образования усталостных трещин. Участок *BC* — «инкубационный период» — характеризует собой накопление дефектов в поверхностном слое, которые выражаются в появлении усталостных трещин. В момент *C* материал вновь начинает интенсивно отделяться. Процесс повторяется циклически: число циклов, при котором начинается отделение материала, зависит от действующей нагрузки и физико-механических свойств материала.

Были поставлены модельные опыты по фрикционно-контактной усталости [23], в которых сферический индентор скользил по

поверхности резины, в результате чего после некоторого количества циклов развивалась определенная картина разрушения (рис. 106). В результате этих опытов были получены кривые

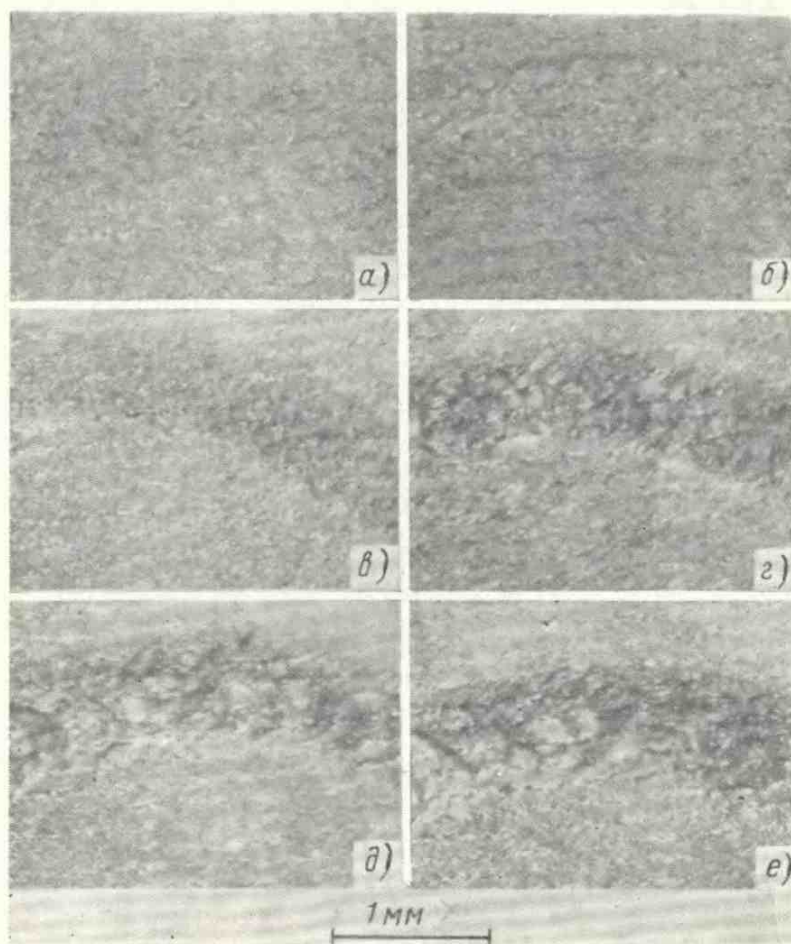


Рис. 106. Разрушение поверхности резины после повторных воздействий в условиях трения при числе циклов:

*a* — 100; *б* — 200; *в* — 500; *г* — 1000; *д* — 2000; *е* — 5000

фрикционно-контактной усталости. На рис. 107 эти кривые сопоставлены с кривыми объемной усталости. Видно, что кривые объемной и контактной усталости идут параллельно.

Из этих результатов можно заключить, что приведенное контактное напряжение  $\sigma_{нр}$  пропорционально удельной силе трения,



т. е. силе трения  $T$ , отнесенной к площади фактического касания  $A_{ri}$ :

$$\sigma_{np} = K\tau = Kfjq_r. \quad (V.14)$$

Это соотношение получено Е. Ф. Непомнящим на основе анализа решения контактной задачи М. М. Савериным [19]. Коэффициент  $K$  характеризует напряженное состояние и зависит от природы материала.

Для подтверждения возможности чисто усталостного износа без режущего действия неровностей контртела были поставлены Г. М. Харачем следующие два эксперимента. На фрикционном циклометре осуществлялся износ кадмиевого покрытия, нанесенного на металлическую пластинку стальным шариком диаметром 2 мм, при контактном давлении по Герцу 7000 кг/см<sup>2</sup>. В первом случае обеспечивался непосредственный контакт шарика с покрытием; при этом частицы износа появлялись на 140—160-м цикле. Во втором случае между индентором и покрытием прокладывалась бумажная калька и число циклов возросло примерно в 10 раз и составило 1200—1400 циклов. Естественно, что число циклов возросло, так как величина растягивающих напряжений, действующих на кадмий, вследствие наличия бумажной кальки уменьшилось. Если бы кальку смазать со стороны индентора каким-либо маслом, то, вероятно, число циклов возросло бы еще более. Прямые наблюдения по разрушению материала в результате передеформирования были осуществлены С. Л. Наумовым [33] и И. В. Южаковым [54].

Наумов исследовал воздействие отдельной частицы на изнашиваемую поверхность. Он широко варьировал отношения твердостей поверхности и абразивной частицы. Это отношение ( $K_1$ ) изменялось от 0,1 до 60. При  $K_1 < 1$  имеет место абразивный износ, который, как он выяснил, происходит в основном из-за усталостного разрушения поверхностного слоя. При  $K_1 > 1$  износ происходит в основном в результате сдирания пленки, образующейся на поверхности. Проводя испытания в водных растворах различного состава, оцениваемых им по концентрации водородных ионов  $pH$ , изменяемой от 1 до 13, Наумов при трении текстолита о металл ( $K_1 > 10$ ) получил данные, приведенные на рис. 108.

Как видим, наибольшую износостойкость в кислых средах (концентрация менее 7) имеет хромированная сталь, наименьшую — сталь 45. В щелочных средах это различие сглаживается, поскольку там отсутствует легко сдирающаяся пленка окисла.

И. В. Южаков отчетливо показал, что при царапании абразивом металла имеет место не только образование микростружек, но и наличие пластически деформированных микрообъемов, образование трещин и разрывов, т. е. образование зоны предразрушения, которая при повторных воздействиях приводит к отделению материала.

Наличие трещин предразрушения было также неоднократно констатировано П. Н. Львовым [31].

Clark и Lancaster [58], исследуя износ угольных щеток для электрических машин, установили, что износ носит усталостный характер.

Использование метода радиоактивных изотопов в известной мере может подтвердить или опровергнуть предлагаемую нами усталостную теорию износа. Если взять радиоактивный индентор, предельно однородный, касающийся по минимальной площадке (в целях повышения однородности), то мы вправе пред-

положить, что износ такого индентора при скольжении его по контртелу будет иметь периодический характер.

В исследовании Б. Д. Лазебника [28] был изучен износ резцов, выполненных из шести различных твердых сплавов при обработке ими сталей 45, 40Х, 18ХГТ и ЭИ69. Он установил, что при любых взаимодействующих парах наблюдается чередование следов намазывания и отсутствие намазывания. Следы намазывания

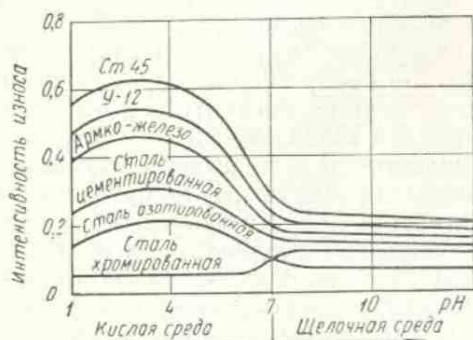


Рис. 108 Зависимость интенсивности износа в условных единицах от величины водородного показателя

могут быть непрерывными или прерывистыми, пятенными. Пятенное намазывание наблюдалось во всех случаях. С нашей точки зрения, пятенное намазывание может быть объяснено только усталостным механизмом износа резца. На рис. 109 показан автордиографический отпечаток, полученный с поверхности обрабатываемой детали.

Подтверждение предлагаемой нами концепции усталостной природы износа мы видим также в работе, которую выполнили Kerridge и Lancaster [64]. Они изучали посредством радиоактивных изотопов пятна касания, образующиеся частицы износа и размеры переносимых за счет адгезии частиц. Опыт показал, что образующиеся частицы износа значительно больше, чем диаметры пятен касания, а размеры перенесенных в результате адгезии частиц на контртело имеют промежуточную между этими двумя размерами величину.

Если даже предположить, что вырываются куски большие, чем мостик сварки, то, во всяком случае, размер перенесенных частиц должен совпадать с частицами износа, что не имеет места.

Если стоять на позиции усталостной природы износа, то результат, полученный Керриджем и Ланкастером, вполне объясним. Деформированию и, следовательно, усталостному разрушению подвергается площадь касания и прилегающая к ней зона. Поэтому частицы износа больше пятен касания. Что касается перенесенных фрагментов, то они формируют лишь металлическую пленку на контртеле, которая удаляется также в результате усталостного износа.

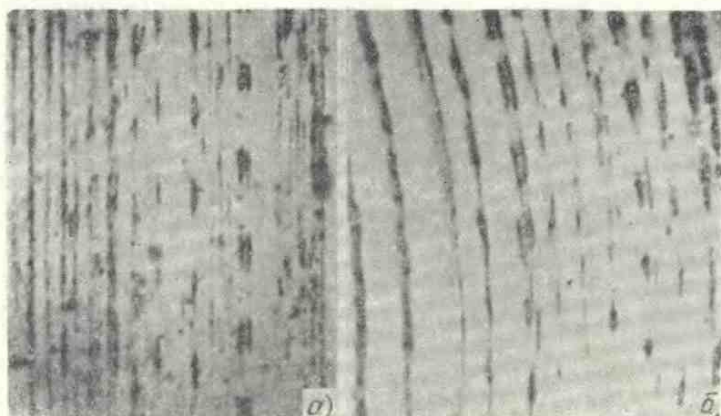


Рис. 109. Следы намазывания твердого сплава:  
*a* — цилиндрический образец; *b* — торцовый образец

Данные Керриджа и Ланкастера получены при изнашивании латунного прутка по стеллиту (диаметр прутка 5 мм, нагрузка 2,5 кг, трение сухое).

#### § 5. ОСНОВНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ИЗНОСА И СООТНОШЕНИЯ МЕЖДУ НИМИ

В технике износ обычно характеризуют одной из следующих характеристик: линейной интенсивностью износа  $I_h$ , весовой  $I_g$ , или энергетической  $I_w$  [20].

Линейная характеристика износа представляет собой высоту изношенного слоя, который приходится на единицу пути трения:

$$I_h = \frac{h}{L} \quad (V.15)$$

или

$$I_h = \frac{V}{LA_a}, \quad (V.15a)$$

где  $L$  — путь трения;

$V$  — изношенный объем материала;

$A_a$  — номинальная площадь касания.

Весовая характеристика износа представляет собой вес вещества, который удаляется с единицы номинальной площади контакта за единицу пути трения:

$$I_g = \frac{g}{A_a L}, \quad (V.16)$$

где  $g$  — вес изношенного вещества.

Энергетическая интенсивность износа, определяющая объем изношенного материала, приходящегося на единицу работы силы трения, выражается следующим соотношением:

$$I_w = \frac{V}{W_F} = \frac{V}{FL}, \quad (V.17)$$

где  $W_F$  — работа силы трения;  
 $F$  — сила трения.

Нетрудно установить следующие соотношения между этими характеристиками износа:

$$I_g = \gamma I_h; \quad (V.18)$$

$$I_w = \frac{J_h A_a}{F}. \quad (V.19)$$

Для тормозных устройств и муфт сцепления целесообразно пользоваться энергетической интенсивностью износа, для узлов трения, где важно наличие минимального трения, — линейной интенсивностью износа.

Видим, что формулы (V.15), (V.16) и (V.17) не связывают износ со свойствами материала и характеристиками процесса трения (нагрузкой, скоростью, температурой и пр.). Установление такой связи было бы чрезвычайно важно, так как располагая ею, можно управлять процессом износа и подбирать материал трущихся сочленений по их свойствам и режимам работы. Для решения поставленной задачи зададимся моделью процесса.

Разберем случай взаимодействия абсолютно жесткой шероховатой поверхности с деформируемым абсолютно гладким телом, износ которого мы будем подсчитывать. В дальнейшем покажем, что можно рассчитать износ тела при условии, что обе контактирующие поверхности шероховатые. На основании изложенного ранее будем считать, что процесс износа имеет усталостный характер.

Процессы окисления и деструкции рассматривать не будем.

Будем считать, что скорость скольжения влияет через температуру, которая, в свою очередь, изменяет физико-механические показатели поверхности трения. Этот анализ справедлив для сухого и граничного трения.



## Основные уравнения износа

Кроме указанных нами ранее характеристик износа, введем понятия удельного весового износа.

Удельным весовым износом называется расчетная характеристика, численно равная количеству отделившегося вещества  $g_l$ , приходящемуся на единицу фактической площади контакта  $A_r$ , при перемещении на расстояние, равное протяженности пятна касания (диаметра) в направлении движения:

$$i_g = \frac{g_l}{A_r d}. \quad (V.20)$$

Соответственно, удельным линейным износом будет называться безразмерная характеристика, численно равная объему отделившегося вещества при перемещении на расстояние, равное диаметру пятна касания, приходящемуся на единицу реальной площади контакта  $A_r$ :

$$i_h = \frac{V_l}{A_r d}. \quad (V.21)$$

Так как  $V_l = A_r h^*$ , где  $h^*$  — средняя величина снятого слоя, то  $\frac{h^*}{d}$ . Естественно, что:

$$i_g = \gamma i_h, \quad (V.22)$$

где  $\gamma$  — удельный вес изношенного вещества.

Так как контактирующие поверхности, находящиеся под определенной нагрузкой, должны иметь некоторую реальную площадь касания  $A_r$ , то при смещении на диаметр пятна касания вновь должна возникнуть такая же площадь касания. Очевидно, что на пути скольжения  $L$  площадь касания воспроизводится  $m$  раз, т. е.

$$m = \frac{L}{l}. \quad (V.23)$$

Соответственно, если со всей поверхности удалилось материала  $g$ , то при перемещении на величину  $d$  удалится материала в  $m$  раз меньше, т. е.

$$g = mg_l. \quad (V.24)$$

Разделим выражение (V. 16) на (V. 20), получим

$$\frac{I_g}{i_g} = \frac{g A_r d}{A_a L g_l}. \quad (V.25)$$

Учитывая соотношения (V. 23) и (V. 24), получим

$$I_g = i_g \frac{A_r}{A_a} = i_g \frac{q_a}{q_r}. \quad (V.26)$$

Аналогично, учитывая формулы (V. 15а) и (V. 21), получим

$$\frac{I_h}{i_h} = \frac{V A_r d}{L V_l A_a}.$$

Преобразовав это выражение, будем иметь

$$I_h = i_h \frac{A_r}{A_a} = i_h \frac{q_a}{q_r}. \quad (\text{V.27})$$

Выражения (V.26) и (V.27) показывают, что интенсивность износа пропорциональна отношению фактической площади контакта к номинальной или отношению номинального давления к фактическому. Коэффициентом пропорциональности является удельный износ.

В уравнении (V.21) выразим величину отделяемого объема через геометрические характеристики контактирующих поверхностей. Для этого вычислим минимальную величину участвующего в деформации объема в относительных единицах:

$$V_D' = \int_0^{\varepsilon} b\varepsilon^{\nu} d\varepsilon = \frac{1}{\nu+1} b\varepsilon^{\nu+1}. \quad (\text{V.28})$$

Абсолютное значение деформированного объема

$$V_D = \frac{b\varepsilon^{\nu+1}}{\nu+1} h_{\max} A_c.$$

Величина объема, отделяемого за одно нарушение фрикционной связи,

$$V_I = \frac{V_D}{n},$$

где  $n$  — число воздействий, приводящих к отделению материала.

Тогда

$$V_I = \frac{b\varepsilon^{\nu+1}}{(\nu+1)n} h_{\max} A_c. \quad (\text{V.29})$$

Подставив выражение (V.29) в формулу (V.21) и учитывая, что  $b\varepsilon^{\nu} = \eta = \frac{A_r}{A_c}$ , получим

$$i_h = \frac{\varepsilon h_{\max}}{(\nu+1)nd}; \quad (\text{V.30})$$

$$i_g = \frac{\varepsilon h_{\max}}{(\nu+1)nd} \gamma. \quad (\text{V.31})$$

Учитывая формулу (II.46), получим в среднем

$$i = \frac{(1+1,4)}{2,8n} \frac{V^{\nu}}{\nu+1} \sqrt{\frac{h}{R}} \approx \frac{(0,15+0,21)}{n} \sqrt{\frac{h}{R}} = \frac{0,18}{n} \sqrt{\frac{h}{R}}.$$

Подставив значения  $i_h$  и  $i_g$  в уравнения (V.26) и (V.27), получим

$$I_h = \frac{\varepsilon h_{\max}}{(\nu+1)dn} \frac{A_r}{A_a} = \frac{\varepsilon h_{\max}}{(\nu+1)dn} \frac{q_a}{q_r}; \quad (\text{V.32})$$

$$I_h = \frac{0,15}{n} \sqrt{\frac{h}{R}} \frac{q_a}{q_r}; \quad (\text{V.32a})$$

$$I_g = \frac{\varepsilon h_{\max} \gamma}{(\nu + 1) dn} \frac{A_r}{A_a} = \frac{\varepsilon h_{\max} \gamma}{(\nu + 1) dn} \cdot \frac{q_a}{q_r}; \quad (\text{V. 33})$$

$$I_g = \frac{0,15\gamma}{n} \sqrt{\frac{h}{R} \frac{q_a}{q_r}}. \quad (\text{V. 33a})$$

Из анализа формул (V. 32) — (V. 33a) видно, что интенсивность износа определяется относительной глубиной внедрения, числом циклов, приводящих к отделению частицы износа, и отношением номинального давления к фактическому. Число циклов зависит от контактных напряжений и деформаций, которые связаны с трением. Расчет износа сводится к аналитическому выражению этих величин через физико-механические характеристики соприкасающихся тел и внешние параметры процесса (нагрузка, температура, скорость).

В соответствии с видами нарушения фрикционных связей различают три основных вида износа: при микрорезании; при пластическом контакте; при упругом контакте.

Строго говоря, в практике вряд ли встречаются узлы трения, в которых реализовался какой-то один из видов износа. Однако преобладание того или иного вида износа является вполне очевидным фактом, так что говоря «узел работает в условиях упругого контакта», мы подразумеваем, что упругий контакт является доминирующим в данной паре, и износ, вызванный усталостным разрушением в условиях упругого контакта, тоже преобладает.

### Износ при упругом контакте

Рассмотрим, как будет выглядеть уравнение (V. 32) в случае упругого контакта.

Можно рассмотреть случай контактирования жестких поверхностей, одна из которых гладкая и является упруго-деформируемой, а другая шероховатая и абсолютно жесткая. Более сложный случай контактирования двух шероховатых поверхностей, описывается формулой (II. 50).

Учитывая, что при упругом контакте  $A_{r, \text{уп}} = \frac{1}{2} A_c b \varepsilon^\nu$ , а единственный средний диаметр пятна касания по Н. Б. Демкину равен

$$\sqrt{\frac{4Rh_{\max}\varepsilon}{\nu}} = d,$$

формула (V. 32) примет вид

$$I_h = \frac{0,5b\varepsilon^{\frac{2\nu+1}{2}} h_{\max}^{1/2} A_c \nu^{1/2}}{2A_a R^{1/2} (\nu + 1) n}. \quad (\text{V. 34})$$

Величина  $\epsilon$  для упругого контакта описывается уравнением (II. 21).

Учитывая это,

$$I_h = \frac{0,6(1-\mu^2)^{1/2} q_a}{\nu(\nu^2-1) K_2 E n}. \quad (V. 35)$$

При достаточно гладких металлических поверхностях ( $\nu = 3$  и  $\mu = 0,3$ ),  $K_2 = 0,12$

$$I_h = \frac{0,6 q_a}{n E}. \quad (V. 36)$$

Эта формула может быть рекомендована для прикидочного расчета на износ. Число циклов следует брать по кривой Велера, учитывая, что растягивающее напряжение  $\sigma$  примерно равно  $5f q_r$ .

Как следует из формулы (V. 36), интенсивность износа в условиях упругого контакта прямо пропорциональна номинальному давлению  $q_a$  и обратно пропорциональна числу циклов  $n$  и модулю упругости  $E$ .

Однако само число циклов является функцией номинального давления и модуля упругости материала, геометрической характеристики контакта и т. д.

Отделение частиц износа происходит в результате пересечения усталостных трещин. Очевидно усталостная трещина образуется под воздействием растягивающих напряжений, действующих на контактной поверхности трения. Материал в поверхностном слое, растягиваясь, увлекается индентором; см. формулу (V. 14).

Эксперименты, проведенные Е. Ф. Непомнящим, показали, что  $K$  для высокоэластичных материалов равно 3, для хрупких — 5. Опыты установили и более высокие значения, например,  $K = 7$ . Величина  $q_r$  может быть определена из соотношения

$$\eta_1 = \left\{ \frac{2,35 b^{\frac{1}{2\nu}} R^{\frac{1}{2}} (1-\mu^2) N}{\frac{1}{2^{2\nu}} K_2 h_{\max}^{\frac{1}{2}} E A c \nu (\nu-1)} \right\}^{\frac{2\nu}{2\nu+1}}. \quad (V. 37)$$

Учитывая, что

$$\eta = \frac{q_c}{q_r}, \quad (V. 38)$$

получим

$$q_r = \left[ \frac{\frac{1}{2^{2\nu}} K_2 h_{\max}^{1/2} E \nu (\nu-1)}{2,35 \cdot b^{\frac{1}{2\nu}} R^{1/2} (1-\mu^2)} \right]^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} q_c^{\frac{1}{2\nu+1}}. \quad (V. 39)$$

Вычислив величину  $q_r$ , зная коэффициент трения и располагая кривой усталости, можно по этой кривой определить число циклов  $n$ . Оно изменяется в пределах  $10^6$ — $10^7$  и более.

Однако возможен и аналитический путь вычисления  $n$ . Кривую Велера с известным приближением можно выразить как

$$n = \left( \frac{\sigma_0}{\sigma} \right)^t, \quad (\text{V.40})$$

где  $t$  — показатель кривой усталости, изменяющейся в пределах от 3 до 14;

$\sigma_0$  — экстраполированное значение  $\sigma$  до  $n = 1$ ;

$\sigma$  — действующее растягивающее напряжение.

Подставив в формулу (V.32) соответствующие выражения из формул (II.21), (II.49), (V.39) и (V.40), получим

$$I_h = C_1 \frac{(1-\mu^2)}{E} q_a \left[ \frac{kj q_c}{C_2 \sigma_0} \left( \frac{E}{[1-\mu^2] q_c} \right)^{1-\beta} \right]^t, \quad (\text{V.41})$$

где

$$C_1 = 0,6 \frac{V_v}{K_2 v (v^2 - 1)};$$

$$\beta = \frac{1}{2v + 1};$$

$$C_2 = \left( \frac{R}{h_{\max}} \right)^{\frac{v}{2v+1}} \left( \frac{b}{2} \right)^{\frac{1}{2v+1}} \left( \frac{0,75\pi}{K_2 v (v-1)} \right)^{\frac{2v}{2v+1}}.$$

Из анализа формулы (V.41) видно, что в условиях упругого контакта интенсивность износа зависит от геометрических характеристик ( $b$ ,  $v$ ,  $h_{\max}$ ,  $R$ ), механических свойств ( $\sigma_0$ ,  $E$ ,  $\mu$ ), коэффициента трения  $f$ , усталостной характеристики  $t$  и давлений — номинального  $q_a$  и контурного  $q_c$  (табл. 24).

Проанализируем выражение для интенсивности износа при упругом контакте (рис. 110 и 111).

Интенсивность износа (в функции) контурного давления выражается степенной зависимостью

$$I_h \sim q_c^{1+\beta t}.$$

Зависимость интенсивности износа от коэффициента трения также носит характер степенной зависимости

$$I_h \sim f^t.$$

Экспериментально эту зависимость получить в чистом виде очень трудно, ибо материалы с разными коэффициентами трения различаются еще и по своим физико-механическим показателям, так что эта связь становится неоднозначной. Указанная зависимость хорошо объясняет снижение износа при введении смазки,

Сводная таблица основных расчетных уравнений износа и влияния различных факторов на интенсивность износа

Вид взаимодействия	Упругий контакт	Пластический контакт	Микрорезание
Вид износа	Усталостный	Усталостный (малоцикловая усталость)	Абразивный
Основное уравнение	$I_h = C_1 \frac{(1 - \mu^2)}{E} q_a \times$ $\times \left[ \frac{k/q_c}{C_2 \sigma_0} \left( \frac{E}{[1 - \mu^2] q_c} \right)^{1 - \beta} t \right]$	$I_h = \frac{\sqrt{\frac{h_{\max}^2}{r} \left\{ -\ln \left[ 1 - \frac{h_{\max}}{r} \left( \frac{q_a}{HB} \right)^{1/\nu} \right] \right\}}}{2(\nu + 1)} \times$ $- \sqrt{\frac{2h_{\max}}{R} \left( \frac{q_a}{HB} \right)^{1/\nu} \left[ \frac{\sigma_s + 2\tau}{\sigma_s - 2\tau} \right] t} \left( \frac{q_a}{HB} \right)^{1 + \frac{1}{2\nu}}$	$I_h = \frac{q_a}{2(\nu + 1)} \cdot \frac{q_a}{HB} \cdot \operatorname{tg} \theta$
Нагрузка	$I_h \sim q_c^{1 + \beta} t$	$I_h \sim q_a^{1 + \frac{1}{2\nu}}$	$I_h \sim q_a$
Коэффициент трения	$I_h \sim t^{\beta}$	$I_h \sim \left( \frac{\sigma_s + 2\tau}{\sigma_s - 2\tau} \right)^{1/2} t^{1/2}$	—
Модуль упругости или твердость	$I_h \sim E^{1 - \beta} t - 1$	$I_h \sim \left( \frac{1}{HB} \right)^{1 + \frac{1}{2\nu}}$	$I_h \sim \frac{1}{HB}$
Прочность или разрывная деформация	$I_h \sim \frac{1}{\sigma_0^{\beta}}$	$I_h \sim \left( \frac{1}{\varepsilon_0} \right)^t$	—
Шероховатость	$I_h \sim \left( \frac{h_{\max}}{R} \right) \frac{t(1 - \rho t)}{2}$	$I_h \sim \frac{1 + t}{2} \left( \frac{h_{\max}}{R} \right)$	$I_h \sim \operatorname{tg} \theta$
Температура	Влияет через упруго-прочностные характеристики	Влияет через пластические и прочностные характеристики	Влияет через твердость
Коэффициент усталости	Изменяется в пределах 3-14	Изменяется в пределах 2-3	—

хотя и при этом наличие поверхностно-активных веществ несколько искажает эффект.

Яркий характер носит возрастающая параболическая зависимость износа от модуля упругости:

$$I_h \sim E^{t-\beta t-1},$$

которая объясняет более высокую износостойкость таких материалов, как резина, по сравнению с металлами.

Такой характер зависимости  $I_h$  от  $E$  объясняется тем, что модуль влияет как через фактическую площадь контакта, так и че-

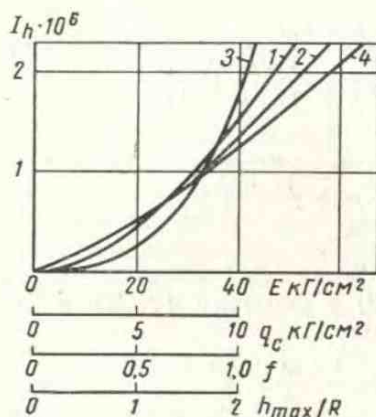


Рис. 110. Зависимость интенсивности износа от различных факторов в условиях упругого контакта поверхностей трения:

- 1)  $I_h = f_1(E)$ ; 2)  $I_h = f_2(q_c)$ ; 3)  $I_h = f_3(f)$ ; 4)  $I_h = f_4\left(\frac{h_{\max}}{R}\right)$

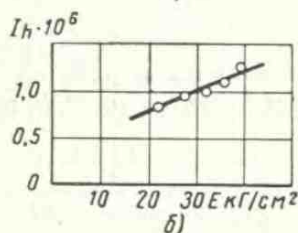
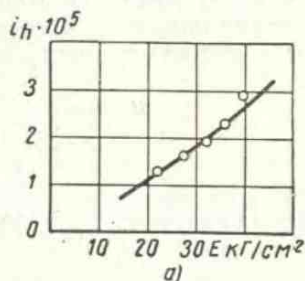


Рис. 111. Влияние модуля упругости при  $q_a = 3,75$  кГ/см<sup>2</sup> на износ резины:  
а —  $i_h$ ; б —  $I_h$

рез контактные давления, причем последняя зависимость является более сильной.

Многими исследователями отмечалась роль шероховатости на износостойкость сопряжения. В представленном уравнении это находит отражение в зависимости вида

$$I_h \sim \left(\frac{h_{\max}}{R}\right)^{1/2t(1-\beta t)}$$

### Износ при пластическом контакте

Исследования Tavernelli и Coffin [80] по снятию кривых малоциклового усталости в условиях жесткого нагружения (при

заданной деформации) показали, что соблюдается закономерность

$$\left(\frac{2\varepsilon_p}{\varepsilon_t}\right)^t = n, \quad (\text{V.42})$$

где  $\varepsilon_t$  — действующая деформация;

$\varepsilon_p$  — разрушающее удлинение (значение  $\varepsilon_t$ , экстраполированное до  $n = 1$ ).

Приближённое решение задачи теории пластичности, выполненное Г. М. Харачем, позволило определить  $\varepsilon_t$ , а тем самым и количество циклов  $n$ , которое приводит к усталостному разрушению поверхности трения:

$$n = \frac{[\ln(1 + \delta)]^t}{-\left\{ \ln \left[ 1 - a - \left( 2a \frac{1+m}{1-m} \right)^{1/2} \right] \right\}^t}, \quad (\text{V.43})$$

где

$$a = \frac{h_{\max}}{R} \left( \frac{q_c}{c\sigma_s b} \right)^{1/\nu};$$

$$m = \frac{2\tau}{\sigma_s}.$$

Подставляя выражение (V.43) в формулу (V.32) и учитывая, что  $h = \varepsilon h_{\max}$ ,  $q_r \approx HB$ , получим:

$$I_h = \frac{h \left\{ -\ln \left[ 1 - a - \left( 2a \frac{1+m}{1-m} \right)^{1/2} \right] \right\}^t}{d(\nu + 1) [\ln(1 + \delta)]^t} \frac{q_a}{HB}; \quad (\text{V.44})$$

$$\frac{h}{d} = \frac{1}{2,8} \sqrt{\frac{h_{\max}}{R} \left( \frac{2q_c}{HB \cdot b} \right)^{1/2\nu}}. \quad (\text{V.45})$$

Удобнее пользоваться приближенной формулой:

$$I_h = \frac{1}{2\nu + 1} \sqrt{\frac{\nu}{2} \frac{h_{\max}}{Rb^{1/\nu}} \left( \frac{P_a}{HB} \right)^\nu \left[ \frac{1}{\varepsilon_p} \sqrt{\frac{2}{R} \frac{h_{\max}}{b^{1/\nu}} \frac{1 + Kf}{1 - Kf}} \right]^t},$$

где  $\nu = 1 + \frac{t+1}{2v}$ .

Для более грубых расчетов можно полагать, что величина относительной деформации растяжения  $\varepsilon_t$ , возникающая в поверхностном слое деформируемого материала при скольжении внедрившейся неровности, будет пропорциональна коэффициенту трения и тангенсу угла наклона единичной неровности:

$$\varepsilon_t = c f \operatorname{tg} \theta. \quad (\text{V.46})$$

Величина эмпирического коэффициента  $c$  изменяется в пределах 0,1—0,001. Во многих случаях его можно применять равным 0,1—0,05.



Из анализа формулы (V. 44) следует, что интенсивность износа пропорциональна нагрузке  $q$  в степени, большей единицы:

$$I_h \sim q_c^{1 + \frac{t+1}{2v}}$$

Принимая во внимание, что обычно  $v$  и  $t$  изменяются в пределах  $2 \div 3$ , показатель степени при нагрузке колеблется в пределах  $1,5-2$ .

Интенсивность износа связана с физико-механическими свойствами материала трущихся поверхностей следующей зависимостью:

$$I_h = \frac{\left( \frac{\sigma_s + 2\tau}{\sigma_s - 2\tau} \right)^{\frac{t}{2}}}{\delta^t (HB)^{1 + \frac{t+1}{2v}}}$$

Полученная зависимость выражает связь износа с характеристиками пластичности материала ( $\sigma_s$ ,  $\delta$ ), фрикционными свойствами ( $\sigma_s$  и  $\tau$ ) и усталости ( $t$ ) (см. табл. 24). В общем случае интенсивность износа тем выше, чем больше тангенциальная прочность фрикционной связи и чем меньше твердость  $HB$  и разрывное удлинение  $\delta$ . Особенно интересен результат

$$I_h \sim \frac{1}{\delta^t (HB)^{1 + \frac{t+1}{2v}}},$$

который показывает, что не только повышение твердости способствует снижению износа, но весьма существенную роль играет разрывное удлинение.

**Пример расчета.** Исходные данные для расчета износа алюминиевого образца: твердость по Бринелю  $23 \text{ кг/мм}^2$ ; удлинение при разрыве  $\delta = 40\%$ ; коэффициент усталости  $t = 2$ ; удельная нагрузка  $q_c = 19 \text{ кг/см}^2$ .

Геометрия истирающей поверхности:  $v = 3$ ;  $b = 8$ ;  $h_{\max} = 3 \text{ мк}$ ;  $R = 100 \text{ мк}$ .

По формуле (V. 45)

$$\frac{h}{d} = \frac{1}{2,8} \sqrt{\frac{3}{100} \left( \frac{0,38}{23 \cdot 8} \right)^{\frac{1}{6}}} = 0,018.$$

По формуле (V. 43)

$$n = \frac{[\ln(1 + 0,4)]^2}{\ln \left[ \frac{1}{1 - 0,077} \right]^2} \approx 24,$$

где

$$\sqrt{2a} = \sqrt{2 \cdot \frac{3}{100} \left( \frac{0,19}{2 \cdot 3 \cdot 8} \right)^{1/6}} = 0,077$$

Подставляя найденные значения в формулу (V.44), получим

$$I_h = \frac{0,018 \cdot 0,19}{4 \cdot 24 \cdot 23} = 1,4 \cdot 10^{-6}.$$

### Износ при микрорезании

При контактировании жесткой шероховатой поверхности с пластически деформируемой гладкой поверхностью жесткие микронеровности будут внедряться в пластическое полупространство. Заменяем сферическую неровность неровностью, имеющей в сечении треугольник (рис. 112).

С некоторым приближением можно полагать, что

$$\frac{\varepsilon h_{\max}}{d} = \frac{\operatorname{tg} \theta}{2}.$$

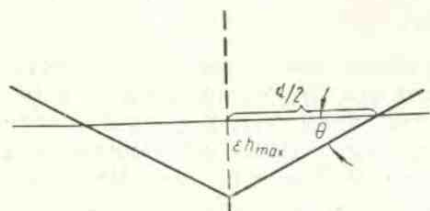


Рис. 112. Профиль модели единичной неровности

Тогда, учитывая в выражении (V.30a), что  $n = 1$  и  $q_r = HB$ , получим

$$I_h = \frac{\operatorname{tg} \theta}{2(\nu + 1)} \frac{q_a}{HB}, \quad (\text{V.47})$$

т. е. интенсивность износа при микрорезании зависит от остроты внедряемых поверхностей, пропорциональна удельному номинальному давлению и обратно пропорциональна твердости (см. табл. 24).

Характерным для микрорезания является то, что интенсивность износа не зависит от прочностных свойств материала  $\sigma_s$ ,  $\sigma_0$ , ибо условием осуществления этого вида износа является достижение критических напряжений на контакте.

**Пример расчета.** Обычно тангенс угла наклона неровностей напильника составляет примерно 0,1.

Для напильника можно принять  $\nu = 2$ , тогда при обработке оловянного образца с твердостью  $HB \ 9 \text{ кг/мм}^2$  при удельном давлении  $100 \text{ кг/см}^2$  будет наблюдаться износ

$$I_h = \frac{0,1 \cdot 1}{2 \cdot 3 \cdot 9} \simeq 1,9 \cdot 10^{-3}.$$

В зависимости от физико-механических свойств пары трения, геометрических характеристик поверхностей и режима работы будет иметь место тот или иной вид износа.

Границу применимости формул (V.41), (V.44) и (V.47) см. в гл. III; методика расчета на износ изложена в работе [24].

## § 6. О РАСЧЕТЕ ИЗНОСА ПРИ СУЩЕСТВОВАНИИ НЕСКОЛЬКИХ ВИДОВ ИЗНОСА

Чаще всего на поверхности трения имеют место несколько видов износа. Рассмотрим этот случай.

Пусть на части фактической площади касания  $\alpha A_r$  имеет место микрорезание, а на остальной части  $(1-\alpha)A_r$  наступает разрушение в результате усталости. Тогда для интенсивности абразивного износа

$$I_{абр} = \frac{\epsilon h_{\max}}{(\nu+1)d} \frac{\alpha A_r}{A_a}. \quad (V.48)$$

Интенсивность усталостного износа

$$I_{уст} = \frac{\epsilon h_{\max}}{(\nu+1)dn} \frac{(1-\alpha)A_r}{A_a}. \quad (V.48a)$$

Общая интенсивность износа

$$I_{общ} = I_{абр} + I_{уст} = \frac{\epsilon h_{\max}}{(\nu+1)d} \left( \alpha + \frac{1-\alpha}{n} \right) \frac{A_r}{A_a}. \quad (V.49)$$

Эквивалентная величина удельного износа будет

$$i_{экр} = \frac{\epsilon h_{\max}}{(\nu+1)d} \left( \alpha + \frac{1}{n} - \frac{\alpha}{n} \right). \quad (V.50)$$

Проанализируем это выражение.

**I случай.**  $\alpha \gg \frac{1}{n}$  или  $\alpha n \gg 1$ .

Практически весь разрушаемый материал будет отделяться в результате микрорезания. Удельный износ будет равен при  $n \gg 1$  и  $\alpha \ll 1$

$$i_{экр} = \frac{\epsilon h_{\max} \alpha}{(\nu+1)d}. \quad (V.51)$$

Поэтому в основное уравнение износа (V.30) вместо  $n$  следует подставлять  $\frac{1}{\alpha}$ . Поэтому  $i_h$  для абразивного износа лежит в пределах  $10^{-1}$ — $10^{-2}$ . Если  $\alpha \approx 0,1$ , то абразивный характер износа полностью сохраняется; когда  $\alpha \approx 0,01$ , то необходимо учитывать усталостные процессы.

**II случай.**  $\alpha \approx \frac{1}{n}$  или  $0,1 < \alpha n < 10$ .

В этом случае будут сравнимы количества материала, отделяемого в результате микрорезания и усталостного процесса разрушения, а для решения вопроса о механизме износа необходимо проанализировать влияние других факторов (см. табл. 23).

**III случай.**  $\alpha \ll \frac{1}{n}$  или  $\alpha n \ll 1$ .

Практически весь разрушаемый материал будет отделяться в результате усталости. Удельный износ

$$i_{\text{экв}} = \frac{eh_{\text{max}}}{(v+1)ln}$$

Величина  $i_h$  для малоциклового усталости колеблется от  $10^{-3}$  до  $10^{-4}$ , при упругом контакте от  $10^{-6}$  до  $10^{-8}$ .

## § 7. ВЛИЯНИЕ НЕСТАЦИОНАРНОСТИ РЕЖИМА НАГРУЖЕНИЯ НА ИЗНОС

Нагрузка на узел трения может изменяться на практике вследствие эксплуатационной необходимости и как результат колебательных процессов.

Таким образом, можно принять, что изменение нагрузки подчиняется некоторому закону распределения, которым описывается весь спектр возможных нагрузок. Разберем это на примере, когда изменение нагрузки на узел трения подчиняется закону Гаусса [25]. Подсчитаем математическое ожидание каждого данного значения контурного давления  $q_c$ :

$$P = \frac{1}{\delta \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(q-\bar{q}_c)^2}{2\delta^2}}, \quad (\text{V.52})$$

где  $\delta$  — среднее квадратическое отклонение;

$\bar{q}_c$  — среднее контурное давление.

Тогда в условиях вариации нагрузки интенсивность износа

$$I_{\text{вар}} = \int_{-\infty}^{+\infty} I P dq_c. \quad (\text{V.53})$$

Принимая во внимание, что

$$I = Aq_c^{1+\beta t}, \quad (\text{V.54})$$

выражение (V.53) примет вид

$$I_{\text{вар}} = A\bar{q}_c^{1+\beta t} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{(1+\theta V)^{1+\beta t}}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{\theta^2}{2}} d\theta = \bar{I}, \quad (\text{V.55})$$

где  $\theta = \frac{q-\bar{q}_c}{\delta}$  — критерий Стюдента;

$V = \frac{\delta}{q_c}$  — коэффициент вариации;

$$\bar{I} = A\bar{q}_c^{1+\beta t};$$

$$\lambda = \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{(1+\theta V)^{1+\beta t}}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{\theta^2}{2}} d\theta \approx 1 + \beta t V^{1+\beta t}. \quad (\text{V.56})$$

Полученный результат говорит о том, что интенсивность износа при колебаниях нагрузки около среднего значения всегда будет больше по сравнению с тем, если бы нагрузка поддерживалась постоянной на среднем уровне. Значение  $\lambda$  тем больше, чем выше коэффициент вариации  $V$  и чем сильнее нагрузка влияет на износ.

Изложенное позволяет сделать заключение о том, что учет нестационарности нагрузок при усталостном износе приводит к значительным количественным поправкам, в результате чего можно объяснить ряд эффектов, наблюдаемых на практике.

## § 8. ФАКТОРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА ИЗНОС

Применительно к борьбе с износом существенными являются следующие два основных правила, вытекающие из физического анализа процесса.

Первое относится к молекулярному взаимодействию: это правило положительного градиента механических свойств. Согласно этому правилу, поверхность трущегося тела должна иметь меньшую прочность, чем нижележащие слои. Последнее необходимо для предотвращения глубинного вырывания (5-й вид нарушения фрикционной связи). Применительно к трению несмазанных поверхностей (сухому трению) соблюдение этого правила совершенно необходимо. Трение двух твердых тел без промежуточной прослойки — пленки, обеспечивающей положительный градиент, невозможно. Ее необходимо обеспечить путем искусственных покрытий, за счет окисления поверхности и т. д.

Второе правило относится к механическому взаимодействию: это правило минимального внедрения контактируемого тела в сопряженную поверхность. Жесткость и гладкость одной из поверхностей (большей по размеру) должны быть предельно большими. Это обеспечит минимальные проникновения контртела и, следовательно, сохранение на твердой поверхности защитной пленки. Если поверхности сделать одинаковой твердости, то контактные давления будут выше, чем если одна из поверхностей будет более мягкой, и, следовательно, возможность повреждения защитной пленки на твердой поверхности будет больше. Если внедрение находится в пределах упругого деформирования, износостойкость наиболее высокая ( $i_h = 10^{-6} \div 10^{-7}$ ); если в пределах пластического деформирования, то примерно в 1000 раз меньше, и если в пределах, не обеспечивающих передеформирования, то еще в 100—1000 раз меньше.

Как показывает приведенный нами анализ уравнений износа, различные физико-механические характеристики материалов определяют износостойкость узла трения, работающего в тех или иных режимах. Для упругого контакта — это разрушающее напряжение материала  $\sigma_0$  показателя кривой усталости  $t$ , модуль

упругости  $E$ , коэффициент трения  $f$ ; для пластического контакта — твердость, разрывное удлинение  $\delta$ , показатель кривой усталости  $t$  и коэффициент трения  $f$ ; для микрорезания — твердость.

Сопоставляя условия работы узлов трения, целесообразно линейные износы выражать в безразмерных единицах, нагрузку на узел трения при упругом контакте выражать в долях от модуля упругости материала, а при пластическом контакте и микрорезании — в долях от твердости.

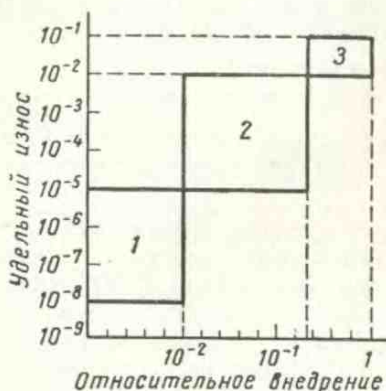


Рис. 113. Зависимость удельного износа от относительного внедрения. Области:

1 — упругого деформирования ( $\sigma_0$ ,  $t$ ,  $E$ ,  $f$ ); 2 — пластического деформирования ( $HВ$ ,  $\delta$ ,  $t$ ,  $f$ ); 3 — микрорезания ( $HВ$ ,  $\theta$ )

На рис. 113 изображена зависимость удельного износа от относительного внедрения.

Рассмотренные выше расчетные формулы в случае упругого контакта могут быть применены к каждой из трущихся поверхностей. Следует помнить, что все физико-механические характеристики материалов в расчетных формулах относятся к изнашиваемой поверхности, а геометрические характеристики ( $b$ ,  $v$ ,  $h_{\max}$ ,  $R$ ) — к изнашивающей поверхности.

При пластическом контакте одно тело с меньшей твердостью следует рассчитывать по формулам пластического контакта, а контртело — по формулам упругого контакта.

В случае микрорезания более мягкое тело рассчитывается по формулам микрорезания, а контртело — по формулам упругого контакта.

Существенным недостатком разработанной нами теории является то, что для расчета необходимо располагать значениями  $b$  и  $v$ , которые изменяются в процессе износа. Однако эта трудность в первом приближении легко преодолима, так как установлено, что при нормальном законе распределения неровностей по высоте  $b = 5$ ,  $v = 3$  независимо от класса чистоты поверхности.

В расчетные формулы входит также величина коэффициента трения, которая особенно сильно влияет на износ в условиях упругого контакта. Величина коэффициента трения может быть рассчитана по соответствующей формуле, что избавляет нас от экспериментального замера коэффициента трения. Однако расчет может быть произведен с точностью до адгезионной составляющей.

Также сложным является вопрос о величине приведенного напряжения в случае упругого контакта. В этот вопрос необходимо бы внести дополнительную ясность. Снимая кривые фрикционно-контактной усталости, можно подойти к решению этого вопроса.

## § 9. РАСЧЕТ НА ИЗНОС КУЛАЧКОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

Непосредственное использование формул (V. 41), (V. 44), (V. 47) для расчета реальных узлов трения не представляется возможным по той причине, что в реальных узлах трения, как правило, удельная нагрузка  $q_a$  является величиной переменной и даже при условии постоянства  $q_a$  величина  $q_c$  есть некоторая функция координаты площади контакта. Только учитывая (а это лишь первое приближение) сказанное выше, можно подойти к расчету реальных узлов трения.

В работах [2], [3] получены формулы для расчета износа кулачковых механизмов в условиях упругого и пластического контактов на основе соотношений, разработанных нами.

Рассмотрим некоторые расчетные зависимости, полученные для этих механизмов.

### Износ профиля кулачка в кулачковом механизме с заостренным толкателем в условиях упругого контакта

Вычислим износ элементарной площадки  $\Delta F$  профиля кулачка, считая его за нормальный износ профиля в данной точке (имеется в виду центр площадки).

Нормальный износ за один цикл

$$h = \int_0^{2a} I_h(a) ds, \quad (V. 57)$$

где  $a$  — половина ширины площади контакта.

С целью упрощения, с достаточной точностью закон распределения контурного давления в зоне контакта аппроксимируется параболической функцией вида

$$q_c(x_0) = q_c^0 \left( 1 - \frac{x_0^2}{a^2} \right), \quad (V. 58)$$

где  $x_0$  — текущая координата по площадке контакта;

$q_c^0$  — максимальное давление на контакте.

Учитывая выражение (V. 58), формула (V. 57) запишется

$$h = 2K_0 (q_c^0)^{1+\beta t} a \left( \frac{2+2\beta t}{3+2\beta t} \right) f t, \quad (V. 59)$$

где

$$K_0 = \frac{1,2 \sqrt{\nu}}{K_2 (\nu + 1)} \left( \frac{1 - \mu^2}{E} \right)^{1+\beta t - t} \left( \frac{k}{c_3 \sigma_0} \right).$$

Выражая половину ширины площадки контакта и величину максимального давления на контурной площадке через удельную нагрузку и приведенный радиус кривизны согласно выражениям

$$a = \left( \frac{4}{\pi} \eta \right)^{1/2} N^{1/2} \rho_{np}^{1/2} \quad (\text{V.60})$$

и

$$q_c^0 = 0,418 \sqrt{\frac{NE_{np}}{\rho_{np}}}, \quad (\text{V.61})$$

и подставляя в уравнение (V.59), получим выражение для общего износа профиля  $\Delta H$ , считая, что он пропорционален числу циклов  $N_u$ :

$$\Delta H = K_1 f' \rho_{np}^{-\frac{1}{2} \beta t} N^{1 + \frac{1}{2} \beta t} N_u, \quad (\text{V.62})$$

где

$$K_1 = 2K_0 \left[ \frac{4}{\pi} \left( \frac{1 - \mu_1}{E_1} + \frac{1 - \mu_2}{E_2} \right) \right]^{1/2} 0,418^{1 + \beta t} E^{1/2 (1 + \beta t)} \left( \frac{2 + 2\beta t}{3 + 2\beta t} \right);$$

$\mu_1$  и  $\mu_2$  — коэффициенты Пуассона первого и второго контактирующих тел;

$E_1$  и  $E_2$  — модули упругости первого и второго тел.

Заменяя силу  $N$  через силу  $P$ , действующую по оси ведомого звена, получим окончательно

$$\Delta H = K_1 f' \rho_{np}^{-\frac{1}{2} \beta t} \left[ \frac{P \cos \varphi_1 \cos \varphi_{2n}}{\cos (\vartheta + \varphi_1 + \varphi_{2n})} \right]^{1 + \frac{\beta t}{2}} N_u. \quad (\text{V.63})$$

### Износ профиля кулачка при качении со скольжением

Это наиболее общий случай контактирования в кинематических парах. Путь скольжения на элементарной площадке  $\Delta F$ , расположенной на рабочем профиле кулачка,

$$S_m = \frac{2a}{\omega} v_{ск} = 2a\sigma, \quad (\text{V.64})$$

где  $v_{ск}$  — скорость скольжения по площадке  $\Delta F$ ;

$\omega$  — скорость перемещения площади контакта.

Считаем, что эти величины при прохождении зоны контакта над элементарной площадкой  $\Delta F$  постоянны. Тогда суммарный износ

$$\Delta H = K_3 f' \frac{N^{1 + \frac{1}{2} \beta t}}{\rho_{np}^{1/2 \beta t}} \delta N_u,$$

где

$$K_3 = 2K_0 \left( \frac{4}{\pi} \eta \right)^{1/2} 0,418^{1 + \beta t} E^{1/2 (1 + \beta t)} \frac{1}{2 + \beta t}.$$



Заменяя значения  $\delta$  для различных кулачковых механизмов, можно получить различные формулы износа. Например, для кулачкового механизма с плоским толкателем

$$\Delta H = K_3 f^t \frac{N^{1+\frac{1}{2}\beta t}}{\rho^{1+\frac{1}{2}\beta t}} (r_0 + S) N_u, \quad (\text{V. 65})$$

где  $r_0$  — начальный радиус толкателя;

$S$  — ход толкателя.

В условиях пластического контакта формула (V. 62) для кулачкового механизма с заостренным толкателем примет вид

$$\Delta H = c'_1 N^{1+\frac{t+1}{4v}} \rho_{np}^{-\left(\frac{t+1}{4v}\right)},$$

где

$$c'_1 = 2b_0 \left(\frac{4}{\pi} \eta\right)^{1/2} 0,418^{1+\frac{t+1}{4v}} \times \\ \times E_{np}^{\frac{1}{2}+\frac{t+1}{4v}} \left(\frac{2+\frac{t+1}{v}}{3+\frac{t+1}{v}}\right). \quad (\text{V. 66})$$

Для кулачкового механизма с плоским толкателем

$$\Delta H = c'_2 N^{1+\frac{t+1}{4v}} \frac{r_0 + s}{\rho^{1+\frac{t+1}{4v}}} N_u, \quad (\text{V. 67})$$

где

$$c'_2 = 2b_0 \left(\frac{4}{\pi} \eta\right)^{1/2} 0,418^{1+\frac{t+1}{2v}} E_{np}^{1/2+\frac{t+1}{4v}} \left(\frac{1}{2+\frac{t+1}{2v}}\right).$$

Для кулачкового механизма с роликовым толкателем

$$\Delta H = c'_3 N^{3/2+\frac{t+1}{4v}} \left(\frac{1}{r_p} \pm \frac{1}{\rho}\right)^{1/2+\frac{t+1}{4v}} \times \\ \times \left(1 - \sqrt{1 - \frac{\mu_1}{f} - \frac{1}{2} \frac{\mu_1}{f}}\right) N_u, \quad (\text{V. 68})$$

где

$$c'_3 = 4b_0 \left(\frac{4}{\pi} \eta\right)^{1/2} 0,418^{1+\frac{t+1}{4v}} E_{np}^{1/2+\frac{t+1}{4v}} \left(\frac{1}{2+\frac{t+1}{2v}}\right).$$

При микрорезании Е. И. Воробьев исходил из следующей зависимости:

$$\frac{d\Delta H}{dS} = C_u q, \quad (V.69)$$

где  $q$  — удельное давление;

$C_u$  — коэффициент, зависящий от материала.

Формулы для расчета износа профиля кулачка на основании формулы (V.69) имеют следующий вид:

для кулачкового механизма с роликовым толкателем

$$\Delta H = b_2 f N^{3/2} \left( \frac{1}{r_p} \pm \frac{1}{\rho} \right)^{1/2} \left( 1 - \sqrt{1 - \frac{\mu_1}{f} - \frac{1}{2} \frac{\mu_1}{f}} \right) N_u, \quad (V.70)$$

где

$$b_2 = 0,418 \left( \frac{16}{\pi} \eta \right) C_u E_{np}^{1/2},$$

для кулачкового механизма с плоским толкателем

$$\Delta H = b_3 N \frac{r_0 + S}{\rho} N_u, \quad (V.71)$$

где

$$b_3 = 0,418 \left( \frac{4}{\pi} \eta \right)^{1/2} C_u E_{np}^{1/2}.$$

## ЛИТЕРАТУРА

1. Буше Н. А. Оценка свойств алюминиевых подшипниковых сплавов. Сб. «Подшипниковые сплавы». Труды Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта. М., Трансжелдориздат. 1958, стр. 84—155.

2. Воробьев Е. И. К вопросу об износостойкости и проектировании кулачковых механизмов. Сб. «Анализ и синтез машин-автоматов». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 49—61.

3. Воробьев Е. И. Влияние параметров кулачкового механизма на износ профиля кулачка в условиях пластического контакта. «Машиноведение», 1965, № 3, стр. 50—55.

4. Горин Д. И. К вопросу увеличения износостойкости шарнира гусеничной цепи трактора ДТ-54. Сб. докладов 2-й Белорусской научно-производственной конференции. Минск, Госиздат БССР, 1955, стр. 208—220.

5. Горин Д. И. Износ деталей в абразивной среде. Сб. трудов Белорусского политехнического института. Вып. 57, Минск, Изд-во АН БССР, 1957, стр. 32—40.

6. Гутерман В. М., Тенненбаум М. М. Влияние микроструктуры на износостойкость углеродистых сталей при абразивном изнашивании. «Металловедение и обработка металлов», 1956, № 11, стр. 15—22.

7. Давиденков Н. Н. Динамическое испытание металлов. ОНТИ, 1936, стр. 394.

8. Зайцев А. К. Основы учения о трении, износе и смазке машин. М.—Л., Машгиз, 1947, 256 стр.

9. Замоторин М. И. Износ углеродистых сталей в зависимости от условий термической обработки и твердости. Институт механизации сельского хозяйства. Л., Сельхозгиз, 1930, 54 стр.

10. Кащеев В. Н. Исследование наростов, образующихся при трении сплавов. Труды Сибирского физико-технического института. СФТИ. Вып. 24, Томск, 1947, стр. 112—117.

11. Кащеев В. Н. Абразивное разрушение твердых тел. Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора физ.-мат. наук Томск, 1963.

12. Кащеев В. Н. О зависимости износостойкости металла в абразивном потоке от его поверхностной твердости, возникающей в процессе механической обработки. «Известия вузов. Физика», 1959, № 5, стр. 58—63.

13. Кислик В. А. Износ деталей паровозов. М., Трансжелдориздат, 1948, 332 стр.

14. Клейс И. Об изнашивании металлов в абразивной струе. Труды Таллинского политехнического института. Серия А, № 168, 1959, 27 стр.

15. Козырев С. П. Гидроабразивный износ металлов при кавитации. М., Изд-во «Машиностроение», 1964, 139 стр.

16. Кокс М. Роль атмосферного окисления при скольжении металлических поверхностей с высокой скоростью. «Машиностроение», 1958, № 5, стр. 71—88.

17. Колесов В. Г. Износостойкость наплавочных сплавов при работе в абразивной среде. «Сварочное производство», 1960, № 11, стр. 20—24.

18. Кошвисаров Д. В. Трение и износ металлов. М.—Свердловск, Машгиз, 1947, 184 стр.

19. Костецкий Б. И. Сущность явлений трения и износа в деталях машин. Трение и износ в машинах. Труды Второй Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. 4, М., Изд-во АН СССР, 1951, стр. 201—208.

20. Крагельский И. В. О расчете трущихся сочленений на износ при микрорезании, пластическом и упругом контактах. Сб. «Трение твердых тел». М., Изд-во «Наука», 1964, стр. 100—111.

21. Крагельский И. В. Об усталостной природе износа твердых тел. Сб. «Вопросы механической усталости». Под ред. С. В. Серенсена. М., Изд-во «Машиностроение», 1964, стр. 355—369.

22. Крагельский И. В. и Непомнящий Е. Ф. Об усталостном механизме при упругом контакте. М., Изд-во АН СССР. «Механика и машиностроение», 1963, № 5, стр. 190—195.

23. Крагельский И. В. и Непомнящий Е. Ф. Теория износа высокоэластичных материалов. Пластмассы в подшипниках скольжения. М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 49—56.

24. Крагельский И. В., Харач Г. М., Непомнящий Е. Ф. Усталостный износ и краткая методика аналитической оценки величины износа поверхностей трения при скольжении. М., Научный Совет по трению и ИМАШ. 1967. 18 стр.

25. Крагельский И. В., Харач Г. М., Непомнящий Е. Ф. Влияние неустановившихся режимов нагружения на износ. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 128—132.

26. Кузнецов В. Д. Наросты при резании и трении. М., Гостехтеориздат, 1956, 284 стр.

27. Кузнецов В. Д. Физика твердого тела. Т. 4, Томск, Изд-во «Красное знамя», 1947, 542 стр.

28. Лазебник Б. Д. Применение радиографии для изучения механизма и изнашивания режущего инструмента. Тема 23, М., ВИНТИ, 1959, 24 стр.

29. Лозинский М. Г. Стресс и свойства металлов и сплавов при высоких температурах. М., Металлургиздат, 1963, 535 стр.

30. Лоренц В. Ф. Износ деталей сельскохозяйственных машин. Машгиз, 1948, 100 стр.

31. Львов П. Н. Абразивный износ и защита от него. М., ЦБТИ, 1959, 55 стр.

32. Маяускас И. С. Влияние давления почвы на износ рабочих деталей почвообрабатывающих машин. «Вестник машиностроения», 1958, № 10, стр. 30—33.

33. Наумов С. Л. Исследование сопротивления металлов абразивному изнашиванию. Киев, Редиздат КИГВФ, 1960, 24 стр.

34. Полосаткин Г. Д. Материалы по физике износа и трения. ЖТФ. Т. 16. Вып. 12, 1946.

35. Радчик А. С., Радчик В. С. О деформации поверхностных слоев при трении скольжения. ДАН СССР. Т. 119, № 5, 1958, стр. 933—935.

36. Ратнер С. Б., Клитеник Е. С., Лурье Е. Г. Износ полимеров как процесс усталостного разрушения. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 156—159.

37. Ратнер С. Б., Лурье Е. Г. О связи износа с термохимической стабильностью полимеров. «Высокомолекулярные соединения», 1966, № 1, стр. 88—94.

38. Ребиндер П. А. Абсорбционные слои и их влияние на свойства дисперсных систем. «Известия АН СССР. Химическая серия», № 5, 1936, стр. 639—706.

39. Ребиндер П. А. Физико-химическая механика — новая область науки. М., Изд-во «Знание», 1958, 64 стр.

40. Ребиндер П. А. и Епифанов Г. И. Влияние поверхностно-активной среды на граничное трение и износ. Сб. «Развитие теории трения и изнашивания». М., Изд-во АН СССР, 1957, стр. 47—58.

41. Ребиндер П. А. и Петрова Н. Н. Физико-химические основы явлений износа трущихся поверхностей и смазки при высоких давлениях. Труды I Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. I, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1939, стр. 484—504.

42. Резниковский М. М. и Бродский Г. И. Особенности механизма истирания высокоэластичных материалов. Сб. «Фракционный износ резин». М.—Л., Изд-во «Химия», 1964, стр. 21—30.

43. Саар Б., Лепиксон Х. Исследование изнашивания в массе уплотненного абразива. Труды Таллинского политехнического института. Серия, А. № 219, Таллин, 1965, стр. 27—42.

44. Серник Н. М. и Кантор М. М. Влияние термической обработки на износостойкость стали в грунтовой массе. «Металловедение и термическая обработка металлов», 1958, № 7, стр. 46—49.

45. Тененбаум М. М. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин при абразивном изнашивании. М., Изд-во «Машиностроение», 1966, 280 стр.

46. Ткачев В. Н. Износ и повышение долговечности рабочих органов почвообрабатывающих машин. М., Изд-во «Машиностроение», 1964, 167 стр.

47. Хрущов М. М. Усталость баббитов. М.—Л., Изд-во АН СССР, 1943, 140 стр.

48. Хрущов М. М., Бабичев М. А. Методика испытания металлов на износ при трении об абразивную поверхность. Сб. «Трение и износ в машинах», № 1, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1941, стр. 69—88.

49. Хрущов М. М. и Бабичев М. А. Исследование изнашивания металлов. М., Изд-во АН СССР, 1960.

50. Сороко-Новицкая А. А., Хрущов М. М. Сопротивление абразивному изнашиванию углеродистых сталей. «Известия АН СССР. ОТН», № 12, 1955, стр. 35—47.

51. Честнов А. Л. Новый метод исследования износостойкости материалов для калибров. Сб. «Трение и износ в машинах» № 6, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 13—23.

52. Чичинадзе А. В., Баумгартэ А. Э., Браун Э. Д. и др. Моделирование износа материалов при скольжении по грунту. Сб. «Новое в теории трения». М., Изд-во «Наука», 1966, стр. 186—194.

53. Швецова Е. Н. и Крагельский И. В. Классификация видов разрушения поверхности деталей машин в условиях сухого и граничного тре-

- ния. Сб. «Трение и износ в машинах», № 8, М., Изд-во АН СССР, 1953, стр. 18—38.
54. Ю ж а к о в И. В. Исследование процессов изнашивания металлов при трении о грунт. Труды Харьковского автодорожного ин-та. Вып. 22, Харьков, 1959, стр. 14.
55. Archard J. F. and Hirst W. The Wear of Metals under Unlubricated Conditions. «Proc. R. Soc». 1956, Nr. 1206, vol. 236, pp. 397—410.
56. Burwell J. T. and Strong C. D. On Empirical Law of Adhesive Wear. «J. Appl. Phys». 1952, No. 1, vol. 23, pp. 18—28.
57. Burwell J. T. and Strong C. D. Metallic Wear. «Proc. R. Soc.», 1952, No. 1111, vol. 212, Ser. A, pp. 470—477.
58. Clark W. T. and J. K. Lancaster. Breakdown and Surface of Carbons During Repeted Sliding «Wear». 1963, No. 6, vol. 6, pp. 467—482.
59. Eszlinger P. Das Problem der Werk stoffwahl bei Verschleissstellen. «VDI Zeitschrift». 1963, Nr. 26, Bd. 105, SS. 1209—1218.
60. Finnie J., Shaw M. C. Friction Process in Metal Cutting. «Trans. Am. Soc. Mech. Engrs». 1956, vol. 78, No. 8, pp. 1649—1657.
61. Hirst W., Lancaster J. K. Surface Film Formation and Metallic Wear. «J. Appl. Phys.». 1956, No. 9, vol. 27, pp. 1057—1065.
62. Holm R. Electric Contacts. Stockholm, «H. Gebers», 1946, pp. 398.
63. Kayaba T. Wear and friction of bearing material «Wear», 1962, No. 3, vol. 5, pp. 173—181.
64. Kerridge M. and Lancaster J. K. The Stages in a Process of Severe Metallic Wear. «Proc. Roy. Soc.», 1956, v. 236, pp. 250—254.
65. Kraghelsky I. V. Calculation of Wear. «Trans of ASME», «J. of Basic Engineering», 1965, Ser. D, pp. 785—790.
66. Kraghelsky I. V. and Nepomnyashchi E. F. Fatigue Wear Under Elastik Contact Conditions. «Wear», 1965, No. 4, vol. 8, pp. 303—319.
67. Lancaster J. K. The influence of the conditions of sliding on the wear of the electrographitic brushes. «Brit. J. Appl. Phys». 1962, No. 9, vol. 13, pp. 468—477.
68. Mailander R. und Dies K. Beitrag zur Brfoschung der Vorgänge beim Verschleiss. «Schweizer Archiv». 1943, No. 3, vol. 9, pp. 95—98.
69. Morton Antler. Processes of Metal Transfer and Wear. «Wear», 1964, No. 2, vol. 7, pp. 181—203.
70. Quinn T. F. T. Role of oxidation in the mild wear of steel. «Brit. J. Appl. Phys», 1962, No. 1, vol. 13, pp. 33—37.
71. Rabinowicz E. Surface Energy Approach to Friction and Wear «Product Engineering». 1965, No. 6, vol. 36, pp. 95—99.
72. Rabinowicz E. Nature of Static and Kinetic Coefficients of Friction. «J. Appl. Phys». 1951, No. 11, vol. 22, pp. 1373—1380.
73. Rabinowicz E. New Coefficients Predict Wear of Metal Parts, «Product Eng.». 1958, No. 25, vol. 29, pp. 71—73.
74. Rabinowicz E. and Mutis A. Effect of Abrasive Particle Size on Wear. «Wear». 1965, No. 5, vol. 8, pp. 381—390.
75. Rabinowicz E. and Tabor D. Metallic Transfer Between Sliding Metals an Autoradiographic Study. «Proc. Roy. Soc.», 1951, No. 1095, vol. 208, Ser. A, pp. 455—475.
76. Rosen C. G. Wear in Diesel Engines. Mechanical Wear 1950—ASM.
77. Rosenberg S. I. The Resistance of Steels to Abrasion by Sand. «Journal of Research Bureau of Standarts». 1930, vol. 3, pp. 553.
78. Sporkert K. «Über die Abnutzung von Metallen bei gleitender Reibung «Werkstattstechnik und Werkschleier», 1936, Nr. 10, Bd. 30, SS. 221—226.
79. Spurr R. T. and Newcomb T. P. The Friction and Wear of Various Materials Sliding Against Unlubricated Surfaces of Defferent Types and Degrees of Roughness. Proceedings of the Conference on Lubrication and Wear. «The Institution of Mech. Engrs». London, 1957, pp. 269—273.

80. Tavernelli J. F., Coffin L. F. Compilation and Interpretation of Cyclic Strain Fatigue Tests on Metals. «I. Am. Soc. Metals—Trans.», 1959, vol. 51, pp. 438—450.

81. Tonn W. Beitrag zur Kenntnis des Verschleissvorganges beim Kurzversuch. «Zeitschrift fuer Metallkunde», 1937, Nr. 6, Bd. 29, SS. 196—198.

82. Dies K. Die Vorgänge beim Verschleiss bei rein gleitender trockener Reibung. «VDI Zeit», 1938, Nr. 10, Bd. 83, pp. 307—314.

83. Wellinger V. K., Uetz H. Gleitverschleiss, Spülverschleiss, Strahlenverschleiss unter der Wirkung von körnigen Stoffen. «VDI Forschungsheft», 1955, Nr 449.

84. Yoshimoto G. and Tsukizoe T. On the Mechanism of Wear Between Metal Surfaces. «Wear», 1958, No. 6, vol. 1.

---

### § 1. ЭВОЛЮЦИЯ ВЗГЛЯДОВ НА ПРИРОДУ ТРЕНИЯ

Представления о природе трения изменяются по мере углубления наших взглядов о природе твердых тел. Различные теории трения можно разделить на следующие группы, которые условно назовем:

- 1) геометрическими;
- 2) молекулярными (адгезионными);
- 3) деформационными;
- 4) комбинированными.

Первая группа — трение объясняется за счет подъема по микронеровностям, что соответствует эпохе развития механики абсолютно твердых тел. В этот период (конец XVII — начало XVIII в.) объясняли трения, исходя из чисто геометрических соображений, и не имели оснований искать объяснение этого явления, исходя из других соображений, поскольку тела принимались абсолютно жесткими. При этом полагали, что коэффициент трения есть тангенс угла наклона единичной неровности (Паран, 1704 г.; Эйлер 1748 г.).

Вторая группа — трение объясняется как результат преодоления сил молекулярного взаимодействия между двумя твердыми телами. Впервые молекулярная теория была предложена английским физиком И. Деагюлье (1704 г.). В дальнейшем это направление нашло отражение в работах английского физика-химика В. Гарди (1919 г.), английского ученого Г. Томилисона (1929 г.), советского ученого Б. В. Дерягина (1934 г.). Сюда можно отнести также и теорию Ф. Бодена (1939 г.), полагающего, что трение обусловлено мостиками сварки, образующимися между твердыми телами вследствие их молекулярного взаимодействия.

Ling и Saibel [55] предложили кинетическую теорию трения, в которой учитывается скорость образования и разрушения мостиков сварки. В. Д. Кузнецовым (1926 г.) была сформулирована молекулярная теория трения, согласно которой трение обусловлено работой, затрачиваемой на образование новой поверхности.

Г. В. Бартевым (1954 г.) сформулирована теория трения (применительно к полимерам), основанная на молекулярно-кинетических представлениях.

Третья группа — трение объясняется за счет работы, затраченной на деформирование некоторого объема, связанного со взаимным внедрением выступов контактирующих тел. Развитие этих воззрений совпадает с эпохой разработки трения упругости. Первая теория трения в этой области предложена английским физиком Д. Лесли (1801 г.), который полагал, что трение возникает за счет волны деформации, бегущей перед каждым из внедряющихся в деформируемое тело выступов. В 1921 г. немецким исследователем Л. Гюмбелем была сформулирована теория, согласно которой причиной трения является сопротивление отеснения материала внедрившимся неровностям.

Четвертая группа объединяет комбинированные теории трения. Первая такая теория, рассматривающая трение как результат преодоления сил сцепления между поверхностями и подъема по микронеровностям, была сформулирована Ш. Кулоном (1779 г.). К комбинированным относятся также теории Г. Эрнста и П. Мерчента (1940 г.), молекулярно-механическая теория трения (1939 г.), теория трения текстильных материалов, которую предложили Howell, Mieszkis и Tabor [51].

Rabinowicz [61] выдвинул теорию, которая может быть также отнесена к этой группе.

По мере уточнения взглядов на природу трения наблюдалась эволюция взглядов на величину коэффициента трения.

Положение о неизменности коэффициента трения для всех тел и любых состояний поверхностей было сформулировано в XVI в. Леонардо да Винчи, в XVII в. — Г. Амонтоном и в начале XVIII в. — Т. Бюльфингером.

К середине XVIII в. начинают отчетливо различать величину коэффициента трения для различных сочетаний металлов.

К концу XVII в. Кулону удалось четко выявить влияние давления на коэффициент трения. В начале XIX в. Г. Ренни подтвердил это своими экспериментами. В конце XIX в. итальянскому ученому П. Конти удалось установить зависимость коэффициента трения от скорости скольжения.

Русские ученые С. К. Котельников и Н. П. Петров в середине XIX в. нанесли окончательный удар представлению о неизменности коэффициента трения для данной трущейся пары.

Лишь в XX в. советским ученым удалось выявить влияние шероховатости на трение несмазанных поверхностей и, пользуясь расчетными моделями, дать зависимости, позволяющие выражать коэффициент трения как функцию давления, шероховатости и скорости скольжения.

В настоящее время распространенным является представление о двойственной, молекулярно-механической или, как мы



теперь называем, адгезионно-деформационной природе трения. Работами советских ученых она в настоящее время доведена применительно к трению покоя до количественных зависимостей [18, 21]. Значительно хуже обстоит дело с трением скольжения.

Здесь проведено еще мало исследований и отсутствуют аналитические зависимости, пригодные для инженерных расчетов. Поэтому приходится в справочниках искать нужные значения коэффициентов трения для условий, которые близки к тем, в которых будет работать пара трения.

В наших основных машиностроительных справочниках приводятся данные по коэффициентам трения для данной трущейся пары при различных условиях работы.

Сейчас наука о трении в части, касающейся его моделирования, исследованиями В. С. Щедрова, Г. И. Трояновской, А. В. Чичинадзе, Г. Фазекаса и Р. Х. Фринге значительно продвинулась вперед. Работы А. В. Чичинадзе и Э. Д. Брауна содержат критерии, позволяющие в лабораторных условиях с достаточным приближением моделировать режимы внешнего трения при торможении [2, 31]. Это является существенным достижением науки о трении, ибо ранее имело место значительное несоответствие между результатами лабораторных экспериментов на приборах и поведением пар трения в реальных условиях.

Для целей инженерных расчетов необходимо учитывать то обстоятельство, что коэффициент трения почти в равной мере зависит от трех факторов: сочетания материалов; конструкции фрикционной пары; режима работы, который обуславливает изменения, протекающие как в материале, так и в геометрическом очертании неровностей.

Таким образом, выбор пар трения без знаний условий работы узла трения невозможен. Отсюда понятна бессмысленность таблиц по коэффициентам трения, приведенных в справочниках, в которых отмечены пары трения, но отсутствуют указания на условия, в которых были определены коэффициенты трения.

## § 2. АНАЛИЗ НЕКОТОРЫХ ТЕОРИЙ ТРЕНИЯ ПОКОЯ

### Трение — результат подъема по неровностям (гипотеза Парана)

Эксперименты показывают, что в условиях сухого трения коэффициент трения в зависимости от тангенса угла наклона неровности в зоне весьма гладких поверхностей падает. На рис. 114 показаны экспериментальные данные, полученные нами при трении покоя трех полированных шариков из стали ШХ15 по раз-

личным обработанным поверхностям, при нагрузке 5030 Г (первая точка — плитка Иогансона, остальные — сталь ХКМ).

Как видим, этот результат противоречит рассматриваемой гипотезе как по абсолютному значению коэффициента трения, так и по ходу зависимости. Однако эта закономерность не всегда имеет место.

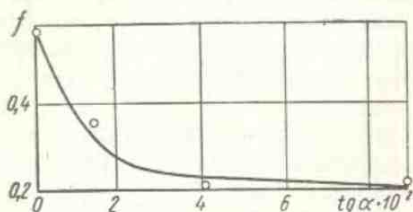


Рис. 114. Зависимость коэффициента сухого трения от тангенса угла наклона неровностей

Рассмотрим другой случай — скольжение мягкого металла по напильнику, насечка которого имеет разный угол наклона (операция, близкая к съему металла напильником). Как видим, коэффициент трения возрастает при увеличении шероховатости (рис. 115). Этот, противоречивый на первый взгляд, результат объясняется изменением

механизма процесса трения — перехода от одного вида нарушения фрикционной связи к другому.

Результаты, показанные на рис. 114, соответствуют весьма малым шероховатостям (тангенс угла неровностей менее 0,1), на рис. 115 — большим шероховатостям (тангенс угла наклона более 0,2).

В первом случае имеет место упругое деформирование неровностей, потери на которое очень малы, и преодолеваются адгезионные связи, возникающие в контакте. Для трения при упругом контакте с наличием адгезии имеет место именно эта зависимость. Во втором случае имеет место пластическое деформирование материала и далее срез его. В этом случае основное значение имеет деформационная составляющая. При увеличении нагрузки коэффициент возрастает, как это будет показано далее.

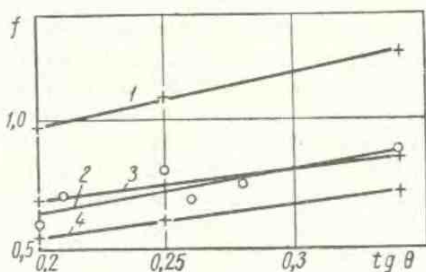


Рис. 115. Зависимость коэффициента трения от тангенса угла наклона насечки напильника. Трение различных напильников по:

1 — олову; 2 — латуни; 3 — цинку; 4 — сурьме (по данным Спурра и Ньюкомба)

Таким образом, в достаточно широком интервале шероховатостей коэффициент трения с увеличением шероховатости переходит через минимум, причем при наличии жидкой пленки смазки он может быть слабо выражен.

## Трение — результат преодоления сил молекулярного взаимодействия

Устойчивое состояние атомов в кристаллической решетке обусловлено определенными соотношениями между силами притяжения и отталкивания. Когда одно тело скользит по другому, то вследствие неровной поверхности некоторые точки соприкасающихся поверхностей настолько сближаются, что происходит их взаимное отталкивание, другие же, более далеко расположенные точки, будут притягиваться. Эта концепция легла в основу теории трения, предложенной английским физиком Г. Томлинсоном (1929 г.).

Из условий равновесия очевидно, что нормальная нагрузка  $N$  плюс сумма сил притяжения  $\Sigma p_p$ , должны уравновешиваться суммой сил отталкивания  $\Sigma p_i$ :

$$N + \Sigma p_p = \Sigma p_i.$$

Однако в большинстве случаев сумма сил притяжения значительно меньше нормального давления, поэтому ею можно пренебречь:

$$N = \Sigma p_i.$$

При относительном скольжении двух поверхностей происходит непрерывная смена пар молекул, уравновешивающих нормальное давление, что приводит к рассеиванию энергии (механизм рассеивания энергии при перемещении хорошо иллюстрирован Бриллюэном на модели магнитной стрелки, перемещающейся поступательно и пересекающей на своем пути центры притяжения).

Пусть каждая молекула при встрече с другой молекулой рассеивает энергию, равную  $W$ . Чтобы определить силу трения, надо лишь подсчитать число встреч молекул на единице пути. Если каждая пара молекул может уравновесить нагрузку, равную  $p$ , то общее число взаимодействующих молекул  $n$  уравновесит нормальную нагрузку

$$N = np. \quad (\text{VI.1})$$

При скольжении одного тела по другому, если известно расстояние между центрами молекул  $l$ , можно определить число встреч молекул  $K$ , которые произойдут при перемещении на расстоянии  $x$ :

$$K = n \frac{x}{l}.$$

В зависимости от направления движения число встреч будет изменяться. Например, когда оси кристаллических решеток расположены под углом  $45^\circ$ ,

$$K = \frac{nx}{l \sqrt{2}}.$$

В общем виде

$$K = c_1 n \frac{x}{l}, \quad (\text{VI.2})$$

где  $c_1$  — коэффициент, зависящий от направления движения. Поскольку средняя энергия на отрывание пары молекул равна  $W$ , то работа на пути  $x$  равна  $KW$ . Эта работа затрачивается на трение.

Если принять для каждой пары молекул справедливость закона Амонтона, то работу трения можно положить равной  $f n p x$ , откуда  $KW = f n p x$ .

Подставляя величину  $K$  из уравнения (VI.2), получим

$$W c_1 n \frac{x}{l} = f n p x,$$

откуда

$$f = \frac{W c_1}{p l}, \quad (\text{VI.3})$$

т. е. величина коэффициента трения прямо пропорциональна средней энергии на отрывание пары частиц и обратно пропорциональна расстоянию между центрами молекул  $l$  и средней силе отталкивания  $p$ .

Томлинсон полагает, что число пар молекул  $n$ , находящихся в контакте, должно быть некоторой функцией площади упругого контакта:  $n = \varphi(A_r)$ . Площадь же упругого контакта определяется величиной нормальной нагрузки.

Для установления зависимости между площадью контакта и величиной нагрузки Томлинсон воспользовался формулой Герца, по которой при соприкосновении шара с плоскостью площадь контакта

$$A_r = N^{\frac{2}{3}} R^{\frac{2}{3}} \left[ \frac{3K_a + 4g_a}{g_n(3K_a + g_a)} + \frac{3K_b + 4g_b}{g_n(3K_b + g_b)} \right]^{\frac{2}{3}}, \quad (\text{VI.4})$$

где  $N$  — нормальная нагрузка;  
 $R$  — радиус шара;  
 $K$  — модуль сжатия;  
 $g$  — модуль сдвига;  
 $a$  — индекс для шара;  
 $b$  — индекс для плоскостей.

Подставив в уравнение (VI.3) величину  $p$  из уравнения (VI.1), получим

$$f = \frac{c_1 W}{l N} n.$$

Томлинсон принимает  $n$  прямо пропорциональным  $A_r$ . Тогда

$$f = \frac{c_1 W}{l N^{\frac{2}{3}}} R^{\frac{2}{3}} \left[ \frac{3K_a + 4g_a}{g_a(3K_a + g_a)} + \frac{3K_b + 4g_b}{g_b(3K_b + g_b)} \right]^{\frac{2}{3}}. \quad (\text{VI.5})$$

Для определения коэффициента трения в общем случае, кроме величины модулей на сдвиг и на сжатие, необходимо знать величину  $\frac{c_1 W}{l}$ , обусловленную молекулярным строением вещества, так как  $l$  — расстояние между центрами молекул,  $c_1 W$  — потери энергии при разъединении пары молекул. Кроме того, надо знать вид функции  $\varphi$ , характеризующей зависимость между числом пар молекул, находящихся в контакте, и площадью контакта, а также величины нормальной нагрузки  $N$  и радиуса сферы  $R$ .

Задавшись одной и той же величиной радиуса сферы и величиной нагрузки, Томлинсон определил коэффициент трения для 55 различных трущихся пар. Постоянство  $N$  и  $R$  освободило Томлинсона от необходимости определять вид функции  $n = \varphi(A_r)$ , так как при постоянстве аргумента функция, независимо от ее вида, будет константой.

Таким образом, уравнение (VI.5) при  $N = \text{const}$  и  $R = \text{const}$  приводится к виду

$$f = C \frac{c_1 W}{l} \left[ \frac{3K_a + 4g_a}{g_a(3K_a + g_a)} + \frac{3K_b + 4g_b}{g_b(3K_b + g_b)} \right]^{\frac{2}{3}}. \quad (\text{VI.6})$$

Располагая модулями упругости и произведя определение коэффициентов трения для 10 материалов в 55 различных комбинациях, Томлинсон вычислил значение величины  $C \frac{c_1 W}{l} = C_2$ . Это значение для различных материалов оказалось довольно устойчивым, оно равно  $0,18 \cdot 10^8$ .

Поэтому расчетная формула для коэффициента трения имеет вид

$$f = 0,18 \cdot 10^8 (\vartheta_a + \vartheta_b)^{\frac{2}{3}}. \quad (\text{VI.7})$$

Томлинсон полагал, что найденный им коэффициент  $0,18 \cdot 10^8$  является универсальной постоянной. Однако очевидно, что он относится лишь к тому давлению  $N$  и радиусу сферы  $R$ , с которыми он вел наблюдения. В его работе значения этих величин не приводятся.

Более детальное изучение фрикционных свойств металлов, проведенное нами, показало, что при изменении для одной и той же трущейся пары как давления, так и радиуса сферы, величина силы трения  $T$  не является прямо пропорциональной площади

контакта, вычисляемой по формуле Герца. Поэтому уравнение, в котором Томлинсон принял прямую пропорциональность между площадью контакта и величиной силы трения, не соответствует действительности.

По Томлинсону, сила трения

$$T = C_2 A_r, \quad (\text{VI.8})$$

где  $C_2$  — постоянная для принятых им условий.

В действительности же молекулярно-адгезионная составляющая [14]

$$T \approx (\alpha + \beta q) A_r, \quad (\text{VI.9})$$

где  $\alpha$  и  $\beta$  — величины, различные для разных пар.

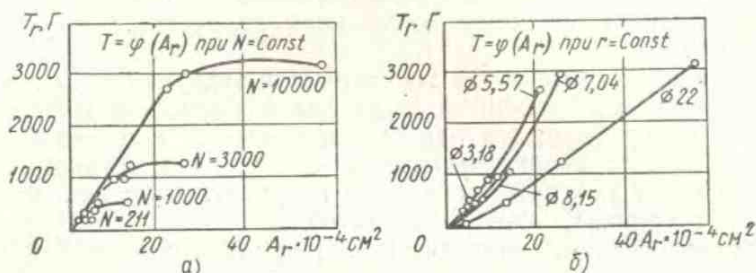


Рис. 116. Зависимость силы сухого трения от площади контакта (по Герцу) для стальных шариков разного диаметра при заданной нагрузке (а) и шариков одинакового диаметра при разной нагрузке (б)

Таким образом, предположение Томлинсона неверно.

На рис. 116 показаны результаты наших исследований по определению коэффициентов трения стальных шариков различных диаметров, скользящих по стальной пластине. По оси абсцисс откладываются значения  $A_r$ , вычисленные по формуле Герца, по оси ординат — значения силы трения по Томлинсону. Сила трения, как функция фактической площади, изображается прямой, проходящей через начало координат, одной и той же для всех нагрузок и шариков всех диаметров (фактически же пучок кривых).

Не менее важным является то обстоятельство, что если бы трение было обусловлено только молекулярной шероховатостью контактирующих тел, то вследствие регулярного строения кристаллической решетки величина предварительного смещения<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Предварительным смещением называется величина относительного перемещения в тангенциальном направлении двух трущихся поверхностей, при которой тангенциальное сопротивление достигает максимума (переход от покоя к скольжению).

должна была бы быть по порядку своей величины близка к постоянной кристаллической решетки. Эксперименты показывают, что величина предварительного смещения возрастает с увеличением нагрузки, значительно превышая постоянную решетки.

При больших нагрузках величина предварительного смещения больше, чем постоянная кристаллической решетки.

Б. В. Дерягин является автором известной молекулярной теории трения, основное уравнение которой может быть получено путем следующих рассуждений.

Рассматривая равновесное состояние для одного атома, мы должны учесть воздействие на него равнодействующих (рис. 117):

- 1) сил притяжения (вектор  $A$ );
- 2) сил отталкивания (вектор  $R$ );
- 3) нагрузки (вектор  $N$ );
- 4) внешней тангенциальной силы (вектор  $T$ );

Уравнения равновесия

$$\left. \begin{aligned} R_T &= T + A_T; \\ R_N &= N + A_N. \end{aligned} \right\} \quad (\text{VI.10})$$

Примем, что для данной конфигурации молекул направление вектора  $R$  определено, т. е.

$$\frac{R_T}{R_N} = \operatorname{tg} \alpha = f = \text{const},$$

откуда

$$T = f(N + A_N) - A_T. \quad (\text{VI.11})$$

Так как сила притяжения близка к нормали, то

$$T = f(N + N_0), \quad (\text{VI.11a})$$

где  $N_0$  близко к  $A_N$ .

Очевидно,  $N_0 = A_N$  действует лишь на площади фактического контакта. Отсюда

$$T = f(N + p_0 A_r), \quad (\text{VI.12a})$$

где  $p_0$  — равнодействующая молекулярного притяжения на единице площади истинного контакта.

Большая заслуга Б. В. Дерягина заключается в том, что при учете сил молекулярного взаимодействия им введена в расчетную формулу биномиальная зависимость. Графически эта формула изображается в виде прямой, отсекающей на оси ординат отрезок, равный  $p_0 A_r$ .

Экспериментальная проверка этого уравнения была проведена Б. В. Дерягиным и В. П. Лазаревым [6] применительно к тальку, графиту, кварциту, мелу и другим минеральным диспер-

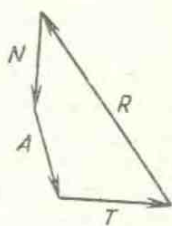


Рис. 117. Вывод уравнения Дерягина на основе силового многоугольника

соидам, так же как к металлическим поверхностям при условии их граничной смазки.

Следует учесть, что предложенная теория справедлива для абсолютно жестких и абсолютно гладких поверхностей и не рассматривает кинетику молекулярного взаимодействия.

К сожалению, вопрос об установлении связи величин, входящих в расчетную формулу с молекулярными характеристиками твердых тел, до сих пор остается открытым.

### **Трение — результат однократного пластического оттеснения материала (пропахивания) и преодоления мостиков сварки**

Трение — результат пластического оттеснения материала. Эта точка зрения, высказанная Л. Гюмбелем, кажется вполне убедительной, однако экспериментальная проверка ее столкнулась с рядом трудностей, которые так и не удалось преодолеть.

Основная трудность заключалась в том, что сопротивление материала оттеснению невозможно отделить от сопротивления, возникающего за счет преодоления молекулярных связей. Кроме того, трудно учесть действительный объем деформируемого материала, ибо в деформации участвуют не только площадь сечения царапины, но и значительный объем, ее окружающий.

Существовала точка зрения, что сопротивление пластическому оттеснению материала составляет ничтожную долю ( $1/10$  и менее) от сопротивления разрушению мостиков сварки. Она обоснована весьма оригинальными экспериментами Боудена и Тейбора с ползунами различной формы. Ими были взяты три ползуна: а) горизонтальный цилиндр, образующая которого расположена по направлению движения; б) лезвие, вырезанное из этого цилиндра двумя плоскостями, перпендикулярными к оси; в) сфера.

Боуден и Тейбор, никак не оговаривая заранее соотношение между адгезионной и объемной составляющими, пишут

$$T = A_1 q_1 + A_2 q_2, \quad (\text{VI.12})$$

где  $A_1$  — площадь пластического оттеснения, которую авторы принимают равной проекции индентора на плоскость, перпендикулярную к направлению движения;

$q_1$  — сопротивление пластическому оттеснению, примерно равное твердости материала;

$A_2$  — поверхность, на которой образуются мостики сварки;

$q_2$  — сопротивление на срез этих мостиков.

Для цилиндра, сферы и лезвия

$$A_1 \approx \frac{r^2}{2R}. \quad (\text{VI.13})$$



Это очевидно из следующих соображений. Если рассматривать сегмент, как два треугольника, то площадь их равна  $rh$ , где  $r$  — радиус пятна,  $h$  — глубина внедрения.

Из геометрических соображений

$$h = \frac{r^2}{2R}, \quad (\text{VI.14})$$

откуда площадь

$$S = \frac{r^3}{2R}. \quad (\text{VI.15})$$

Боуден пользуется формулой

$$S = \frac{2}{3} \cdot \frac{r^3}{R}.$$

Поверхность, на которой проявляется адгезия, т. е. будут образовываться мостики сварки, выразится для цилиндра  $A_2 = l \cdot 2r$ , для сферы  $A_2 = \frac{1}{2} \pi r^2$ , для лезвия  $A_2 = 0$ .

Таким образом, при цилиндрическом ползуне должна наиболее ярко проявиться сила адгезии, при лезвии она должна приближаться к нулю.

Проведя соответствующие эксперименты при скольжении этих различных по форме стальных инденторов по индию, Боуден и Тейбор получили результаты, изображенные на рис. 118.

Пользуясь кривой 1, они подсчитали удельное сопротивление оттеснению, которое оказалось равным для индия  $1500 \text{ Г/мм}^2$ , тогда как твердость, определенная методом отпечатка, равнялась  $1000 \text{ Г/мм}^2$ . Увеличение на 50% авторы склонны отнести за счет значительно больших деформаций, имеющих место при пластическом оттеснении.

По разности кривой 3—1 определялось сопротивление на срез. Величина этого сопротивления  $325 \text{ Г/мм}^2$  совпала с удельным сопротивлением срезу, полученным из лабораторных опытов на срез.

Если в уравнение (VI. 12) подставить выражения для поверхности пластического оттеснения  $A_1$  и среза  $A_2$  для сферы, то получим

$$T = q_1 \frac{r^3}{2R} + \frac{1}{2} \pi r^2 q_2. \quad (\text{VI.16})$$

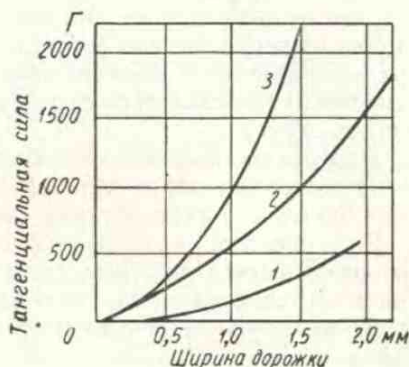


Рис. 118. Зависимость силы трения от ширины дорожки при скольжении стальных ползунуов различной формы по индию: 1 — лопатка; 2 — сфера; 3 — цилиндр

Так как  $R \gg r$ , то первым членом (деформационной составляющей) авторы пренебрегают и относят все сопротивление за счет среза металлических мостиков сварки.

Однако очевидно, что при наличии смазки или пленки окисла, ее заменяющей, роль второго адгезионного члена станет малой и не будет основания пренебрегать деформационной составляющей.

Действительно, в своих последующих работах, выполненных применительно к полимерам, Боуден и Тейбор учитывают уже обе составляющие трения, т. е. по существу пользуются адгезионно-деформационной теорией трения.

Развитие мостиковой теории трения Боудена и Тейбора нашло отражение в работах А. П. Грина [4, 5], рассматривавшего вопрос о срезании соединений, образующихся на поверхности раздела двух трущихся тел в точках фактического контакта. На основании предложенной модели, используя теорию пластичности, автор дал решение для плосконапряженного и плоскодеформированного состояний металлических соединений и провел анализ нормальных и касательных напряжений, возникающих при относительном скольжении тел (устойчивое движение и в момент начала сдвига).

При решении этой задачи было принято, что:

1) материал образовавшегося соединения изотропен и обладает идеально-пластическими свойствами;

2) прочность металлического соединения характеризуется его способностью противодействовать относительному перемещению поверхностей в области соединения;

3) металлическое соединение имеет в общем случае форму клина.

К сожалению, автор рассмотрел только случай контакта одноименных тел.

Rubinstein [64, 65], так же как Боуден и Тейбор, полагает, что трение обусловлено срезом адгезионных соединений, образующихся при трении. Принимая, что между прочностью на срез и нормальными напряжениями существует зависимость

$$S_p = a + bp, \quad (\text{VI.17})$$

а между касательными и нормальными напряжениями зависимость вида

$$p^2 + \alpha S^2 = k^2, \quad (\text{VI.17a})$$

автор приходит к формуле

$$\bar{f} = b + \frac{a}{\sqrt{p_0^2 - \alpha S^2}}, \quad (\text{VI.18})$$

где  $S$  — касательное напряжение;

$p_0$  — твердость по Мейеру;

$a, b$  и  $\alpha$  — постоянные.

По существу эта теория является адгезионной и справедлива лишь при таких значениях глубины внедрения, когда можно пренебречь объемной составляющей.

Исходя из двойственной природы трения, Goddard и Wilman [45] считают, что коэффициент трения складывается из двух величин: объемной составляющей коэффициента трения  $f_{об}$  и адгезионной  $f_{ад}$ .

Lodge и Howell [56] учитывают объемную составляющую, возникающую при идеально-упругом контакте. Авторы принимают, что в отдельной области контакта удельная сила трения

$$\tau_i = \mu p_i^n, \quad (VI.19)$$

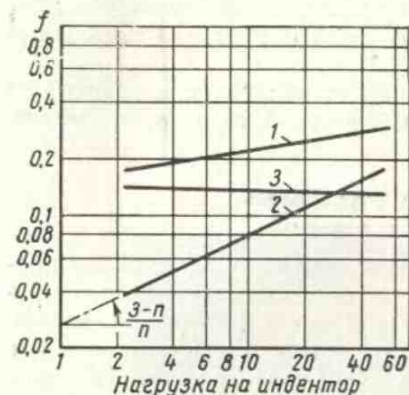


Рис. 119. Адгезионная и деформационная составляющие коэффициента трения:  $R = 76$  мк:

1 — суммарный коэффициент трения; 2 — деформационная составляющая коэффициента трения; 3 — адгезионный коэффициент трения

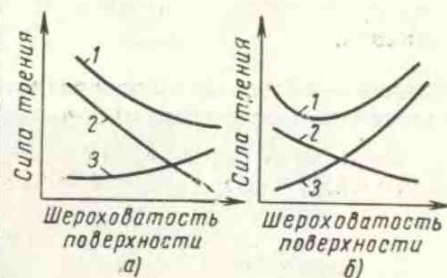


Рис. 120. Зависимость силы трения от шероховатости поверхности для материалов:

а — высокоэластичных; б — низкоэластичных; 1 — общая сила трения; 2 — адгезионная компонента; 3 — гистерезисная компонента

где  $p_i$  — элементарная вертикальная реакция;  
 $\mu$  — постоянный коэффициент.

Тогда выражение для коэффициента трения будет иметь вид

$$f = \mu N^{(1-n)(1-\beta)} \frac{h+1}{1+hn} K_i^{1-n}, \quad (VI.20)$$

где  $N$  — нормальная сила;

$K_i$  — коэффициент, зависящий от упругих состояний;

$\beta$  — коэффициент.

Steijn [70], исследуя трение жесткого алмазного индентора по меди, учитывает отдельно деформационную и адгезионную составляющие. Результаты его экспериментов приведены на рис. 119. Величина коэффициента трения вычисляется по формуле

$$f_{\Sigma} = f_{об} + f_{ад} = K_{ад} \tau N^{\frac{2-n}{n}} \left( 1 + \frac{K_{де} d \sigma_s}{K_{ад} \tau} N^{\frac{1}{n}} \right), \quad (VI.21)$$

где  $n$  — показатель степени в уравнении Мейера;

$$p = kd^n.$$

Simons и James [68] при изучении трения в зависимости от шероховатости поверхности анализируют отдельно деформационную и адгезионную составляющие (рис. 120).

Для высокоэластичных материалов гистерезисная (деформационная) составляющая с увеличением шероховатости возрастает незначительно, тогда как для низкоэластичных материалов она увеличивается существенно. Естественно, что адгезионная составляющая для обоих материалов падает. В целом это приводит во втором случае к переходу коэффициента трения через минимум.

Как видим, величина оптимальной шероховатости зависит от упругих свойств контртела и величины адгезионной составляющей.

### Трение — результат многократного оттеснения материала [передеформирования] и адгезии

Если после образования царапины вторично по ее следу провести индентором (при той же нагрузке), то тангенциальное сопротивление практически остается почти таким же, как и в первый раз, когда, казалось, должна была расходоваться значительная работа на образование царапины. Сколько бы раз повторно не проводить по царапине, тангенциальное сопротивление почти не снижается (табл. 25).

По мнению авторов (Боуден и Тейбора) это является бесспорным доказательством того, что трение обусловлено преодолением мостиков сварки.

Для проверки этого положения нами был выбран фторопласт, у которого силы адгезии весьма малы, и по нему проводились повторно царапины корундовой иглой радиусом 45 мк.

Результаты получились следующие:

Первый проход	$f = 0,76$
Второй »	$f = 0,56$
Восьмой »	$f = 0,52$

Чем же можно объяснить в этом случае сохранение сопротивления при повторном прохождении индентора?

С нашей точки зрения, это обусловлено волной деформации, которая бежит впереди и по сторонам индентора и образуется

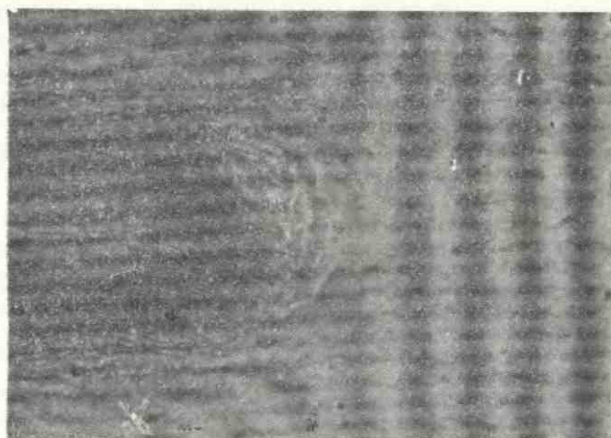
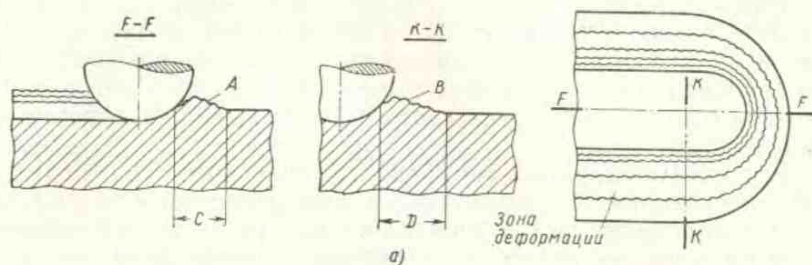
Таблица 25

#### Коэффициенты трения по Боудену и Тейбору

Пара трения	Коэффициент трения при проходе		
	первом	втором	двадцатом
Сталь по меди	0,9	0,9	0,80
Медь по стали	0,7	0,8	0,85

за счет деформирования материала и наличия молекулярной силы трения.

Этот впереди идущий гребень и складчатость под индентором схематически показаны на рис. 121, а. На рис. 121, б дана фотография царапины, полученной при скольжении корундовой иглы радиусом 45 мк по меди. Отчетливо видны валик и складки



б)

Рис. 121. Влияние адгезии на образование волны перед скользящим индентором и оттеснение материала в стороны:

а — поперечный разрез и вид сверху; б — интерференционная картина волны (вид сверху); А — неровности 1,1 мк; В — неровности 0,25 мк; С — зона деформации 180 мк; D — зона деформации 240 мк

в зоне действия индентора. Движущимся индентором материал раздвигается в стороны. Естественно, что в деформацию втянут значительный объем материала, а это приводит к существенной затрате работы на образование гребня и его выглаживание, так как впереди индентора материал должен подняться до вершины гребня (величина которого тем больше, чем больше сила адгезии и меньше предел текучести материала) и опуститься после про-

хождения индентора: Большая работа затрачивается на образование и выглаживание мелких складок на поверхности волны. Таким образом, при прохождении по одному и тому же следу тонкий поверхностный слой испытывает многократную деформацию — передеформирование. В результате процесса передеформирования и имеет место сохранение сопротивления при повторном прохождении по ранее образованной царапине. Если стоять на этой позиции, то трение будет зависеть как от сил адгезии, так и от деформирования материала в тонком поверхностном слое. Силы адгезии влияют не только сами по себе, но и потому, что чем больше силы адгезии, тем больше величина деформированной зоны.

Если деформируемый материал обладает несовершенной упругостью, то потери на гистерезис характеризуют трение. Это важное положение было сформулировано Гринвудом и Тейбором. Если материал пластичен, то коэффициент трения будет зависеть от соотношения между сопротивлением пластическому оттеснению в тангенциальном и нормальном направлениях, которое в большой мере обусловлено формой неровностей, глубиной вмятин и величиной напряжения на контакте [24]. Согласно этой точке зрения, объемное деформирование материала также имеет значение при трении, как и адгезия.

### Теория Эрнста и Мерчента

Эрнст и Мерчент также рассматривают трение как двойственный процесс. Они считают, что трение обусловлено как адгезией, так и шероховатостью поверхностей. Поэтому коэффициент трения выражается формулой

$$f = \frac{S}{HB} + \operatorname{tg} \theta, \quad (\text{VI.22})$$

где  $S$  — среднее сопротивление срезу для всей фактической площади контакта;

$\theta$  — средний угол, составляемый фактической площадью контакта с направлением силы трения.

Указанные авторы выводят эту формулу, исходя из следующих соображений. На площадке, наклоненной под углом  $\theta$  к направлению тянущей силы, образуется интерметаллическое соединение, характеризующее коэффициентом трения

$$f_1 = \frac{S}{HB}. \quad (\text{VI.23})$$

Этому коэффициенту трения соответствует некоторый условный угол трения  $\tau$ , для которого

$$\operatorname{tg} \tau = f_1. \quad (\text{VI.24})$$

Суммарный коэффициент трения будет определяться углом  $\theta + \tau$ . Таким образом,

$$f = \operatorname{tg}(\tau + \theta) = \frac{\frac{S}{HB} + \operatorname{tg} \theta}{1 - \frac{S}{HB} \operatorname{tg} \theta}. \quad (\text{VI.25})$$

Пренебрегая вторым членом знаменателя, Эрнст и Мергент получают

$$f = \frac{S}{HB} + \operatorname{tg} \theta.$$

Очевидно, закон Амонтона соблюдается, когда  $\frac{S}{HB}$  и  $\theta$  постоянны. Величина  $\theta$  постоянна при постоянстве наклона фактической площади;  $S$  и  $HB$  не являются устойчивыми константами при малых нагрузках.

Эрнст и Мергент предлагают свою теорию для чистых поверхностей, лишенных пленок, когда схватывание неминуемо. Оригинальным в этой теории является определение величин сопротивления на срез.

Из термодинамических соображений они предлагают следующую формулу для вычисления сопротивления на срез, рассматривая его как плавление металла в одном измерении:

$$S = 0,427L \frac{\rho}{3} \ln \frac{\theta_m}{\theta},$$

где  $L\rho$  — скрытая теплота плавления  $1 \text{ см}^3$  кристалла в  $\text{кал/см}^3$ ;

$\theta_m$  — температура плавления в  $^\circ\text{К}$ ;

$\theta$  — температура материала в условиях опыта в  $^\circ\text{К}$ .

Пренебрегая  $\operatorname{tg} \theta$  как величиной, меньшей чем  $\frac{S}{HB}$ , Эрнст и Мергент предлагают для вычисления коэффициента трения пользоваться отношением сопротивления на срез к твердости.

Сравнительные величины коэффициентов трения, вычисленные по формуле

$$f = \frac{S}{HB}$$

и найденные экспериментально, приведены в табл. 26. Как видно из этой таблицы, для ряда металлов коэффициенты трения, полученные в результате расчета, очень близки к экспериментальным. Для свинца, висмута, кадмия и цинка опытные данные в 3 раза выше теоретических. Это объясняется тем, что твердость металлов, которые рекристаллизуются при комнатной температуре, была при испытаниях меньше приведенного в таблице максимального значения предельно наклепанного металла. Правильность этого положения Эрнст и Мергент подтверждают анализом

Расчетный и наблюдаемый коэффициент трения  
для различных чистых металлов

Пары трения	$S$ , вычисленное по уравнению в $кг/мм^2$	$HB$ в $кг/мм^2$	$f$	
			Расчет- ный	Наблю- даемый
Металлы с кубическим строением решетки:				
Al — Al . . . . .	42,0	42	1,00	1,05
Cu — Cu . . . . .	96,0	100	0,96	1,35
Fe — Fe . . . . .	130,0	130	1,00	1,10
Ni — Ni . . . . .	160,0	160	1,00	1,10
Pb — Pb . . . . .	7,0	7	1,00	2,20
Ромбоэдральные гексагональные ме- таллы:				
Bi — Bi . . . . .	10,3	20	0,50	0,86
Sb — Sb . . . . .	—	—	—	0,53
Гексагональные металлы с плотной упаковкой:				
Cd — Cd . . . . .	11,3	31	0,36	0,83
Co — Co . . . . .	—	—	—	0,35
Mg — Mg . . . . .	13,5	40	0,34	0,39
Zn — Zn . . . . .	21,0	70	0,30	0,85

зависимости коэффициента трения от температуры (рис. 122). Металлы (например, магний), которые нагревались до температуры рекристаллизации и выше, дали значительное возрастание коэффициента трения. Для металлов (например, молибден), у которых температура рекристаллизации значительно выше приведенной, коэффициент трения от температуры не зависит.

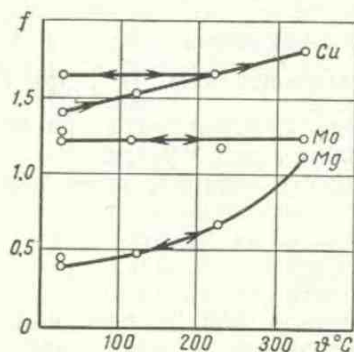


Рис. 122. Зависимость коэф-  
фициента трения от темпе-  
ратуры для меди, молибде-  
на и магния

При трении смешанных пар величина  $HB$  берется для более мягкого металла, а  $S$  — для более легкоплавкого. Однако величина  $S$  всегда меньше при разноименной паре, чем для соответствующей одноименной. Поэтому коэффициент трения разноименной пары всегда получается меньше, чем частное от деления  $S$  для более легкоплавкого металла на  $HB$  для менее твердого.

Это справедливо лишь для металлов, которые не образуют твердых растворов (табл. 27). Отсюда Мерцент делает вывод: пары,



Коэффициент трения разноименных пар

Пары трения	f		Пары трения	f	
	Расчетный	Наблюдаемый		Расчетный	Наблюдаемый
Образующие твердые растворы при комнатной температуре:			Не образующие твердых растворов при комнатной температуре:		
Al — Fe . . . . .	1,05	1,05	Cd — Al . . . . .	0,83	0,57
Al — Zn . . . . .	0,85	0,82	Cd — Bi . . . . .	0,83	0,79
Co — Fe . . . . .	—	0,54	Cd — Fe . . . . .	0,83	0,64
Co — Cu . . . . .	0,90	0,89	Cd — Zn . . . . .	0,83	0,62
Co — Al . . . . .	1,05	1,01	Cu — Fe . . . . .	1,35	1,05
Cu — Cd . . . . .	0,83	0,85	Zn — Bi . . . . .	0,86	0,70
Cu — Zn . . . . .	0,85	0,86			
Zn — Fe . . . . .	0,85	0,85			
Zn — Sb . . . . .	0,85	0,85			

не образующие твердых растворов, являются антифрикционными вследствие пониженного адгезионного взаимодействия.

Определение сопротивления на срез весьма затруднительно, особенно для пленок, находящихся на поверхностях трения. В этом отношении теория Эрнста и Мерченга может оказаться весьма удобной. К сожалению, она до сих пор не подвергнута широкой проверке.

### О некоторых других теориях трения

В последнее время привлекает внимание теория, которую предложил Rabinowicz [62], устанавливающая связь коэффициента трения с поверхностной энергией твердых тел. Согласно Рабиновичу, коэффициент трения

$$f = \frac{S}{p} \left( 1 + \frac{2W_{ab} \operatorname{ctg} \theta}{pr} + \dots \right),$$

где  $S$  — сопротивление на срез единичного мостика;

$p$  — эффективное напряжение на контакте ( $p = c\sigma_s$ );

$W_{ab}$  — энергия адгезионной связи;

$\theta$  — угол наклона единичной неровности;

$r$  — средний радиус пятна касания.

Как видно, это уравнение переходит в уравнение, предложенное Ф. Боуденом и Д. Тейбором, когда угол  $\theta$  велик, что справедливо для достаточно грубых поверхностей.

Для гладких поверхностей, когда адгезия проявляется особенно интенсивно, поверхностная энергия оказывает существенное влияние на величину коэффициента трения. Учитывая это

Значения коэффициента для подбора пар трения по Э. Рабиновичу

Материалы	$W$ в эрг/см <sup>2</sup>	$HV$ в 10 <sup>8</sup> $\frac{\text{дин}}{\text{см}^2}$	$\frac{W}{HV}$
Индий . . . . .	1260	1	1260
Свинец . . . . .	900	4	220
Алюминий . . . . .	1800	27	67
Медь . . . . .	2200	80	28
Никель . . . . .	3400	400	8,5
Инструментальная сталь . . . . .	3000	1000	3

обстоятельство, Э. Рабинович указывает, что решающим для подбора пар трения является отношение  $\frac{W}{p}$  (табл. 28). Если оно велико — условия для скольжения плохие, и наоборот (рис. 123).

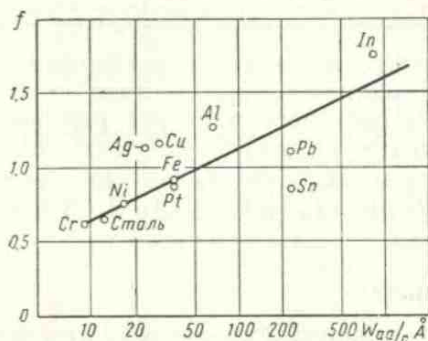


Рис. 123. Зависимость коэффициента трения от энергетического параметра (по Рабиновичу)

В случае единичной сферы без учета адгезии сила трения

$$T = \frac{3}{16} \alpha \frac{Nr}{R}, \quad (VI.26)$$

откуда коэффициент трения

$$f = \frac{3}{16} \alpha \frac{r}{R}, \quad (VI.27)$$

где  $r$  — радиус пятна касания.

В теории трения, которую разработали Е. Адирович и Д. Блохин [33], рассматривается сухое трение двух шероховатых, абсолютно упругих тел. При взаимодействии выступов трущихся тел, которое носит характер коротких импульсов — ударов, генери-

руются упругие волны, которые распространяются внутри трущихся тел и рассеиваются там. Этот поток энергии пропорционален мощности, рассеиваемой вследствие трения.

Авторы получили следующее аналитическое выражение для силы трения (на  $1 \text{ см}^2$ ):

$$f = \frac{1}{v \sqrt{\rho E}} \frac{1}{T} \int_0^T \dot{f}_a^2(vt) dt + \\ + \frac{1}{v \sqrt{\rho (\lambda + 2E)}} \frac{1}{T} \int_0^t \dot{f}_p^2(vt) dt,$$

где  $v$  — скорость скольжения;

$\rho$  — плотность;

$\dot{f}_a(vt)$  — напряжение среза, возникающее при взаимодействии поверхностных слоев;

$\lambda$  — коэффициент, имеющий размерность модуля упругости;

$\dot{f}_p(vt)$  — давление на  $1 \text{ см}^2$  поверхности.

Г. Э. Свирским [25] предложена статистическая теория трения, в которой трение рассматривается как «...импульсивное, непрерывно повторяющееся и необратимое превращение механической энергии в другие виды энергии».

Вводя безразмерную статистическую характеристику трения скольжения, зависящую от относительной скорости тел ( $v$ )

$$\frac{A_r}{A_c} = p(v),$$

автор получает выражение для коэффициента трения в виде

$$f = \eta \frac{\tau_r}{q_c} e^{-\alpha^2 v^2},$$

где  $\tau_r$  — фактическая удельная сила трения;

$\eta$  и  $\alpha$  — коэффициенты.

Вычисление ведется учитывая изменение кинетической энергии материальной точки, полагая, что процесс диссипации кинетической энергии движущегося тела происходит в контактном слое небольшой глубины  $h$ .

Далее, учитывая, что пространство между трущимися телами, заполненное смесью из газов, паров жидкости и частичек износа, которые приводятся в движение перемещающимися поверхностями и оказывают дополнительное вязкое сопротивление относительному перемещению тел, было получено выражение для коэффициента трения в виде

$$f = f_0 (1 + \alpha_0^2 v^2) e^{-\alpha^2 v^2} + \frac{\xi}{hq_{y\delta}} v, \quad (\text{VI.28})$$

где  $f_0$  — коэффициент трения покоя;

$\xi$  — коэффициент вязкости;

$q_{y\delta}$  — удельная нагрузка.

Электрические явления, возникающие при трении полимеров, были исследованы В. П. Цурканом. Он показал, что разность потенциала при трении пластмасс достигает сотен и тысяч вольт. На одних пластмассах при трении по металлу возникают положительные заряды, на других — отрицательные.

Наличие трибоэлектрического эффекта ухудшает антифрикционные свойства материалов, увеличивая силу трения на 15—50% и износ в несколько раз. Ценной рекомендацией автора является подавление трибоэлектрических эффектов путем применения биполярных пластмасс (т. е. пластмасс, генерирующих электрические заряды противоположного знака).

Возникновение термо-э. д. с. при трении и износе, а также резании металлов было установлено рядом исследований.

Детально этот эффект изучен А. А. Аваковым и Р. Шнурманом.

### § 3. АНАЛИЗ ИССЛЕДОВАНИЙ ПО ТРЕНИЮ СКОЛЬЖЕНИЯ

Впервые вопрос о влиянии скорости на величину коэффициента трения был освещен в работе Кулона. Во второй главе своего классического исследования по теории машин, посвященной трению движения, он формулирует независимость силы трения движения от скорости при скольжении дуба по дубу и в то же время делает оговорку, что фактически при больших размерах поверхностей и малых удельных давлениях сила трения возрастает вместе со скоростью; при малых же размерах поверхностей и больших удельных давлениях сила трения падает вместе со скоростью. Это изменение Кулон относит за счет присутствия на поверхности ворса (*duvet*), который надо согнуть (*plier*) при скольжении поверхностей. Ученый констатировал, что при трении металла по дубу имеет место возрастание силы трения при увеличении скорости. В третьей главе своей работы Кулон отмечает, что у дерева, скользящего без смазки по дереву, и у металлов, скользящих по металлам, скорость почти не влияет на силу трения, тогда как при трении разнородных поверхностей она возрастает по мере увеличения скорости. Кулон дал количественное выражение этому возрастанию, указывая, что возрастанию скорости в геометрической прогрессии соответствует возрастание силы трения в арифметической прогрессии.

Несколько позже Vince Samuel [72] констатировал для текстильных материалов значительное увеличение коэффициента трения при возрастании скорости.

Hipn [48] в своих исследованиях также указывал на возрастание коэффициента трения при увеличении скорости.

Опыты Rennie [63], исследовавшим металлы, дерево, камень, лед, кожу и волокнистые вещества (текстильные ткани), показали, что для всех материалов, за исключением волокнистых веществ, коэффициент трения не зависит от скорости; для волокнистых же веществ коэффициент трения падает с увеличением скорости. Автор оговаривается, что мягкие сорта дерева, камня, металлов, ведут себя, как волокнистые вещества.

Morin [58] экспериментально проверил большинство положений, установленных Кулоном, и пришел к выводу о независимости коэффициента трения от скорости. Следует учесть, что все эти исследования проводились при сравнительно малых скоростях скольжения (в опытах Кулона скорость не превышала 2,5 м/сек, Ренни — 2,56 м/сек, Морена — 4 м/сек).

В связи с развитием железнодорожного транспорта с середины прошлого столетия начинает проявляться значительный интерес к трению скольжения. В 1851 г. Poigeе [60] производит опыты на Лионской железной дороге по торможению вагонов, заставляя колеса скользить по рельсам. Между паровозом и вагоном был включен динамометр Морена. Скорость при исследованиях достигала 22 м/сек. Несколько лет спустя, Vochet [35] предложил следующую эмпирическую формулу:

$$f = \gamma + \frac{k - \gamma}{1 + av}. \quad (\text{VI.29})$$

Обработав по этой формуле экспериментальные данные Пуаре, Боше, установил следующие числовые значения коэффициентов:  $\gamma = 0$ ;  $a = 0,03$ , т. е.

$$f = \frac{k}{1 + 0,03v}, \quad (\text{VI.30})$$

где  $k$  для очень сухих рельсов равно 0,31, для сухих — 0,22, для мокрых — 0,14.

Опыты, организованные Боше в 1856 и 1861 гг. вместе с Гарелла, были поставлены в более широком масштабе. Боше тормозил вагоны не только металлическими колодками, но и сухим свежим деревом, кожей, гуттаперчей.

Для вычисления коэффициента трения Боше пользовался своей ранее предложенной формулой, однако установил, что для его опытов величина  $\gamma$  отлична от нуля.

В некоторых работах формулу Боше приводят в виде

$$f = \frac{1 + av}{1 + bv} f_0. \quad (\text{VI.31})$$

Очевидно, что формула (VI.3) получается путем алгебраического преобразования выражения (VI.29).

Константы для этой формулы определил Galton [44] при испытании тормозов Вестингауза, проведенном в 1878—1879 гг. на же-

лезной дороге Лондон — Брайтон, а также А. Вихерт. По Вихерту, при трении чугунных тормозных колодок по стальным бандажам колес для сухих поверхностей  $f_0 = 0,45$ , для влажных  $f_0 = 0,25$ ;  $a = 0,018$ ;  $b = 0,097$ .

Согласно приведенным формулам, коэффициент трения падает при увеличении скорости. Эти результаты получены при натуральных испытаниях, когда разогнанный до некоторой скорости состав, будучи заторможен, скользил по рельсам. Усилие определялось при помощи пружинного динамометра Морена.

Jenkin и Ewing [52] изучали трение покоя и трение движения в цапфах при скоростях до  $0,3$  см/сек ( $3-8$  об/мин). Регистрацию они вели посредством короткопериодного маятника, периодически замыкающего цепь, посылающую электрические импульсы. При таких малых скоростях не была обнаружена зависимость коэффициента трения от скорости.

До сих пор представляют интерес исследования Conti [42] и Campbell [41]. Они констатировали, что величина коэффициента трения по мере увеличения скорости переходит через максимум. Кемпбелл исследовал трение дерева по дереву, кожи по дереву, чугуна по ковкому железу со смазкой. Скорость и давление изменялись в широких пределах. Контти изучил большое количество пар материалов на весьма совершенной лабораторной установке, представляющей собой гигантскую наклонную плоскость, на которой были расположены на определенном расстоянии электрические контакты. При скольжении по ней образец замыкал эти контакты.

Немецкий ученый Franke [43] обработал данные, полученные Пуаре, Боше, Гальтоном, и предложил следующую эмпирическую формулу:

$$f = f_0 e^{-cv}, \quad (\text{VI. 32})$$

где  $f_0$  — коэффициент трения покоя;

$v$  — скорость;

$c$  — константа.

Обработка результатов указанных выше исследований методом наименьших квадратов позволила ему установить следующие значения констант (табл. 29).

Таблица 29

Значения констант в формуле Франке

Пара трения	Состояние трущихся поверхностей	$f_0$	$c$
Чугун — сталь . . . . .	Сухие	0,29	1/23
Ковкое железо — ковкое железо . . . . .	»	0,29	1/50
То же . . . . .	Слегка влажные	0,24	1/35

В первом приближении формула (VI. 32) совпадает с формулой (VI. 29), ибо первый член разложения  $e^{-cv}$  в ряде дает  $\frac{1}{1+cv}$ .

На рис. 124 показано изменение коэффициента трения от скорости скольжения, вычисленное по формулам Боше, Вихерта, Франке.

В XX столетии влияние скорости на коэффициент трения применительно к ремennым передачам исследовали Скуч, Куцбах, Штиль, Стефан, Шульце-Пиллот и др. Вопрос этот освещен в работе В. А. Добровольского о ремennых передачах.

В предлагаемых этими исследователями формулах в большинстве случаев коэффициент трения с увеличением скорости возрастает. Например, по Штилю,

$$f = 0,6 - \frac{0,6}{v+1}. \quad (\text{VI. 33})$$

По Скучу, при трении кожи по слабо смазанной стальной линейке

$$f = 0,15(1 + 0,1v). \quad (\text{VI. 34})$$

В. А. Добровольский для формулы

$$f = a + bv \quad (\text{VI. 35})$$

предлагает следующие коэффициенты (табл. 30).

Таблица 30

**Значения коэффициентов в формуле  $f = a + bv$  по Добровольскому**

Трущиеся поверхности	$a$	$b$
Ремень кожаный одинарный по чугунному шкиву бахтарменной стороной . . . . .	0,25	0,012
То же, лицевой стороной . . . . .	0,28	0,012
Двойные и многослойные ремни . . . . .	0,22	0,012
Резиновый ремень по чугунному шкиву . . . . .	0,35	0,012
Хлопчатобумажный ремень по чугунному шкиву . . . . .	0,30	0,012

В. Крумме для трения текстильной хлопчатобумажной нити по стальному шкиву дает формулу Штиля, записанную следующим образом:

$$f = 0,38 - \frac{0,1}{0,5+v}. \quad (\text{VI. 36})$$

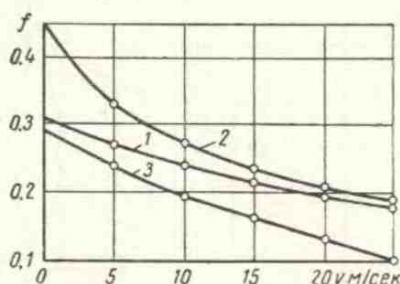


Рис. 124. Изменение коэффициента трения в зависимости от скорости скольжения:

1 — по формуле Боше для очень сухих рельсов (данные Пуаре); 2 — по формуле Боше для сухих рельсов (данные Вихерта); 3 — по формуле Франке для сухих рельсов

На рис. 125 показаны зависимости коэффициента трения от скорости, вычисленные по формулам Скуча и Добровольского.

За последние годы значительные исследования по трению скольжения применительно к торможению железнодорожного подвижного состава выполнены Л. М. Пыжевичем [22]. Большой интерес представляют исследования по трению скольжения, выполненные А. Н. Ереминым [10] применительно к резанию металлов.

Приведенные выше формулы характеризуют или падающую ветвь функциональной зависимости коэффициента трения от ско-

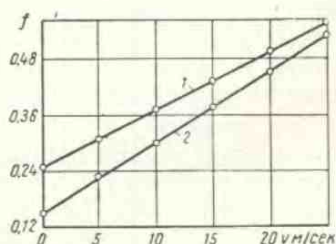


Рис. 125. Изменение коэффициента трения в зависимости от скорости скольжения:

1 — по формуле Скуча для кожи по слабо смазанной стальной линейке,  $f = 0,15(1 + 0,1 v)$ ; 2 — по Добровольскому для ремня кожаного, одинарного по чугуному шкиву

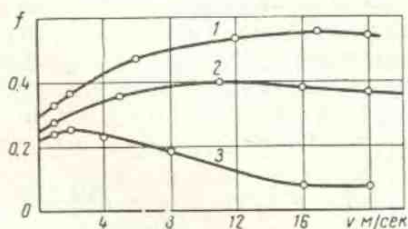


Рис. 126. Зависимость коэффициента трения от скорости скольжения:

1 — малое давление; 2 — среднее давление; 3 — большое давление

рости, или возрастающую ветвь. В общем случае коэффициент трения от скорости скольжения переходит через максимум.

На рис. 126 показана зависимость коэффициента трения от скорости скольжения при трех давлениях: малом, среднем и большом. Так же как и при трении покоя, для больших давлений коэффициент трения всегда меньше, чем для малых давлений. Коэффициент трения переходит через максимум, причем максимум смещается к началу координат при увеличении давления. Этот максимум обусловлен гистерезисными потерями, возникающими в деформируемом материале при трении. Полученные экспериментальные данные укладываются в следующую зависимость силы трения от скорости:

$$T = (a + bv)e^{-cv} + d, \quad (\text{VI.37})$$

где  $a$ ,  $b$ ,  $c$  и  $d$  — параметры, характеризующие трение.

Формулу (VI.37) можно получить, если рассмотреть диссипативные процессы, протекающие на фрикционном контакте.

К сожалению, на параметры  $a$ ,  $b$  и  $c$  существенно влияет температура, и поэтому в зависимости от условий теплоотдачи и коэффициента взаимного перекрытия они будут изменяться для одной и той же пары материалов.



Основная трудность получения расчетной формулы для коэффициента трения в зависимости от скорости скольжения заключается в том, что при скольжении в результате изменения температуры в контакте меняются физико-механические свойства материалов. Температура же зависит от конструкции пары трения и условий теплоотдачи.

В табл. 31 приводятся коэффициенты, входящие в уравнение (VI. 37), для трех пар трения при двух давлениях. Соответствующие кривые показаны на рис. 127. Переход через максимум является характерным для всех этих кривых.

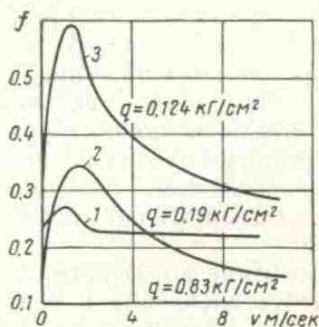


Рис. 127. Зависимость коэффициента трения от скорости скольжения для пар трения (по данным Конти): 1 — чугун — медь; 2 — чугун — чугун; 3 — фибра — сталь

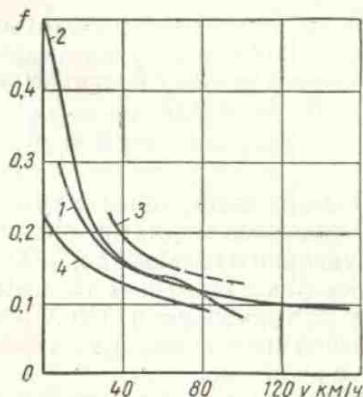


Рис. 128. Зависимость средних значений коэффициента трения металлических тормозных колодок от скорости скольжения по опытам:

1 — Гальтона; 2 — Мецкова; 3 — Иллинойского института (штриховая линия построена на основе экстраполяции); 4 — ИИИЖТ

Существенным недостатком этой формулы является невозможность учета влияния давления, размера поверхности, необходимости получения четырех констант уравнения для данной кон-

Таблица 31

Коэффициенты  $a, b, c, d$  для пар трения

Пара трения	Давление в $\text{кг/см}^2$	$a$	$b$	$c$	$d$
Чугун — медь	0,19	0,006	0,114	0,94	0,226
	2,20	0,005	0,110	0,97	0,216
Чугун — чугун	0,83	0,022	0,054	0,55	0,125
	3,03	0,022	0,074	0,59	0,110
Фибра — сталь	0,124	0,052	0,148	0,86	0,251
	0,324	0,051	0,157	0,99	0,243

структивной схемы при заданных нагрузках и размерах поверхностей.

Приведем другие формулы, которые применяются в инженерной практике для расчетов силы трения от скорости скольжения.

Коэффициент трения для обычных чугунных тормозных колодок рассчитывается по формуле НИИЖТ:

$$f = 0,6 \frac{16k+100}{80k+100} \frac{100}{3v_k+100}, \quad (\text{VI.38})$$

где  $k$  — действительное нажатие на одну колодку в  $T$ ;

$v_k$  — скорость в км/ч.

Обычно величину  $k$  принимают равной  $1,75 T$  на колодку для всех их видов; тогда

$$f = 0,32 \frac{100}{3v_k+100}.$$

Значения коэффициента трения, определяемые по данной формуле, являются нормами, принятыми «Правилами технической эксплуатации железных дорог СССР». Эти значения коэффициента относятся к стальным колесам и чугунным колодкам. Сила нажатия на тормозную колодку ограничивается тем, чтобы момент тормозной силы не превышал момента силы сцепления тормозных колес с рельсами.

Наибольшая возможная без юза величина коэффициента нажатия, равная отношению коэффициента сцепления к коэффициенту трения, должна изменяться в зависимости от скорости. При больших скоростях возможность юза исключена.

На рис. 128 показана зависимость средних значений коэффициентов трения металлических тормозных колодок от скорости скольжения по данным различных авторов.

#### § 4. ПЛЕНКИ НА ПОВЕРХНОСТЯХ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ТРЕНИЕ

Как мы указывали выше, присутствие менее прочной пленки, чем основной материал, является обязательным условием внешнего трения, т. е. обязательным является выполнение правила положительного градиента. В точном соответствии с ним почти всегда на более твердой поверхности трения обнаруживается тонкая пленка наиболее мягкой составляющей материала, участвующего в трении. Поэтому во фрикционном контакте должна присутствовать или пленка смазки, или пленка окисла, или пленка мягкой составляющей.

О возникновении на поверхностях трения различных пленок нами указывалось в гл. IV. Эти пленки оказывают решающее влияние на трение, точнее, без пленок трение невозможно, так как происходит прочное сваривание двух соприкасающихся поверхностей. Большое количество исследований, выполненных по трению в вакууме, подтверждает сказанное.

На чистой обнаженной поверхности тела атомы кристаллической решетки легко вступают в соединение с окружающими элементами. Это приводит к образованию на поверхности металла чрезвычайно тонких, невидимых простым глазом пленок окислов и различных веществ, содержащихся в окружающей среде. Наличие их резко изменяет величину коэффициента трения.

Эти пленки очень прочно связаны с металлом и могут быть удалены лишь при специальной тщательной очистке, нагреванием в вакууме до высоких температур, воздействием сильно адсорбирующих веществ и другими путями. Наличие пленок не позволяет судить об истинной величине коэффициента трения для данной трущейся пары металлов, что приводит к неудачным результатам по установлению зависимости коэффициента трения от природы трущихся тел и является причиной плохой воспроизводимости коэффициентов трения, получаемых различными исследователями.

В 1919 г. Гарди провел опыт с трением тщательно очищенных стекол в контролируемой атмосфере и получил коэффициенты трения около единицы и выше.

Б. В. Дерягин и В. П. Лазарев [6] исследовали трение свежесколотых пластин слюды. Коэффициент трения таких пластин оказался близким к единице.

В последнее время к вопросу о влиянии на величину силы трения образующихся на поверхности металла пленок проявляется значительный интерес.

Работа А. С. Ахматова посвящена влиянию степени очистки поверхностей на коэффициент трения. В ней предлагается интересный метод очистки поверхностей посредством активированной угольной пыли.

Для оценки влияния пленок на коэффициент трения Bowden и Hughes [36], а также Campbell [41] провели опыты в вакууме и контролируемой газовой атмосфере.

На рис. 129, а показана схема прибора, примененного в исследованиях Боуденом и Хьюзом. В стеклянном сосуде, обеспечивающем надежный вакуум, натянута проволока 1, на которую свободно насажена муфточка 2. Последняя, получая удар от консольной пружины 3, освобождается электромагнитом 4, скользит по проволоке. Параллельный пучок света, направленный перпендикулярно проволоке, проектирует тень муфточки на движущуюся фотобумагу. В результате получается диаграмма путь — время, по которой легко определить силу трения.

Проволока очищалась прокаливанием электрическим током, пропускаемым через нее. Муфточка также прокаливалась током, находясь на специальной молибденовой подставке и не касалась проволоки во время прокаливания.

Кемпбелл в своих исследованиях пользовался двумя приборами: наклонной плоскостью (рис. 129, б), по которой скользил тре-

ножник, и горизонтальной плоскостью (рис. 129, в), на которой сила трения определялась посредством нити, перекинутой через блок, и груза, представляющего собой сосуд, наполняемый водой. Эти приборы помещались в стеклянные камеры, через которые прогонялся высушенный и очищенный от пыли и грязи воздух.

Кемпбелл мог получать несколько большие давления, чем Боуден и Хьюз. Вес треножника в его опытах составлял 300—400 Г, ножки оканчивались отполированными шарами диаметром 50 мм. Это позволяло осуществлять удельные давления около  $1000 \text{ кг/см}^2$  (по Герцу).

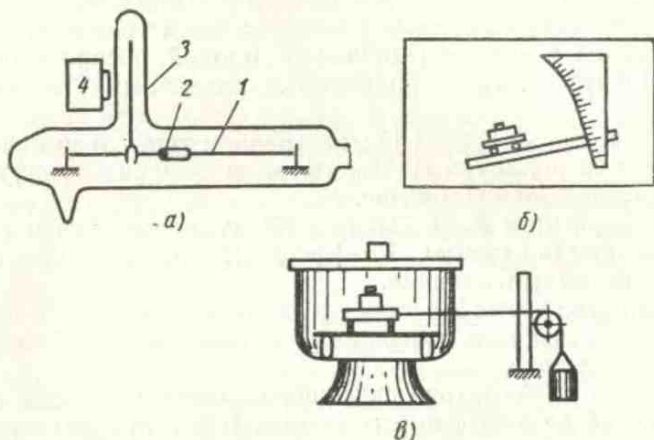


Рис. 129. Схемы приборов для определения коэффициента трения в вакууме и контролируемой атмосфере

Основные результаты, полученные Кемпбеллом в опытах по трению треножника весом 300 Г по горизонтальной плоскости, приведены в табл. 32.

Таблица 32

**Влияние различных пленок на коэффициент трения**

Пара трения	Пленка	Поверхность	
		чистая	с пленкой
Сталь — сталь . . . . .	Оксидная	0,78	0,27
То же . . . . .	Сульфидная	0,78	0,39
Латунь — латунь . . . . .	»	0,88	0,57
Медь — медь . . . . .	»	1,21	0,74
То же . . . . .	Оксидная	1,21	0,76
Сталь — сталь . . . . .	Олеиновая кислота	0,78	0,11
То же . . . . .	Смазка	0,78	0,32
» » . . . . .	Оксидная + смазка	0,78	0,19
» » . . . . .	Сульфидная + смазка	0,78	0,16

Методика опытов Кемпбелла в основном заключалась в следующем. Оксидная пленка создавалась на бронзе нагреванием образца в воздухе в течение часа при температуре свыше  $110^{\circ}\text{C}$ , сульфидная — смачиванием поверхности 0,02%-ным раствором сернокислого натрия. На стали оксидная пленка получалась действием хромовой кислоты. Поверхности очищали ватой в проточной воде, затем в абсолютном спирте. Высушивались они в струе очищенного воздуха. Сталь применялась шарикоподшипниковая, закаленная и полированная.

Из табл. 32 видно, что пленка на поверхности металла понижает коэффициент трения в 2—3 раза. Оксидная и сульфидная пленки снижают трение даже при смазке.

На рис. 130 показано влияние пленки на коэффициент трения.

После 10 повторных испытаний пленка наносилась на поверхность; коэффициент трения значительно уменьшался. После 20-го испытания пленка удалялась притиранием ножек к поверхности.

Значительно большее увеличение коэффициента трения при удалении пленки получили Боуден и Хьюз. Их экспериментальные данные приведены в табл. 33.

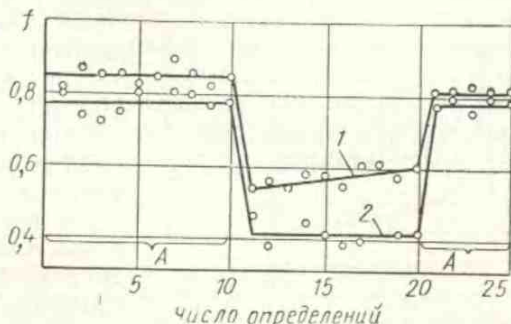


Рис. 130. Влияние различных пленок на коэффициент трения (по данным Кемпбелла):

1 — латунь — латунь (сульфидная пленка); 2 — сталь — сталь (оксидная пленка)

Таблица 33

**Влияние пленок на коэффициент трения (по Боудену и Хьюзу)**

Пара трения	Пара трения		Пара трения	
	На воздухе	В вакууме после удаления пленки	На воздухе	В вакууме после удаления пленки
Никель—вольфрам	0,3	0,6	Медь—медь	0,5
Никель—никель	0,6	4,6	Золото—золото	0,6
				4,8
				4,5

Поверхности с пленкой получались в атмосфере воздуха при обработке наждачной бумагой 000. Пленка удалялась интенсивным нагреванием поверхностей в вакууме электрическим током до температур: для вольфрама  $1650^{\circ}\text{C}$ , для никеля  $1400^{\circ}\text{C}$ . Медь,

нагревалась до ярко-красного накала в течение нескольких часов. Вакуум поддерживался на уровне  $10^{-6}$  мм рт. ст. Непривычно большие коэффициенты трения следует объяснить ничтожно малым весом образца и значительной ролью сил сцепления, не зависящих от давления. Толщина пленки существенно влияет на коэффициент трения, что в условиях граничной смазки неоднократно отмечалось Б. В. Дерягиным. Однако следует учитывать, что толщина пленки в процессе трения может изменяться.

Отчетливую зависимость коэффициента трения от толщины пленки получил Кемпбелл. Толщину пленки он определял, сравнивая цвета побежалости пленки

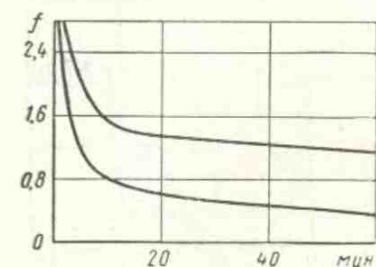


Рис. 131. Изменение коэффициента трения на сколе кристалла каменной соли по мере пребывания его на воздухе

в первые 20—30 мин (рис. 131). Полученные Ахматовым данные для каменной соли приведены в табл. 34.

Таблица 34

**Коэффициент трения в зависимости от времени пребывания NaCl на воздухе**

Время в мин . . . . .	1,5	2,0	7,0	14,0	24,0	37,0	54,0
Коэффициент трения . . . . .	2,46	1,88	0,84	0,48	0,45	0,44	0,41

И. В. Гребенщиков [3] указывает, что скорость образования защитной пленки на поверхности металла исчисляется долями секунды. Например, по данным Таммана, слой толщиной  $14 \text{ \AA}$  образуется за  $0,05 \text{ сек}$ . С увеличением толщины пленки рост ее замедляется.

При этом понижается до известного предела и коэффициент трения. Этим показали исследования А. К. Чертавских [27], очень толстые пленки повышают коэффициент трения, так как процесс переходит в самую пленку.

Изучением пленок из мягких металлов на поверхностях трения занимался Bowden [37]. Представление о механизме трения

как о срезе образовавшихся мостиков привело его к мысли, что наименьшее трение должны иметь поверхности, для которых произведение  $A_r S$  ( $S$  — сопротивление на срез,  $A_r$  — площадь, по которой происходит срез) будет минимальным. Площадь среза зависит от нагрузки и твердости материала.

Обычно материалы с малым сопротивлением на срез характеризуются и малой твердостью, вследствие чего указанное произведение стремится к постоянству. Однако нанесенная тонкая пленка мягкого материала на поверхность твердого тела обеспечивает малую площадь касания соприкасающейся пары и малое сопротивление на срез. Действительно, при нанесении на поверхность стали тонкой пленки свинца или индия получены очень малые коэффициенты трения.

А. К. Чертавских и В. П. Пороменский [28] устанавливают связь коэффициента трения с теплотой образования окислов. Для этой цели они провели специальные опыты, результаты которых приведены в табл. 35.

Таблица 35

Связь коэффициента трения с теплотой образования окислов

Металл	Твердость по Бринелю	Теплота образования	Коэффициент трения
Серебро . . . . .	—	13,4	0,51
Медь . . . . .	56,8	72,6	0,36
Свинец . . . . .	5,0	101,8	0,33
Никель . . . . .	102,0	116,8	0,32
Висмут . . . . .	7,7	91,0	0,27
Кадмий . . . . .	23,7	130,4	0,24
Олово . . . . .	5,6	133,6	0,18
Алюминий . . . . .	26,2	252,0	0,74—1,0

Коэффициент трения определялся осаждением цилиндрических образцов исследуемых материалов двумя стальными коническими бойками. Для очистки образцы погружали в раствор едкого натра, после чего протирали корковой пробкой в дистиллированной воде, просушивали и затем промывали спиртом. Из табл. 35 видно, что теплота образования окислов, отнесенная к 1 молю кислорода, связана с коэффициентом трения, как показано на рис. 132. Исключение представляет алюминий, anomальное поведение которого было замечено еще П. А. Ребиндером при установлении зависимости трения от образования адсорбционных пленок.

Падение коэффициента трения с увеличением теплоты образования окислов объясняется тем, что эта энергетическая характеристика металла является мерой его активности. Естественно предположить, что чем менее активна поверхность металла, тем

меньше силы молекулярного взаимодействия. Идея работы А. К. Чертавских и В. П. Пороменского правильна, однако она далека еще от своего завершения, хотя бы потому, что критерием интенсивности молекулярного взаимодействия двух металлов не может служить их поведение по отношению к третьему телу, в данном случае к кислороду. Ведь можно предположить, что разные силы трения обусловлены различной толщиной пленки. Безусловно, сила трения будет больше там, где тепловой эффект меньше.

Выше указывалось, что с повышением толщины пленки коэффициент трения падает. Однако, как

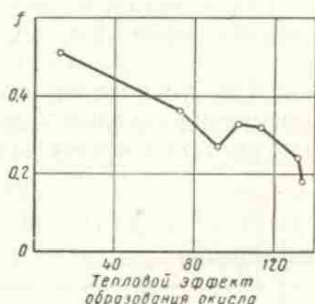


Рис. 132. Коэффициент трения как функция теплового эффекта образования окисла (по Чертавских)

показали А. К. Чертавских и К. Н. Кан [29], это справедливо лишь для адсорбированных тонких поверхностных окисных пленок, погашающих силы молекулярного взаимодействия. Если толщина пленки достигает такой величины, что уже начинают проявляться ее объемные свойства, зависящие от специфичности ее структуры, то трение определяется главным образом этими свойствами. Так, для меди, отожженной в вакууме, Чертавских получил коэффициент трения 0,36; для меди, покрытой окисью, 0,97; для меди, покрытой закисью, 0,90—0,97.

При уменьшении толщины пленок окислов коэффициент трения уменьшается.

Итак, наличие пленок, с одной стороны, понижает, а с другой повышает коэффициент трения. Однако в этом нет никакого противоречия. Тонкие, не индивидуализированные пленки окислов уменьшают силы адгезионного взаимодействия, так как прочность адгезионной связи между пленками, обычно хрупкими и твердыми, значительно меньше, чем между самими металлами, которые они покрывают. Более толстые пленки, с ярко выраженной структурой, изменяют коэффициент трения за счет деформационной составляющей. Поэтому в зависимости от их объемных свойств коэффициент трения может как повышаться, так и понижаться, в зависимости от объемных свойств окисла. Алюминий, окисел которого имеет большую прочность, обладает высоким коэффициентом трения.

Данные А. К. Чертавских приведены в табл. 36.

Переход коэффициента трения через максимум при увеличении толщины пленки отчетливо показан в работе А. К. Чертавских и В. И. Рысевой [30].

Г. И. Елифанов [9] провел исследования по изучению механизма действия граничной смазки. Путем отдельного замера общего



тангенциального сопротивления и пропахивающего усилия (последнее он определял при прокатывании шарика) ему удалось показать, что при покрытии металлов пленками кадмия, олова, свинца и цинка, а также смазкой графитом удельная сила трения равна сумме удельной силы сдвига пленки и удельной силы пропахивания, причем при тонких пленках (например, графит 0,1 мм) пропахивающее сопротивление составляет 64—85% от общего сопротивления. Это вновь показывают, что необходимо учитывать сложную (комплексную) природу трения.

Общим для всех пленок, находящихся на твердых телах, является то, что их сопротивление на сдвиг падает по мере увеличения толщины пленки. Это экспериментально показали Б. В. Дерягин и В. П. Лазарев [7], С. А. Сухов — для пленок смазки при граничном трении (рис. 133, а), Bowden [38] — для твердых пленок металлов (левая ветвь кривой, рис. 133, б), Campbell [41] — для пленок

Таблица 36  
Зависимость  
коэффициента трения  
от толщины пленки  
окисла

Окисел	Толщина пленки в мс	Коэффициент трения
Окись меди	0,75	0,79
То же	2,00	0,97
Закись меди	7,00	0,90
То же	12,00	0,97

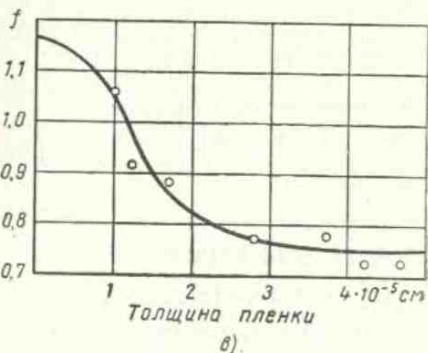
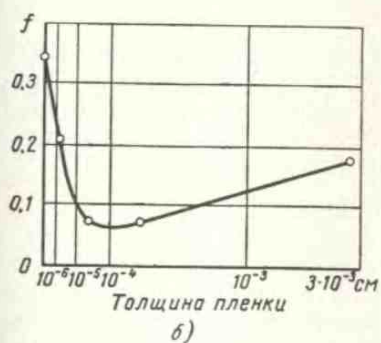
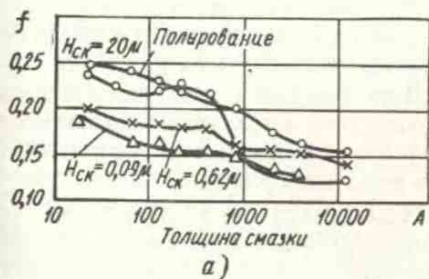


Рис. 133. Зависимость сопротивления (коэффициента трения) пленки на сдвиг от толщины пленки:

а — смазки (по Сухову); б — индия (по Боудену); в — окисла на меди (по Кемпбеллу)

окислов (рис. 133, в). С увеличением толщины пленки сопротивление на сдвиг падает. Кроме того, с увеличением сжимающего усилия сопротивление на сдвиг возрастает.

Константы  $\alpha$  и  $\beta$  для различных материалов

Материал	$\alpha$ в $\kappa\Gamma/\text{см}^2$	$\beta$	Материал	$\alpha$ в $\kappa\Gamma/\text{см}^2$	$\beta$
Ванадий . . . . .	180	0,250	Серебро . . . . .	650	0,090
Хром . . . . .	500	0,240	Алюминий . . . . .	300	0,043
Бериллий . . . . .	45	0,250	Цинк . . . . .	800	0,020
Платина . . . . .	950	0,100	Олово . . . . .	125	0,012
Медь . . . . .	1100	0,110	Свинец . . . . .	90	0,014

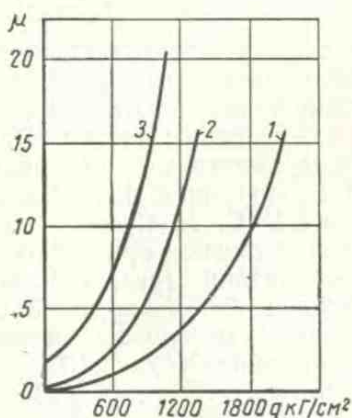


Рис. 134. Зависимость вязкости смазочных масел от давления (по Коровчинскому):

1 — парафинистое масло (пенсильванское); 2 — нефтянистое масло; 3 — брайсток (СССР)

Пленки на срез может быть представлено зависимостью

$$\tau_n = \tau_0 + \beta q.$$

## § 5. О РАСЧЕТЕ ТРЕНИЯ

### Общая картина процесса

Существенным для понимания трения твердых тел является то обстоятельство, что вследствие шероховатости и волнистости поверхностей контактирование всегда дискретно, т. е. происходит в отдельных пятнах.

Взаимодействие поверхностей на этих пятнах имеет двойственную молекулярно-механическую природу. Механическое взаимодействие обусловлено взаимным внедрением отдельных точек касания. Одна поверхность внедряется в другую за счет не только имевшейся шероховатости, но и образующейся под нагрузкой

Увеличение сопротивления на сдвиг в зависимости от сжимающего усилия для жидкостей характеризуется так называемым пьезокоэффициентом.

Зависимость вязкости смазки от давления показана на рис. 134.

Для твердых тел зависимость сопротивления среза  $\tau_s$  от сжимающего усилия  $q$  изучил Bridgman [40] для ряда материалов.

Нами были обработаны его экспериментальные данные по уравнению  $\tau_s = \alpha + \beta q$ . Значения коэффициентов  $\alpha$  и  $\beta$  приведены в табл. 37.

Так как толщина пленки зависит от нагрузки (уменьшается с возрастанием нагрузки), то естественно предположить, что сопротивление

вследствие анизотропии механических свойств. Даже совершенно гладкие поверхности могут оказаться шероховатыми под влиянием сжимающей нагрузки. Молекулярное взаимодействие обусловлено взаимным притяжением поверхностей двух тел. Так как оно меняется обратно пропорционально 4-й степени расстояния, то практически молекулярное притяжение или пренебрежимо мало, или такое, что приводит к образованию прочной связи, которая может разрушиться лишь в образовавшемся объеме (в случае внешнего трения, в прослойке между твердыми телами).

Конфигурация внедряющихся элементов и глубина внедрения различны для разных точек касания. Также различно и соотношение между силами адгезии и когезии. В связи с этим, как мы указывали выше, различают пять видов нарушения фрикционных связей. В общем случае могут иметь место все пять видов. В отдельных, частных, случаях превалируют некоторые из этих видов.

Остановимся несколько подробнее на каждом из них.

1. **Скол или срез материала.** Этот вид нарушения фрикционной связи вполне возможен. Однако, если положить одну поверхность на другую, сильно прижать и сдвинуть, то все же можно не срезать частицу. Каждый может убедиться в этом, воспользовавшись напильником и куском металла: необходимо многократно провести напильником по обрабатываемому изделию, чтобы получить отделившиеся частицы металла.

Поэтому мы склонны этот процесс нарушения типичным не считать. Однако при больших нагрузках, при переходе через критическую глубину  $\epsilon$ , этот процесс может иметь место.

2. **Наличие пластического оттеснения** легко наблюдать, если напильником провести по полированной пластине (без снятия микростружки) возникнут царапины — результат пластического оттеснения материала. Это оставшиеся следы пластического оттеснения в виде выдавленных бороздок канавок. Кроме того, в том месте, где кончилось образование канавки, имеется бугорок, представляющий собой материал, нагреваемый внедрившейся неровностью.

Если по выдавленной канавке вторично пройти индентором, то впереди вновь образуется валик, который индентор будет гнать перед собой. Каждая частица поверхности, лежащая на пути индентора (будем для простоты рассматривать цилиндрический индентор, движущийся перпендикулярно образующей), сначала поднимется за счет смятия материала перед индентором, а затем, когда через нее пройдет индентор, опустится. Таким образом, поверхностный слой будет совершать вынужденные колебания, которые не оставляют заметного следа на поверхности, но имеют большое значение при расчете сопротивления. Это повторная деформация ответственна за износ материала.

3. **Упругое деформирование.** Отдельные контактирующие выступы имеют значительно большую жесткость в тангенциальном

направлении, чем в нормальном. Поэтому под влиянием контрвыступа выступ вминается, увлекая за собой прилежащие области материала. Далее он выпрямляется под влиянием сил упругости и, совершая колебания, сталкивается вновь с другими выступами. В результате возникают звуковые колебания, характеризующиеся достаточно широким спектром частот. С увеличением нагрузки частота колебаний снижается. С увеличением скорости скольжения частота колебаний возрастает. Частота колебаний в основном определяется частотой вынужденной силы, обусловленной шагом пятен касания и скоростью скольжения.

Наличие упругого оттеснения применительно к металлам у многих вызывает сомнение в связи с легкостью перехода металла из упругого состояния в пластическое. По нашему мнению, это является основным видом нарушения фрикционной связи. В защиту возможности упругого деформирования неровностей, хотя многие исследователи его отрицают, можно привести следующие обстоятельства:

а) при трении возникает звук, т. е. имеют место колебания с высокой частотой, которые могут порождаться только упругой деформацией;

б) контактные напряжения между граммофонной пластинкой и иглой достигают  $50 \text{ кг/мм}^2$ ; однако очевидно, что в данном случае деформации упругие, иначе пластинка выходила бы из строя при первом же проигрывании;

в) на полированных поверхностях (плитках Иогансона) неровности имеют высоту порядка  $0,05\text{--}0,1 \text{ мк}$ , радиус кривизны этих неровностей  $200\text{--}100 \text{ мк}$ ; относительная деформация, соответствующая переходу от упругого деформирования к пластическому, составляет  $0,01 R$ , т. е.  $1\text{--}2 \text{ мк}$ , что больше высоты неровности. Так как поверхности могут внедряться не больше, чем на высоту неровности, то очевидно, что в этом случае переход к пластическому деформированию исключен. Очевидно также, что наиболее короткие выступы неровностей всегда будут находиться в режиме упругого деформирования.

Таким образом даже при полном сжатии неровностей они не смогут перейти в пластическое соотношение.

**4. Адгезионное разрушение** редко наблюдается по месту контакта вследствие значительного упрочнения адгезионного шва.

Поверхность твердого тела обычно покрыта пленкой. Как показывает опыт, иногда прочность соединения такой пленки с материалом оказывается больше объемной прочности пленки. Например, применительно к смазкам известно, что молекулы смазочных веществ адсорбируются на поверхности твердого тела иногда с такой прочностью, что их можно удалить лишь посредством термического разложения.

В связи с этим, а также в соответствии с экспериментами, проведенными Г. И. Епифановым [9] по механизму действия тонких

пленок смазки, будем считать, что адгезионные разрушения при трении есть разрушения на сдвиг тонкой промежуточной пленки между поверхностями трения.

**5. Разрушение основного материала** возникает, когда контактирующие поверхности освобождены от пленок. Этот вид нарушения фрикционной связи приводит к задирам поверхностей.

Какова же общая картина трения? Пусть две прижатые одна к другой поверхности взаимно перемещаются в тангенциальном направлении. Вследствие волнистости реальные точки касания расположены в некоторых областях, контурах. Из-за различной высоты неровностей контактирующие точки оказываются внедренными на различную глубину и соответственно, согласно рассмотренной выше классификации нарушения фрикционных связей, оказывают различное действие на контртело.

Неровности, внедрившиеся на небольшую глубину производят упругое деформирование материала. Вышедшие из зацепления контакты начинают совершать колебания, что вызывает звук. Выступы, внедрившиеся на большую глубину неровности, пластически деформируют материал. Они гонят перед собой волну деформируемого материала. Работа пластической деформации непосредственно переходит в тепло. Наконец, сильно внедрившиеся неровности блокируют прилежащий материал и сдвигают, скалывают его, производя сильное разрушение. Такого нарушения фрикционной связи стараются избежать.

Для внешнего трения необходима менее прочная промежуточная прослойка между поверхностями, соприкасающимися с ней.

Расчет сопротивлений, возникающих при различных видах нарушения фрикционных связей, представляет значительные трудности. По существу приходится сталкиваться с контактными задачами теории упругости, осложненными наличием тангенциальных сил на контакт, или с контактными задачами теории пластичности. В ряде случаев нельзя пренебрегать реологическими явлениями, протекающими во фрикционном контакте. Расчет трения покоя проще, чем расчет трения скольжения, так как при скольжении возникают высокие температуры, изменяющие механические свойства материалов и характер образующихся на поверхностях пленок, и, кроме того, более ярко проявляются реологические процессы в деформативной зоне.

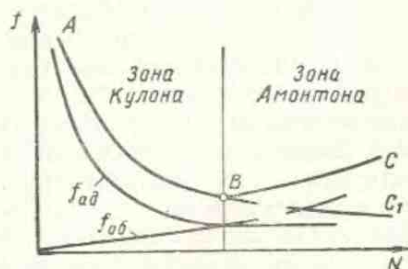
Несмотря на всю сложность этой картины, все же общая тенденция развития процесса подчиняется определенным закономерностям, которые постараемся в общих чертах описать.

Проанализируем влияние трех параметров на трение скольжения: нагрузки, температуры и скорости, учитывая двойственную природу трения.

При трении покоя с увеличением нагрузок деформационная составляющая коэффициента трения возрастает. Это очевидно, потому, что площадь касания примерно пропорциональна

нагрузке и определяется квадратом линейного размера, а сопротивление зависит от деформируемого объема, определяемого кубом линейного размера. Адгезионная составляющая соответственно падает (при упругом контакте), так как давление возрастает, а затем остается постоянным при пластическом контакте.

В целом это приводит к переходу коэффициента трения через минимум. Чем меньше адгезионная составляющая, тем ближе левая часть кривой и менее ярко выражен минимум. На рис. 135 показана эта зависимость. Минимум, как правило, соответствует переходу упругого контакта в пластический.



Таким же образом будет изменяться коэффициент трения в зависимости от шероховатости.

Так как деформационная составляющая коэффициента трения зависит от глубины внедрения единичных неровностей, а последняя определяется твердостью материала, а твердость, в свою очередь, падает с увеличением температуры, то качественно такой же график будет характеризовать изменение коэффициента трения от

Рис. 135. Принципиальная зависимость коэффициента трения от нагрузки

температуры. Соответственно будет падать с температурой адгезионная составляющая. Так как между давлением, глубиной внедрения, твердостью и температурой, прочностью на срез и температурой нет линейной зависимости, то масштаб по оси абсцисс должен быть изменен.

Ордината, соответствующая условиям, при которых упругий контакт переходит в пластический, разделяет график на две части; правая часть, где коэффициент трения растет вяло, определяет собой зону Амонтона, левая (падение коэффициента трения) — зону Кулона.

Проанализируем влияние скорости на изменение коэффициента трения. Сделаем это применительно к небольшим давлениям.

При наличии совершенной упругости практически коэффициент трения не зависит от скорости. Указанное имеет место при трении различных минералов, графита и других материалов, не изменяющих своих свойств от температуры (рис. 136). На рис. 136 показано изменение коэффициента трения при скольжении корунда по рубину, полученное Г. И. Трояновской.

При наличии несовершенной упругости сила трения скольжения обусловлена работой, затрачиваемой на колебание (гистерезисными потерями), и работой, затрачиваемой на разрушение мостиков сварки между планками, покрывающими твердые тела.

Явление трения скольжения, представляющее собой быструю

смену образующихся и разрушающихся фрикционных связей, обусловлено: 1) возникновением высокой температуры, изменяющей механические свойства трущихся материалов и характер образующихся на поверхностях пленок; 2) проявлением реологических процессов в деформативной зоне, изменяющих шероховатость поверхности и величину сопротивления.

В результате этого для одной и той же пары трения меняются не только величина сопротивления деформирования, но даже вид возникающих фрикционных связей.

При несовершенной упругости в зоне небольших скоростей имеет место ярко выраженный максимум, обусловленный гистерезисными потерями, происходящими при объемном деформировании материала. Очевидно, что при малых скоростях приложения нагрузки по сравнению со скоростью релаксации напряжений в материале деформация успевает следовать за нагрузкой и поэтому петля гистерезиса практически отсутствует. Она будет отсутствовать также при больших скоростях приложения нагрузки.

В связи с этим и возникает этот максимум. На рис. 137 изображена зависимость коэффициента трения от скорости. При увеличении скорости коэффициент трения падает в связи с уменьшением прочности адгезионной связи, на формирование которой (точнее площади, на которой она развивается) нужно конечное время. При дальнейшем повышении скорости поверхностный слой материала размягчается, увеличивается внедрение и происходит рост деформационной составляющей трения. Приведенная на рис. 135 точка *B* должна соответствовать переходу от упругого контакта к пластическому. Если упругие деформации сохраняются, то возрастающая ветвь *BC* отсутствует и процесс идет по кривой *BC<sub>1</sub>*.

Для трения скольжения будет иметь место такая же зависимость от температуры, так как известно, что скорость релаксации зависит от температуры.

Аналогичная зависимость будет иметь место и от давления, так как последнее с одной стороны увеличивает температуру во фрикционном контакте, а с другой стороны повышает скорость релаксации.

График, изображенный на рис. 137, может характеризовать изменение коэффициента трения от скорости скольжения, температуры и давления. Не следует думать, что показанная картина достаточно полно и однозначно объясняет изменения силы трения. Ведь одновременно идет ряд других процессов. Например,

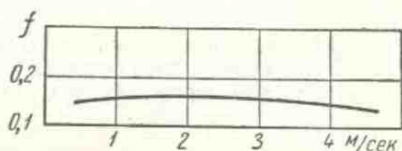


Рис. 136. Зависимость коэффициента трения от скорости при скольжении корунда по рубину

не надо забывать, что с увеличением температуры различным образом изменяются механические свойства материалов (рис. 138 и 139). На рис. 139 и 140 приведены данные, заимствованные из монографии А. Н. Еремина [10]. Такой характер зависимости также влияет на переход коэффициента трения через максимум.

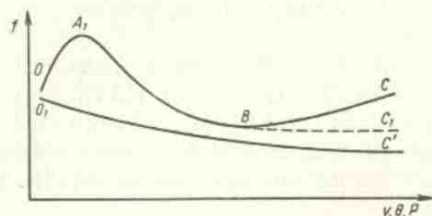


Рис. 137. Принципиальная зависимость коэффициента трения от скорости, температуры, давления

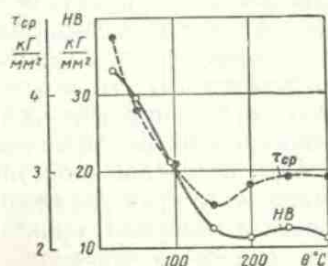


Рис. 138. Изменение твердости и сопротивления на срез ретикулса марки ФК-24А в зависимости от температуры (по данным Г. А. Георгиевского)

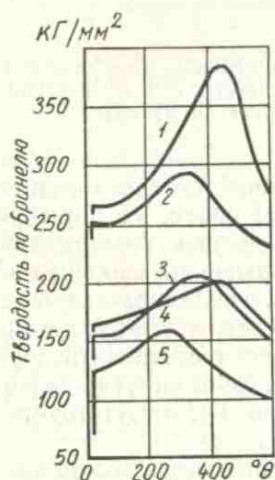


Рис. 139. Изменение твердости стали по Бринелю в зависимости от температуры и содержания углерода:

1 — 0,85% С; 2 — 0,50% С;  
3 — 0,10% С; 4 — 0,30% С;  
5 — электролитическое железо

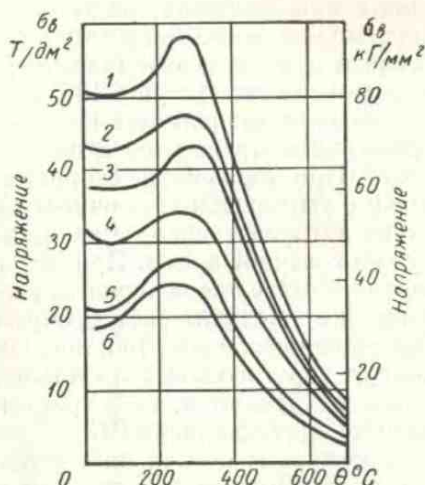


Рис. 140. Зависимость предела прочности при растяжении от температуры:

1 — 0,9% С; 2 — 0,7% С; 3 — 0,5% С;  
4 — 0,3% С; 5 — 0,1% С; 6 — армко-железо

Необходимо помнить, что на коэффициент трения влияет не только само значение поверхностной температуры, но и характер распределения ее по глубине.



Скорость распространения пластической деформации также влияет на трение скольжения. В трении участвуют не только непосредственно внедренные объемы, но и прилежащие к ним глубинные слои. При увеличении скорости скольжения пластическая деформация не успевает распространяться вглубь и локализуется в меньшем объеме.

Скорость ее может быть подсчитана по формуле

$$v = \sqrt{\frac{D}{\rho}}, \quad (\text{VI.39})$$

где  $D$  — модуль пластичности;  
 $\rho$  — плотность материала.

Изменение прочности адгезионной связи и ее характера также оказывает свое влияние. С увеличением температуры, т. е. соответственно скорости скольжения, увеличивается интенсивность роста пленки, уменьшается ее прочность и, наконец, меняется природа самой пленки. В зоне малых скоростей скольжения (низких температур) достаточная защитная пленка не успевает образовываться, и передоформирование, характеризующееся значительным волнообразованием, переходит иногда в микрорезание. (Это соответствует возрастающей ветви кривой коэффициент трения — скорость.) При дальнейшем увеличении скорости (температуры) успевает образовываться достаточная по толщине пленка. Изменяется сама природа пленки. Далее толщина пленки увеличивается, а прочность ее уменьшается. Косвенно оценить уменьшение прочности пленки можно, пользуясь уравнением Эриста и Мерченга (см. стр. 247). В связи с уменьшением адгезионной прочности фрикционных связей высота волны падает, шероховатость уменьшается. Это приводит к тому, что по мере увеличения скорости скольжения высота неровности изменяется, переходя через максимум. Это имеет место также и при резании. На рис. 141 показана зависимость максимальной высоты неровности от скорости резания при подаче 0,22 мм/об.

В зависимости от соотношения всех этих факторов коэффициент трения будет изменяться не монотонно и обычно переходит через максимум. Все это приводит к сложной зависимости коэффициента трения от скорости, которая по существу является зависимостью коэффициента трения от температуры.

С достаточной точностью можно влияние скорости рассматривать как влияние температуры, пренебрегая скоростью. При самых грубых предположениях можно считать, что температура пропорциональна скорости. Не случайно формула Франке, выражающая зависимость коэффициента трения от скорости, по структуре совпадает с формулой С. И. Губкина, выражающей зависимость коэффициента трения от температуры:

$$f_2 = f_1 e^{\pm \alpha (\theta_2 - \theta_1)},$$

где  $f_2$  — коэффициент трения при температуре  $\theta_2$ ;  
 $f_1$  — коэффициент трения при температуре  $\theta_1$ ;  
 $\alpha$  — температурный коэффициент.

Весьма убедительными являются результаты, полученные Ю. П. Зиминим и опубликованные А. Н. Ереминым по коэффициенту трения на резце в зависимости от различной скорости и подачи. Эти данные показывают, что при равенстве температур на резце коэффициент трения не зависит от скорости и подачи (рис. 142).

При больших давлениях максимум на кривой  $OA_1BC$  (рис. 137) отсутствует и имеет место монотонное падение коэф-

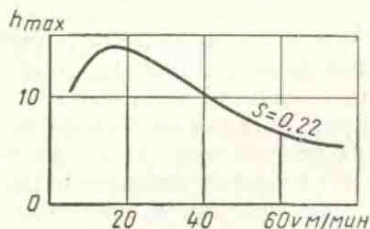


Рис. 141. Зависимость высоты неровности от скорости резания стали (по П. Е. Дьяченко)

фициента трения по мере увеличения скорости (линия  $O_1C'$ ). Такой ход зависимости обусловлен тем, что с увеличением скорости скольжения сокращается время формирования единичных фрикционных связей, уменьшается глубина внедрения и соответственно деформационная составляющая.

Все изложенное заставляет нас очень внимательно относиться к вопросам трения скольжения. Невольно возникает мысль о целесообразности изучения температурных зависимостей коэффициента трения и учета в реальных условиях также температур рабочих узлов, пренебрегая той скоростью, при которой они работают. Этот принцип, примененный в методике оценки фрикционной теплостойкости (см. гл. X), пока себя оправдывает.

Сопротивление, возникающее во фрикционном контакте, зависит от свойств фрикционной связи (конфигурации контакта и вида деформации). Изучение процесса формирования фрикционной связи показало, что она формируется в основном путем внедрения одних неровностей в другие, и на образовавшихся пятнах касания возникают адгезионные связи, поэтому сила трения складывается из двух составляющих — деформационной и адгезионной.

Произведем расчет сил трения при упругом и пластическом деформировании.

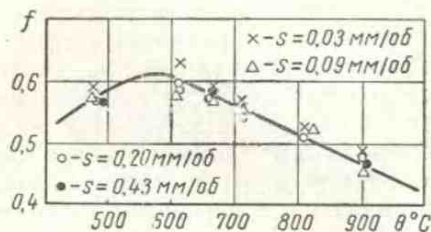


Рис. 142. Зависимость коэффициента трения на резце от температуры (по Ю. П. Зимину). Сталь ШХ15, твердость  $HV 197 \text{ кг/мм}^2$ ;  $b = 9$ ;  $t = 2 \text{ мм}$

## Расчет трения при упругом деформировании

Работа оттеснения может быть определена как произведение деформированного объема  $V$  на среднее напряжение оттеснения  $\sigma_\tau$ .

В соответствии с этим работа

$$W = V\sigma_\tau. \quad (\text{VI.40})$$

Пусть, к шероховатой абсолютно жесткой поверхности прижато упруго деформируемое контртело. Тангенциальное сопротивление  $F_1$ , обусловленное упругим деформированием, получим как отношение работы к пути, на котором она затрачена, равному диаметру пятна касания и умноженному на коэффициент  $a_e$  потери на гистерезис:

$$V = \frac{b\varepsilon^{\nu+1}}{(\nu+1)} h_{\max} A_c; \quad (\text{VI.41})$$

$$F_1 = a_e \frac{b\varepsilon^{\nu+1}}{(\nu+1)d_1} h_{\max} A_c \sigma_\tau. \quad (\text{VI.42})$$

Коэффициент упругого трения  $f_1 = \frac{F}{N}$ ;  $N = A_r \sigma_N =$   
 $= \frac{1}{2} b\varepsilon^\nu A_c \sigma_N$ , поэтому

$$f_1 = a_e \frac{2\varepsilon h_{\max}}{(\nu+1)d_1} \frac{\sigma_\tau}{\sigma_N}. \quad (\text{VI.43})$$

Эта зависимость неточна, так как фактически деформируется не только внедрившийся объем, но и прилегающая к нему область. Учтем это коэффициентом  $K$ , большим единицы; тогда

$$f_1 = K a_e \frac{2\varepsilon h_{\max}}{(\nu+1)d_1} \frac{\sigma_\tau}{\sigma_N}; \quad (\text{VI.44})$$

при грубом рассмотрении вопроса можно принять  $\sigma_\tau = \sigma_N$ .

Диаметр пятна касания и сближение связаны при упругом контакте следующим соотношением:

$$d_1 = 2 \sqrt{\frac{\varepsilon h_{\max}}{\nu}}; \quad (\text{VI.45})$$

отсюда

$$f_1 = K a_e \frac{\sqrt{\varepsilon h_{\max}} \sqrt{\nu}}{(\nu+1) \sqrt{R}}. \quad (\text{VI.46})$$

Сближение при упругом контакте (см. гл. II) определяется по формуле (II.21)

$$\varepsilon = K_3 \left( \frac{R}{h_{\max}} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}} \left( \frac{q_c}{E} \right)^{\frac{2}{2\nu+1}}. \quad (\text{VI.47})$$

После преобразований получим

$$f_1 = K a_z K_3^{\frac{1}{2}} \left( \frac{R}{h_{\max}} \right)^{\frac{1}{2(2\nu+1)}} \left( \frac{q_c}{E} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}} \frac{h_{\max}^{\frac{1}{2}} V^{\nu}}{(\nu+1) \sqrt{R}}$$

или

$$f_1 = \left[ \frac{K a_z K_3^{\frac{1}{2}} V^{\nu}}{(\nu+1)} \right] \left( \frac{h_{\max}}{R} \right)^{\frac{\nu}{2\nu+1}} \left( \frac{q_c}{E} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}}. \quad (\text{VI.48})$$

Как видим, коэффициент упругого трения, обусловленный упругим деформированием выступов, в большой мере зависит от характера кривой опорной поверхности и степени гладкости поверхности. По мере увеличения гладкости этот коэффициент возрастает. Однако величина его, подсчитанная по формуле (VI.48),

будет весьма небольшой, так как  $\left( \frac{h_{\max}}{R} \right)^{\frac{\nu}{2\nu+1}}$  для достаточно гладких поверхностей, при которых реализуется упругое трение, составляет величину не меньше  $1/10$ . Член  $K_3^{\frac{1}{2}}$  также меньше единицы;  $K a_z$  приближается к единице. Произведение первой и второй скобок обычно составляет сотые доли единицы.

Всегда много меньше единицы и отношение  $\frac{q_c}{E}$ . Например, для стали  $E = 2 \cdot 10^4 \text{ кг/мм}^2$ , а  $q_c$ , если даже считать, что оно равно пределу текучести, составляет не более  $2 \cdot 10^2 \text{ кг/мм}^2$ . Тогда отношение  $\frac{q_c}{E}$  будет равно 0,01. Таким образом, коэффициент потерь на упругое деформирование выступов весьма невелик. Следует помнить, что с увеличением удельного давления он возрастает. Однако для материалов с малым модулем упругости он может составлять значительную величину.

При наличии адгезии на контакте (случай, часто имеющий место на практике) можно пренебречь деформационной составляющей и выразить коэффициент трения так:

$$f = \frac{\tau}{q_r} + \beta. \quad (\text{VI.49})$$

Применительно к резинам, Г. М. Бартевым получена следующая формула для коэффициента трения:

$$f = \frac{E_{\infty}}{A(E_{\infty} + \alpha q)}, \quad (\text{VI.50})$$

где  $E_\infty$  — равновесный модуль упругости;

$A$  — константа, зависящая от скорости скольжения, температуры и энергии активации;  $A = \frac{1}{ca}$  ;

$q$  — номинальное давление;

$a$  — постоянная величина, зависящая от деформационных свойств резины [1].

Согласно Денни,

$$f = \frac{E}{A(E - bq)} \quad (\text{VI.51})$$

Исследования Ю. И. Костерина [11] показали, что для многих фрикционных материалов при малых нагрузках зависимость (VI.51) хорошо соблюдается.

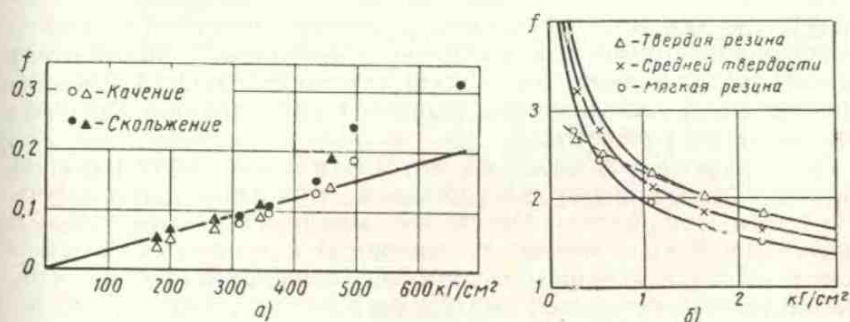


Рис. 143. Зависимость коэффициента трения от давления:

$a$  — для резины при трении по стали при смазке водой (по Тейбору);  $b$  — для резины при трении по стали всухую (по Шалламаху)

При малой адгезии коэффициент трения должен возрастать с увеличением нагрузки  $q$ , при большой адгезии — падать.

На рис. 143 приведены данные по коэффициентам трения (резина по стали) в зависимости от давления при смазке водой, когда прочность адгезионной связи невелика, и всухую, когда прочность связей значительна. В первом случае коэффициент трения возрастает, во втором падает.

Д. Гринвудом и Д. Тейбором рассмотрена аналогичная задача. Это позволило им получить следующее выражение для коэффициента тангенциального сопротивления, обусловленного упругим деформированием. При скольжении стального шарика по резине без учета сил адгезии

$$f_1 = 2a_e q \frac{9\pi}{64} \cdot \left( \frac{1 - \mu^2}{E} \right), \quad (\text{VI.52})$$

где  $q$  — среднее давление.

Приведенная формула аналогична зависимости, полученной нами, однако мы учитываем шероховатость поверхности, а они

же сделали вывод для единичной неровности и шероховатость поверхности не учитывали. В дальнейшем ими было показано, что для контактного деформирования неправильно пользоваться обычным показателем  $a_z$ . Они предложили метод расчета, основанный на раздельном учете гистерезиса при сдвиге и при растяжении-сжатии. Полученный результат аналогичен уравнению (VI. 52), но константа пропорциональности в 2—3 раза выше, что гораздо ближе к эксперименту.

## § 6. ВНЕШНЕЕ ТРЕНИЕ ПРИ ПЛАСТИЧЕСКОМ КОНТАКТЕ

Сила внешнего трения при пластическом контакте обусловлена деформированием тонкого поверхностного слоя, внедрившимися неровностями и преодолением адгезионных связей в точках фактического контакта. Деформирование поверхностного слоя происходит таким образом, что деформацией нижележащего материала можно пренебречь и сплошность основного материала в тонком поверхностном слое не нарушается. Выполнение этого условия зависит от величины и характера деформации в зоне контакта микронеровностей.

При движении внедренных неровностей для осуществления внешнего трения необходимо обтекание этих неровностей деформируемым материалом. Обтекание неровностей материалом в значительной мере зависит от прочности адгезионных связей в зоне контакта и величины деформации, причем обязательно, чтобы прочность этих связей была ниже прочности основного материала. Поэтому необходимым условием внешнего трения является наличие поверхности более слабого, чем нижележащий материал, слоя.

При внешнем трении сила, необходимая для относительного движения тел [16, 21, 39],

$$T = T_{об} + T_{ад}, \quad (\text{VI. 53})$$

где  $T_{об}$  — сила, затрачиваемая на объемное деформирование материала;

$T_{ад}$  — сила, расходуемая на преодоление адгезионных связей в зоне контакта.

Естественно предположить, что коэффициент трения также зависит от адгезии и объемного деформирования.

Для определения этой зависимости Н. М. Михин рассчитал коэффициент трения для случая идеально-жесткопластического контакта жесткой шероховатой поверхности твердого тела с гладкой поверхностью пластически деформируемого полупространства. Причем предполагалось, что поверхность полупространства покрыта пленками окислов, адсорбционными слоями и т. д. При скольжении шероховатого тела на поверхности неровности появляются касательные напряжения, обусловленные срезанием адгезионных связей.

Известно [16, 40], что сопротивление на срез зависит в общем случае от нормальных напряжений, поэтому для характеристики касательных напряжений была принята следующая зависимость:

$$\tau_1 = \tau_0 + \beta |\sigma_n|, \quad (\text{VI.54})$$

где  $\tau_0$  — прочность на срез адгезионных связей при отсутствии нормального давления;

$\sigma_n$  — нормальное напряжение;

$\beta$  — пьезокоэффициент, характеризующий увеличение прочности на срез от нормального давления.

Неровности шероховатой поверхности были моделированы в виде сфер одинакового радиуса, расположенных на общем основании так, что кривая опорной поверхности модели совпадает с опорной кривой реальной поверхности.

Поведение материала полупространства описывается уравнениями Треска. Для определения усилий, действующих на шероховатое тело, рассмотрим установившееся движение этого тела, максимальные неровности которого внедрены на глубину  $h_{кин}$  в полупространство. При этом скорость скольжения такова, что изменением температуры в зоне контакта можно пренебречь.

Возникающие при движении тангенциальные и нормальная реакции соответственно равны:

$$T = \int_0^{\varepsilon_{кин}} T_i dn_r; \quad (\text{VI.55})$$

$$N = \int_0^{\varepsilon_{кин}} N_i dn_r, \quad (\text{VI.56})$$

где  $\varepsilon_{кин}$  — относительное сближение поверхностей трущихся тел при скольжении;

$dn_r$  — число выступов в рассматриваемом слое.

Согласно работе [18], на единичную неровность действуют силы

$$T_i = 4,7R \frac{1}{2} h_{кин}^{3/2} \sigma_s + T_{ад}; \quad (\text{VI.57})$$

$$N_i = \pi R h_{кин} c \sigma_s, \quad (\text{VI.58})$$

где  $c$  — коэффициент формы;  $c \approx 3$ .

Формула (VI.57) справедлива до  $\frac{h_{кин}}{R} \leq 0,15$ .

Величина  $T_{ад}$  в формуле (VI.58) зависит от величины касательных напряжений. По условию пластичности  $\tau \leq \frac{\sigma_s}{2}$ .

смотрим случай, когда  $\tau$  меньше  $\frac{\sigma_s}{2}$  на всей поверхности контакта. Для него

$$T_{ad} = (\tau_0 + \beta\sigma_s) \pi R h_{кин}. \quad (VI.59)$$

Из анализа формулы (VI.58) следует, что на связь между нормальной силой и деформацией в зоне контакта адгезия практически не влияет при тех величинах относительных внедрений, при которых имеет место внешнее трение, т. е.  $\frac{h_{кин}}{R} \leq 0,15$ . Аналогичные данные получены другими исследователями [19, 26, 57].

Число неровностей [8] является в первом приближении непрерывной и дифференцируемой функцией сближения и может быть выражено формулой

$$n_r = \frac{A_c b v \epsilon^{v-1}}{2\pi R h_{max}}. \quad (VI.60)$$

Подставляя  $dn_r$ ,  $T_i$ ,  $N_i$  в формулу (VI.55) и учитывая, что внедрение в произвольном сечении равно  $\epsilon_{кин} - x$ , и используя при интегрировании подстановку П. Л. Чебышева, получим

$$T = \frac{0,84c\sigma_s A_c b v (v-1) h_{max}^{3/2} \epsilon_{кин}^v}{\pi R^{1/2}} \left[ K_1 \epsilon_{кин}^{1/2} + \frac{\pi R^{1/2}}{h_{max}^{1/2} v (v-1)} \times \right. \\ \left. \times \left( \frac{1,53\beta}{c} + \frac{\tau_0}{1,69c\sigma_s} \right) \right], \quad (VI.61)$$

где  $K_1$  — постоянная интегрирования, зависящая от  $v$ .

Зависимости  $K_1$ ,  $K_1 v (v-1)$  и  $v(v-1)$  от  $v$  приведены на рис. 144.

Из анализа формулы (VI.61) следует, что объемная составляющая силы трения значительно возрастает с увеличением внедрения. Например, при  $v = 2$  объемная составляющая возрастает с увеличением внедрения в степени  $5/2$ , при  $v = 3$  — в степени  $7/2$ .

Аналогично,

$$N = \frac{1}{2} A_c b \epsilon_{кин}^v c \sigma_s. \quad (VI.62)$$

Поделив выражение (VI.61) на (VI.62), получим следующую зависимость для коэффициента трения:

$$f = \frac{\tau_0}{c\sigma_s} + \beta + 0,55 (v-1) v K_1 \sqrt{\frac{h_{кин}}{R}}. \quad (VI.63)$$

Таким образом, коэффициент трения с увеличением внедрения возрастает за счет объемной составляющей.



Величина  $\frac{\tau_0}{\sigma \sigma_s} + \beta = f_{a\delta}$  не изменяется с увеличением внедрения, так как давление на контакте практически не изменяется с глубиной внедрения.

Используя формулу (VI.63), можно определить величину внедрения, при которой составляющая, обусловленная адгезией, равна объемной составляющей:

$$\frac{h_{кин}}{R} = \left[ \frac{f_{a\delta}}{0,55\nu(\nu-1)K_1} \right]^2. \quad (VI.64)$$

Значения  $\frac{h_{кин}}{R}$ , при которых  $f_{a\delta} = \dot{f}_{об}$ , приведены на рис. 145.

Выше линий преобладает объемная составляющая, ниже — адгезионная. Таким образом, Н. М. Михин показал, что многолетний спор о справедливости адгезионной или механической теорий трения является беспочвенным.

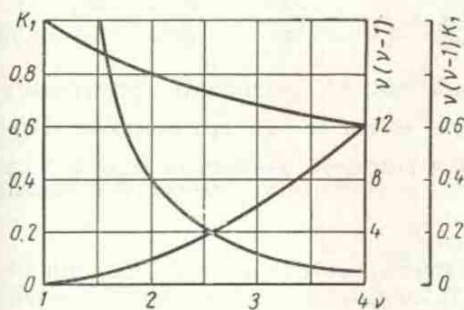


Рис. 144. Зависимость  $K_1$ ,  $\nu(\nu-1)K_1$  и  $\nu(\nu-1)$  от  $\nu$

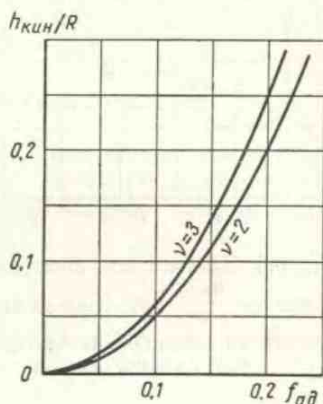


Рис. 145. Зависимость  $\frac{h_{кин}}{R}$  от  $f_{a\delta}$  для случая, когда равны адгезионная и деформационная составляющие коэффициента трения

Из рассмотрения рис. 144 следует, что для наиболее типичных видов обработки поверхностей произведение  $\nu(\nu-1)K_1 = 0,4$ . Поэтому формулу (VI.63) можно переписать в виде

$$f = \frac{\tau_0}{\sigma \sigma_s} + \beta + 0,4 \sqrt{\frac{h_{кин}}{R}}. \quad (VI.65)$$

Анализ формулы (VI.65) показывает, что коэффициент трения в значительной степени зависит от адгезии, которая может изменяться в зависимости от внешних условий (наличия или отсутствия смазки). Когда желательно иметь при определенной нагрузке постоянный коэффициент трения, целесообразно применять обильную смазку. Воздействия внешних условий в этом случае можно свести к минимуму. Для проверки формулы

(VI.65) было произведено ее сравнение с экспериментальными данными, полученными Н. М. Михиным и Г. Н. Рамишвили. Результаты сравнения показаны на рис. 146 и 147.

Эксперименты проводились на специальном весьма точном приборе, позволяющем записывать одновременно силу трения и сближение поверхностей при трении.

На рис. 146 приведена зависимость коэффициента трения от относительной глубины внедрения для пар трения: сталь У-8, обработанная по 6-му классу, скользила по полированным поверхностям различных металлов. Образцы перед экспериментами очищались тлеющим разрядом, а затем на их поверхность

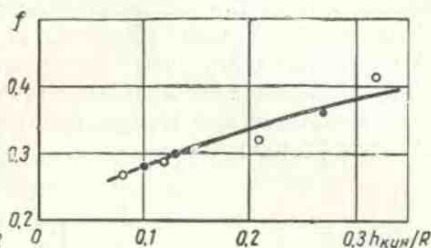
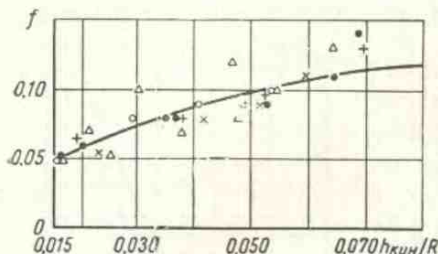


Рис. 146. Зависимость коэффициента трения от  $\frac{h_{кин}}{R}$  при скольжении стали У-8 по полированным образцам при наличии смазки

Рис. 147. Зависимость коэффициента трения от  $\frac{h_{кин}}{R}$  при скольжении шероховатой поверхности стали У-8 по полированным образцам без смазки

наносилась смазка, содержащая 5% олеата натрия. Сплошная линия изображает расчетную зависимость коэффициента трения ( $\nu = 3$ ) при  $f_{ад} = 0$ ; отдельные точки представляют собой экспериментальные значения. Результаты сравнения дают хорошее совпадение теории с экспериментом. Отдельные точки, лежащие ниже кривой, очевидно, можно объяснить с помощью эффекта П. А. Ребиндера. Некоторые точки, лежащие выше кривой, объясняются разрывом смазочной пленки и увеличением адгезии. Таким образом, когда  $f_{ад} \approx 0$ , значение коэффициента трения при одинаковой величине относительного внедрения равно для всех металлов и, следовательно, эта величина является удобным критерием, по которому следует оценивать фрикционные свойства самих пар трения.

На рис. 147 показана зависимость коэффициента трения от  $\frac{h_{кин}}{R}$ , когда трущиеся поверхности не смазаны. Расчетные значения коэффициента трения изображены сплошной линией, а экспериментальные — отдельными точками. При расчете составляющая, обусловленная адгезией, определялась вычитанием для

одной из точек из экспериментального значения объемной составляющей и в дальнейшем принималась неизменной. Сравнение дало удовлетворительное совпадение теории с экспериментом.

Удовлетворительное совпадение позволяет предложить рассмотренные формулы в качестве первого приближения для расчета коэффициента трения.

В заключение, учитывая, что порог внешнего трения определяется соотношением (III. 35), определим предельное давление, при котором возможно внешнее трение. Выразив  $h_{\text{мин}}$  из формулы (III. 6) и подставив это в зависимость (III. 38), получим после преобразований

$$q_c \leq \left(1 - \frac{2\tau}{\sigma_s}\right)^{\nu} \left(\frac{R}{h_{\text{max}}}\right)^{\nu} \frac{bc\sigma_s}{2^{\nu+1}}. \quad (\text{VI. 66})$$

### § 7. О СУММИРОВАНИИ РАЗЛИЧНЫХ ВИДОВ СОПРОТИВЛЕНИЙ

Так как фрикционный контакт неоднороден и дискретен, то сила трения представляет собой сумму элементарных сил трения  $\tau$ , возникающих на отдельных площадках касания, т. е.

$$T = \sum_1^n \tau^*. \quad (\text{VI. 67})$$

В общем случае могут иметь место три вида фрикционного контакта, поэтому

$$T = \sum_1^{n_1} \tau_1^* + \sum_1^{n_2} \tau_2^* + \sum_1^{n_3} \tau_3^*. \quad (\text{VI. 68})$$

Если воспользоваться удельной силой трения, то

$$\tau_1^* = \tau_1 A_{r1},$$

где  $\tau_1$  — удельная сила трения;

$A_{r1}$  — фактическая площадь касания.

$$T_2 = \tau_1 A_{r1} + \tau_2 A_{r2} + \tau_3 A_{r3}, \quad (\text{VI. 69})$$

откуда коэффициент трения

$$f = \frac{\sum \tau_i A_{ri}}{N}, \quad (\text{VI. 70})$$

т. е. коэффициент трения представляет собой сумму произведений различных тангенциальных сопротивлений на площадь действия, отнесенных к общей нагрузке.

Может возникнуть вопрос о том, что в действительности тангенциальное сопротивление развивается не на площадках касания, воспринимающих нормальную нагрузку, а на боковых поверхностях. Однако очевидно, что они пропорциональны одна

другой, причем коэффициент пропорциональности зависит от геометрического очертания контакта. Практически эти площадки равны.

Удельную силу трения иногда удобнее выразить как произведение коэффициента трения на фактическое давление:

$$\tau_i = f_i q_i;$$

тогда

$$f = \frac{\sum f_i q_i A_{ri}}{N}. \quad (\text{VI. 71})$$

При  $q_i A_{ri} = N_i$  коэффициент трения

$$f = \sum f_i j_i, \quad (\text{VI. 72})$$

где  $j_i = \frac{N_i}{N}$ , т. е. доле нагрузки, приходящейся на данный вид нарушения фрикционной связи.

Из изложенного следует, что коэффициент трения неоднородного фрикционного контакта равен сумме произведений частных значений коэффициентов трения для данного вида нарушения связи на долю нагрузки, приходящуюся на данный вид нарушения связи (VI. 71).

Очевидно, что при наличии различных давлений на фрикционном контакте

$$j_i = \frac{q_i A_{ri}}{\sum q_i A_{ri}}. \quad (\text{VI. 73})$$

При равенстве фактического давления на фрикционном контакте

$$j_i = \frac{A_{ri}}{A_r}.$$

В этом случае суммарный коэффициент трения равен сумме произведений отдельных коэффициентов, умноженных на долю фактической площади.

Практически упругое или пластическое трение всегда сопровождается разрушением пленки.

При переходе от одного вида нарушения фрикционной связи к другому коэффициент трения изменяется.

Величина этого изменения несравненно меньше, чем интенсивность износа, которая изменяется при переходе от одного вида нарушения к другому примерно в 1000 раз. Естественно, что коэффициент трения может быть пропорционален износу лишь внутри данного вида нарушения фрикционной связи.

Недостаточность наших знаний о кинематике контактирующих поверхностей, о свойствах пленок затрудняет вычисление коэффициента трения. При лабораторном определении коэффициента трения нужно быть уверенным, что имеющаяся на поверхности пленка соответствует реальным условиям.

Может возникнуть вопрос о том, что вообще невозможно регламентировать величину коэффициента трения и управлять трением. Однако это не так. Возникновение соответствующей пленки на данном материале зависит от окружающей среды, температурного поля, определяемого скоростью скольжения, нагрузкой и коэффициентом взаимного перекрытия. Разнообразие возникающих пленок не так велико. Например, для железа могут иметь место лишь три разновидности окислов, из которых один нестойкий; для никеля — практически только одна — закись никеля  $Ni_2O$ , так как окись никеля  $NiO$  соединение нестойкое.

## § 8. О ПОЛУЭМПИРИЧЕСКИХ РАСЧЕТНЫХ ФОРМУЛАХ

Иногда этот комплекс трудно учитываемых факторов выражается биномиальной зависимостью удельной силы трения от удельного давления:

$$\tau = \alpha + \beta q. \quad (VI.74)$$

Эту зависимость мы называем элементарным законом трения. В ней  $\alpha$  зависит от прочности на срез адгезионной связи и геометрии поверхностей;  $\beta$  — коэффициент, зависящий от геометрии контакта при объемном деформировании.

Вместо биномиальной можно пользоваться степенной зависимостью:

$$\tau = Kq^n, \quad (VI.75)$$

где  $n$  меньше единицы [14, 46, 50]. Очевидно, что коэффициенты, входящие в уравнения (VI.74) и (VI.75), зависят от видов нарушения фрикционных связей на контакте и их соотношения.

Для расчетов безразлично, какой формой элементарного закона пользоваться. Однако сам факт введения в расчеты такого закона очень удобен, так как позволяет вычислить силы трения для любого размера поверхностей, умножая удельную силу трения на фактическую площадь касания.

Еще Tomlinson [71] в 1929 г. высказал идею о возможности вычисления силы трения для различных тел путем умножения соответствующей инварианты трения на площадь касания, определенную по Герцу. Для испытанных им 100 пар металлов эта инварианта оказалась равной  $0,18 \cdot 10^8$  (CGS). Более широко поставленные эксперименты не подтвердили неизменность этой инварианты [15]. В 1938 г. понятие удельной силы трения использовал Holm [49]. В 1950 г. Parker и Hatch [59] при контактировании сферы с плоскостью одновременно определяли площадь контакта и силу трения. Опыты проводились с образцами свинца и индия, имеющими сферические очертания и трущимися по стеклу. Применяя нагрузки за пределы упругости, они получили линейную зависимость силы трения от площади смятия. Однако напряжение на контакте в зависимости от размера сфер

оказалось разным. Опыты показали, что сила трения зависит от фактического напряжения и больше там, где значительнее это напряжение.

Для установления характера зависимости удельной силы трения от давления были проведены опыты, где одновременно с фактической площадью касания определялась сила трения.

Нам пришлось отказаться от определения площади касания методом электропроводности [14], так как вследствие дискретного характера контактирования одновременно с сопротивлением растекания в контакте возникнет ситуочное сопротивление, что было указано Хольмом. Это обстоятельство не позволяет определить величину фактической площади касания только по электроизмерениям.

От применения метода радиоактивных изотопов нам пришлось также отказаться, так как он не дает возможности определять площадь касания при движении. В лаборатории трения и фрикционных материалов Академии Наук СССР был разработан оптический метод определения площади контакта посредством прозрачных моделей [32]. Мы предполагаем, что оптическая площадь касания совпадает с площадью, передающей механическое давление. На точность указанного метода может влиять явление проскакивания света в узком зазоре (где нет контактов), заходя его в другую среду без преломления (Мандельштам, Зелени, Квинке).

Какова же величина этого зазора? Исследование полей показывает, что они убывают по мере углубления во вторую среду по закону экспоненты, так что на глубине, сравнимой с длиной волны, амплитуда полей уменьшается в несколько раз, а интенсивность света, пропорциональная квадрату амплитуды, изменяется еще более резко.

Произведем расчет возможной ошибки. Исследования проводились в зеленом свете (длина волны  $0,5 \text{ мк}$ ). Если принять, что амплитуда изменяется только в 3 раза, а интенсивность в 9 раз, и если даже принято линейное изменение интенсивности по расстоянию и считать, что может быть замечено уменьшение интенсивности света в 2 раза (на самом деле может быть замечено значительно меньшее изменение интенсивности), то во всяком случае должен быть замечен зазор  $0,05 \text{ мк}$ .

Подсчитаем, какая ошибка могла быть допущена в измерении площадок, если, кроме фактического контакта, будет учитываться вокруг площадки кольцо, ширина которого

$$b = \frac{h}{2} \operatorname{tg} \alpha,$$

где  $h$  — световой зазор шероховатых поверхностей;  
 $\alpha$  — угол наклона выступа;  
 $\operatorname{tg} \alpha = 0,12$  (при угле выступа  $7^\circ$ ).

Для такой шероховатой поверхности средний диаметр пятен составляет 30—50 мк. Следовательно, при наиболее неблагоприятных обстоятельствах нами будет определена площадь, имеющая диаметр 30,5 мк. Соответственно разница будет  $30,5^2 - 30^2 = 30$ , что составляет 3%. Для более гладких поверхностей точность метода уменьшается. Например, для полированной поверхности угол выступа составляет 2—3°, диаметр пятна 2—3 мк. В этом случае разница составит  $\sim 15\%$ .

Кроме того, для гладких поверхностей более возможно наличие на них участков, строго перпендикулярных к оси образца. В связи с этим для полированных поверхностей нами применяется ранее известный метод нарушения полного внутреннего отражения. Параллельный пучок света направляется под углом, большим угла полного внутреннего отражения; в местах контакта он проходит насквозь, в зазорах отражается.

По методическим соображениям были выбраны два прозрачных материала: плексиглас — аморфный материал с отсутствием ярко выраженного предела текучести, обладающий упруго-вязкими свойствами и весьма малой твердостью, который может служить аналогом фрикционных неметаллических материалов, и хлористое серебро AgCl. Физико-механические характеристики этих материалов приведены в табл. 38.

Таблица 38

Физико-механические характеристики плексигласа и хлористого серебра

Материал	Условия испытания	Твердость в кг/мм <sup>2</sup>	Модуль упругости в кг/см <sup>2</sup>	Предел прочности в кг/см <sup>2</sup>	Предел пропорциональности в кг/см <sup>2</sup>	Относительное удлинение	Коэффициент физического преломления
Плексиглас	20° С	22,0	2 · 10 <sup>4</sup>	800	260—130	5—15	1,49
Хлористое серебро	Наклепано	10,0	4,5 · 10 <sup>5</sup>	(сжатие) 430	310	8	2,06
То же	Отожжено при 370° С	5,8	—	140	30	35	—

Определение силы трения с одновременным замером площади касания производилось на приборе ГП, описанном в гл. IX. Прибор снабжен приспособлением для определения фактической площади касания. Луч света, проходя через образцы, попадает на полупрозрачную призму. Пройдя через призму, пучок направляется на фотоэлемент, отраженный на экран или фотопластинку с десятикратным линейным увеличением. В опытах был применен пульсирующий источник света, что позволяло усиливать

переменный фототок. Трехшлейфовым осциллографом одновременно записывались сила трения, величина фототока и время. За силу трения принималось максимальное значение силы, соответствующее моменту срыва. Площадь касания определялась по фототоку и непосредственным планиметрированием увеличенных фотографий площадей фактического контакта. Очистка поверхностей производилась спиртом. Результаты опытов приведены в табл. 39 и 40 и на рис. 148 и 149.

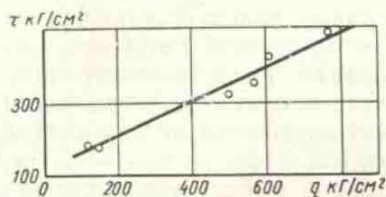


Рис. 148. Зависимость удельной силы трения  $\tau$  от удельного давления  $q$  для плексигласа

Очевидно, что удельная сила трения не является инвариан-

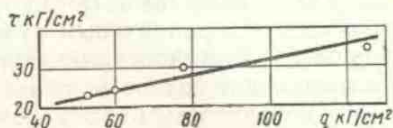


Рис. 149. Зависимость удельной силы трения  $\tau$  от удельного давления  $q$  для хлористого серебра

тной. Зависит ли она линейно от фактического удельного давления или характеризуется параболической зависимостью, твердо сказать нельзя, так как для получения точек, близких к началу

Таблица 39

**Результаты опытов для плексигласа**

Нагрузка в кг	Сила трения в кг	Площадь фактического касания $\times 10^{-3}$ см <sup>2</sup>	Удельная сила трения в кг/см <sup>2</sup>	Фактическое давление в кг/см <sup>2</sup>	Нагрузка в кг	Сила трения в кг	Площадь фактического касания $\times 10^{-3}$ см <sup>2</sup>	Удельная сила трения в кг/см <sup>2</sup>	Фактическое давление в кг/см <sup>2</sup>
0,20	0,16	9,1	176	220	1,95	1,00	29,0	345	670
0,40	0,26	16,0	175	250	2,95	1,65	34,0	486	870
0,95	0,45	14,0	320	600	4,20	2,50	59,0	425	710

Таблица 40

**Результаты опытов для хлористого серебра**

Нагрузка в кг	Сила трения в кг	Площадь фактического контакта	Удельная сила трения в кг/см <sup>2</sup>	Фактическое удельное давление в кг/см <sup>2</sup>
0,55	0,15	4,4	34	125
0,70	0,30	13,2	23	53
1,30	0,50	16,7	30	78
2,20	0,90	37,0	24	60



координат, необходимо применение весьма гладких поверхностей.

Следует отметить то обстоятельство, что фактическое давление для плексигласа возрастает по мере увеличения общей нагрузки, что свидетельствует о способности этого материала подвергаться упрочнению.

## § 9. ТРЕНИЕ СКОЛЬЖЕНИЯ ПРИ НЕСОВЕРШЕННОЙ УПРУГОСТИ

В. С. Щедровым совместно с автором рассмотрено трение скольжения с учетом, что сила трения скольжения является равнодействующей элементарных тангенциальных сил, приложенных к микронеровности шероховатых поверхностей при взаимодействии последних.

Если известен закон изменения деформации этих выступов в зависимости от времени

$$y = y(t),$$

то уравнение Максвелла — Ишлинского

$$\dot{\tau} + r\tau = \eta\dot{y} + \eta\lambda y,$$

где  $r$  — скорость релаксации;

$\eta$  — модуль упругости;

$\lambda$  — скорость последействия, относящегося к материалу поверхностного слоя, приводит к решению уравнения вида

$$\tau(t) = [\tau(0) - \eta y(0)] e^{-rt} + \eta y(t) + \eta(\lambda - r) e^{-rt} \int_0^t e^{r\theta} y(\theta) d\theta.$$

(VI.76)

Это решение определяет элементарную тангенциальную силу  $\tau(t)$  при заданном законе деформаций. Рассмотрим малые движения поверхностного слоя, считая, что он имеет объем совокупности, равный  $N$ , и представляет собой голономную механическую систему, подчиненную склерономным связям. Если при данной нагрузке число степеней свободы равно  $k$ , то на каждый ее элемент действует сила сопротивления, равная градиенту некоторой диссипативной функции:

$$\Phi = \frac{1}{2} \sum_{i,j=1}^k a_{ij} \dot{y}_i \dot{y}_j.$$

Обозначив эту силу через  $R_i$ , будем иметь

$$R_i = - \frac{\partial \Phi}{\partial y_i} = - \sum_{j=1}^k \alpha_{ij} \dot{y}_j \quad (i = 1, 2, \dots, k)$$

при постоянных  $\alpha_{ij}$ .

Живая сила  $E$  поверхностного слоя вследствие склерономности связей выражается в области равновесия системы однородной функцией

$$E = \frac{1}{2} \sum_{i, j=1}^k \beta_{ij} \dot{y}_i \dot{y}_j$$

с постоянными коэффициентами  $\beta_{ij}$ .

Обозначим через  $U$  потенциальную энергию поверхностного слоя. Выбирая пространственную систему отсчета так, чтобы в положении равновесия системы все  $y_i$  равнялись нулю, и подбирая затем аддитивную постоянную энергии так, чтобы  $U_0 = 0$ , получим

$$U = \sum_{i, j=1}^k \gamma_{ij} y_i y_j$$

при постоянных  $\gamma_{ij}$ .

Посредством функций  $\Phi$ ,  $E$  и  $U$  приводим уравнения Лагранжа второго рода для рассматриваемой системы

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial E}{\partial \dot{y}_i} \right) - \frac{\partial E}{\partial y_i} = - \frac{\partial U}{\partial y_i} - \frac{\partial \Phi}{\partial y_i} \quad (i = 1, 2, \dots, k)$$

к системе линейных уравнений с постоянными коэффициентами

$$\sum_{j=1}^k (\beta_{ij} \ddot{y}_j + \alpha_{ij} \dot{y}_j + \gamma_{ij} y_j) = 0$$

$$(i = 1, 2, \dots, k).$$

Наличие вибраций поверхностного слоя при скольжении с трением не подлежит сомнению. Поэтому диссипативная функция удовлетворяет условию  $\Phi^2 < 4UE$  и решение полученной системы уравнений выражается системой периодических функций

$$y_j = \sum_{x=1}^k e^{-\mu_x t} (a_j^{(x)} \cos \nu_x t + b_j^{(x)} \sin \nu_x t) \quad (\text{VI.77})$$

$$(j = 1, 2, \dots, k),$$

где  $\mu_x$  — положительная величина.

Вследствие того что  $\mu_x$  является отношением дефинитных положительных функций  $\Phi$  и  $E$ , можно для поверхностного слоя положить

$$\mu_1 = \mu_2 = \dots = \mu_k = \mu. \quad (\text{VI.78})$$

Подставив функции (VI.76) в уравнение (VI.77) и принимая во внимание равенство (VI.78), получим решение

$$\tau_j(t) = (\tau_{0j} - \eta \sum_x Q_j^{(x)} \sin \varepsilon_x) e^{-rt} + \eta e^{-\mu t} \sum_x Q_j^{(x)} \sin(v_x t + \varepsilon_x) + \\ + \eta(\lambda - r) e^{-\mu t} \sum_x Q_j^{(x)} \frac{(r - \mu) \sin(v_x t + \varepsilon_x) - v_x \cos(v_x t + \varepsilon_x)}{(r - \mu)^2 + v_x^2},$$

где  $Q_j^{(x)}$  и  $\varepsilon_x$  — новые постоянные, ( $j = 1, 2, \dots, k$ ).

Так как  $y_j = 0$  ( $j = 1, 2, \dots, k$ ) при  $t = 0$ , то  $\varepsilon_x = 0$ ; ( $x = 1, 2, \dots, k$ ); поэтому

$$\tau_j(t) = \tau_{0j} e^{-rt} + \eta e^{-\mu t} \sum_x Q_j^{(x)} \sin v_x t + \eta(\lambda - r) e^{-\mu t} \sum_x Q_j^{(x)} \times \\ \times \frac{(r - \mu) \sin v_x t - v_x \cos v_x t}{(r - \mu)^2 + v_x^2} \quad (j = 1, 2, \dots, k). \quad (\text{VI.79})$$

Замечая, что  $\dot{y}_j = c_j v$ , причем все величины  $c_j$  заключены в тесных границах ( $c_{\min} \leq c_j \leq c_{\max}$ ), а также принимая во внимание соотношение

$$\dot{y}_j = \sum_x Q_j^{(x)} (1 - \mu t) (v_x - \mu t),$$

получим

$$(1 - \mu t) \sum_x Q_j^{(x)} (v_x - \mu t) = c_j v.$$

Пренебрегая величиной  $\mu^2 t^2$  вследствие малости  $\mu$  и времени действия  $t$  и замечая, что в начальный момент для каждой микронеровности имеет место соотношение

$$\dot{y}_{j0} = c_{0j} v,$$

будем иметь

$$t = \delta v,$$

где

$$\delta = \frac{c_{0j} - c_j}{\mu \sum_x Q_j^{(x)} (1 - v_x)}$$

есть постоянная величина при любом значении индекса  $j$ .

Следовательно, при малых значениях  $r$ , а также вследствие того, что время действия ничтожно мало, уравнение (VI.79) можно заменить приближенной зависимостью

$$\tau_j(v) = \tau_{0j} - \delta r v + \eta \delta v e^{-\mu \delta v} \sum_x Q_j^{(x)} v_x + \delta \eta (\lambda - r) v e^{-\mu \delta v} \times$$

$$\times \sum_x \frac{Q_j^{(x)} v_x (r - \mu)}{(r - \mu)^2 + v_x^2} - \eta (\lambda - r) e^{-\mu \delta v} \sum_x \frac{Q_j^{(x)} v_x}{(r - \mu)^2 + v_x^2} +$$

$$+ \sum_x \frac{Q_j^{(x)} v_x}{(r - \mu)^2 + v_x^2} \quad (j = 1, 2, \dots, k).$$

Обозначив

$$\tau_{0j} \delta r = a_j; \quad \eta \delta \sum_x Q_j^{(x)} v_x = b_j;$$

$$\mu \delta = n;$$

$$- \eta (\lambda - r) \sum_x \frac{Q_j^{(x)} v_x}{(r - \mu)^2 + v_x^2} = h_j;$$

$$\sum_x \frac{Q_j^{(x)} v_x}{(r - \mu)^2 + v_x^2} = f_j,$$

запишем это уравнение короче:

$$\tau_j(v) = (\tau_{0j} + f_j) - a_j v + \{[b_j + \delta(r - \mu) h_j] v + h_j\} e^{-nv}.$$

В начальный момент тангенциальная сила равна нулю для каждой пары микронеровностей. Поэтому, суммируя силы по всей фактической площади контакта, получим силу трения скольжения, распределенную по этой площади:

$$T = \sum_j f_j + \{v \sum_j [b_j + \delta(r - \mu) h_j] + \sum_j h_j\} e^{-nv}.$$

Обозначив

$$\sum_j f_j = f; \quad \sum_j [b_j + \delta(r - \mu) h_j] = \beta;$$

$$\sum_j h_j = \alpha,$$

напишем предыдущую формулу короче, а именно:

$$T = f + (\alpha + \beta v) e^{-nv}; \quad (\text{VI.80})$$

это и есть искомая зависимость.

Легко видеть, что

$$\lim_{v \rightarrow 0} T(v) = f + \alpha = T_0;$$

эта величина является силой трения покоя.

$$\lim_{v \rightarrow \infty} T(v) = f = T_\infty$$

есть сила трения скольжения при неограниченной относительной скорости (практически при очень больших значениях этой скорости). При

$$v = \frac{\beta - \alpha n}{\beta n}$$

функция  $T(v)$  принимает максимальное значение, равное

$$T_{\max} = f + \frac{\beta}{n} e^{-\frac{\alpha n}{\beta} - 1}.$$

Рассмотрим теперь физический смысл четырех параметров  $f$ ,  $\alpha$ ,  $\beta$  и  $n$ , входящих в формулу (VI. 80).

Параметр

$$f = \sum_j \sum_x \frac{Q_j^{(x)} v_x}{(r - \mu)^2 + v_x^2},$$

как следует из этой формулы, очень слабо зависит от давления, но зависит от шероховатости (с увеличением шероховатости  $f$  должно увеличиваться) и от свойств материалов (для более вязких материалов  $f$  больше). Выше мы видели, что  $f$  соответствует силе трения при неограниченном увеличении скорости, т. е. в этом случае вся сила трения обусловлена колебаниями поверхностного слоя. Для экспериментального определения  $f$  необходимо произвести анализ звуковых колебаний, наблюдаемых при трении.

Параметр

$$\alpha = \eta(r - \lambda) f$$

слабо зависит от давления и существенно зависит от физических свойств материалов. Анализ этой формулы показывает, что сила трения покоя увеличивается с возрастанием модуля упругости, скорости релаксации и шероховатости.

Параметр

$$\beta = \delta \alpha (r - \mu) + \eta \delta \sum_j \sum_x Q_j^{(x)} v_x$$

существенно зависит от вязкости материалов. С увеличением коэффициента вязкости  $\delta$  параметр  $\beta$  возрастает.

Параметр  $m = \mu \delta$  представляет собой произведение декремента затухания на коэффициент вязкости.

Оба последних параметра,  $\beta$  и  $m$ , должны существенно зависеть от давления, вследствие того, что с увеличением давления вязкость контакта возрастает.

Таким образом, для определения параметров, входящих в уравнение (VI. 80), необходимо, кроме модуля упругости материалов, определить скорость релаксации, скорость последействия и произвести звуковой анализ контакта.

## § 10. ЗАВИСИМОСТЬ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ОТ НАГРУЗКИ

Произведем анализ зависимости коэффициента трения от нагрузки для рассмотренной выше модели. Исследуем зависимость коэффициента трения в условиях пластического контакта.

При идеально-пластическом контакте коэффициент трения в зависимости от объемного деформирования и адгезии выражается следующим образом:

$$f = \frac{\tau_0}{c\sigma_s} + \beta + 0,55(\nu - 1)\nu K_1 \sqrt{\frac{h}{R}}. \quad (\text{VI.81})$$

При пластическом контакте  $q_r = HB = \text{const}$ , поэтому  $\frac{\tau_0}{q_r} + \beta = f_{ad} = \text{const}$  и коэффициент трения будет увеличиваться с нагрузкой в результате возрастания последнего члена уравнения.

Согласно формулам (II. 6) и (II. 29)

$$f = \frac{\tau_0}{HB} + \beta + 0,55\nu(\nu - 1)K_1 \sqrt{\frac{h_{\max}}{R}} \left( \frac{2N}{A_c b HB} \right)^{1/\nu}. \quad (\text{VI.82})$$

Таким образом, при пластическом контакте, с возрастанием нагрузки коэффициент трения незначительно увеличивается, так как нагрузка входит в формулу (VI. 82) в степени  $\frac{1}{2\nu}$  (т. е. для обычных поверхностей в степени  $\frac{1}{6}$ ).

При значительном возрастании нагрузки и малой адгезии, коэффициент трения увеличивается (правая ветвь графика на рис. 150), что совпадает с данными [67, 69], причем увеличение происходит за счет деформационной составляющей.

### Характер зависимости коэффициента трения — нагрузка при упругом контакте

Как мы указывали в гл. III, упругий контакт для металлов имеет место при величинах относительного внедрения меньше, чем

$$\frac{h_{кин}}{R} = 2,4 \left( \frac{c\sigma_s}{E} \right)^2. \quad (\text{VI.83})$$

При значительных величинах составляющей коэффициента трения, обусловленной адгезией, деформационной составляющей коэффициента трения при относительных внедрениях, определяемых формулой (VI. 83), можно пренебречь. В этом случае коэффициент трения

$$f = \frac{\tau_0}{q_r} + \beta. \quad (\text{VI.84})$$

При упругом контакте реальное давление зависит от нагрузки следующим образом:

$$q_r = \left( \frac{N}{A_c} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}} \left[ \frac{2^{\frac{1}{2\nu}} K_1 \nu (\nu-1) h_{\max}^{1/2} E}{2,35 b^{1/2} R^{1/2} (1-\mu^2)} \right]^{\frac{2\nu}{2\nu+1}}, \quad (\text{VI.85})$$

где  $\mu$  — коэффициент Пуассона.

Подставляя выражение (VI.85) в формулу (VI.84), получим

$$f = \tau_0 \left( \frac{A_c}{N} \right)^{\frac{1}{2\nu+1}} \left[ \frac{2,35 b^{1/2} R^{1/2} (1-\mu^2)}{2^{1/2\nu} K_1 \nu (\nu-1) h_{\max}^{1/2} E} \right]^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} + \beta, \quad (\text{VI.86})$$

т. е. с увеличением  $N$  коэффициент трения будет падать.

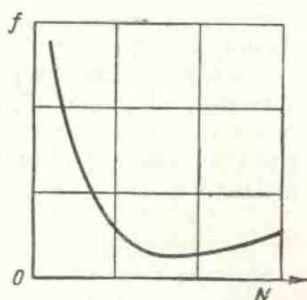


Рис. 150. Зависимость коэффициента трения от нагрузки

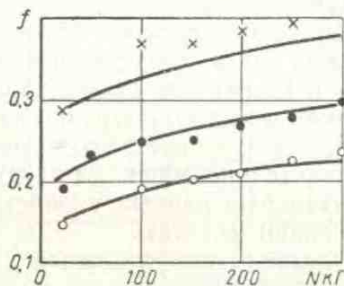


Рис. 151. Зависимость коэффициента трения от нагрузки при скольжении сферы по полированным пластинкам

В общем случае в зависимости от нагрузки коэффициент трения проходит через минимум, падая при упругом контакте и возрастая при пластическом, причем на расположение точки минимума также оказывает влияние величина составляющей коэффициента трения, обусловленная адгезией.

Аналогичные данные получены в работе [53]. Некоторое смещение минимумов по-видимому объясняется различием в механических свойствах исследуемых материалов.

Зависимость изменения коэффициента трения от нагрузки в общем случае приведена на рис. 150.

В некоторых случаях по оси абсцисс откладывают величины относительного внедрения. Часто коэффициент трения при упругом контакте падает интенсивнее, чем это выражено уравнением (VI.86), что объясняется «насыщением» контакта для мягких материалов. В этом случае коэффициент трения зависит от нагрузки в степени  $1/3$ .

Полученные теоретические результаты сравнивались с экспериментальными данными [23 и 69]. На рис. 151 приведено срав-

нение теоретической зависимости коэффициента трения от нагрузки с экспериментальными данными Р. Т. Спурра. Данные Спурра изображены точками; теоретическая зависимость, полученная нами, обозначена сплошной линией.

Коэффициент трения в этом случае выражается следующим образом:

$$f = \frac{\tau_0}{q_r} + \beta + \frac{0,3}{R} \left( \frac{N}{q_r} \right)^{1/2}, \quad (\text{VI.87})$$

Составляющая, обусловленная адгезией, определялась вычитанием из общего коэффициента трения объемной составляющей. Эксперименты проводились на специальной установке, на которой изучалось скольжение сферы диаметром 0,5 дюйма по плоскости.

Поверхность плоского образца тщательно полировалась и очищалась, как и полусферический ползун, перед каждым экспериментом. Испытания проводились с бронзой разной твердости, алюминием и медью. Нагрузка изменялась от 50 до 600 кг.

Из рис. 151 следует, что коэффициент трения при пластическом контакте с повышением нагрузки увеличивается, причем экспериментальные данные удовлетворительно совпадают с теоретической зависимостью.

Возрастание коэффициента трения за счет деформационной составляющей лимитируется невозможностью нарушения порога внешнего трения и, в частности, необходимостью соблюдения условия пластичности, заключающегося в том, что  $\tau$  не может быть более  $\frac{\sigma_s}{2}$ .

Если полагать, что напряжение на контакте равно твердости, то, очевидно, что предельное значение  $f$  может быть подсчитано по формуле  $\frac{\tau}{c\sigma_s} = f$  и равно

$$\frac{\sigma_s}{2 \cdot 3\sigma_s} \approx 0,15.$$

При дальнейшем увеличении нагрузки коэффициент трения должен или оставаться неизменным, или падать, так как нормальное напряжение на контакте может за счет стесненных условий деформаций превышать твердость в 2—3 раза и, соответственно, коэффициент трения может иметь значение 0,07 и даже 0,05. Исследования А. Н. Леванова и И. Я. Тарновского [20] показали, что коэффициент трения при пластической деформации металла, при его обработке давлением зависит от формы очага деформации, определяемой отношением  $\frac{d}{h}$ , где  $d$  — диаметр очага деформации,  $h$  — толщина деформируемого материала.



Для отношений  $\frac{d}{h}$  в интервале от 1 до  $3,7f = 0,5$ , при больших отношениях (до 20)  $f$  стремится к 0,15.

По данным И. Л. Перлина коэффициент трения при холодных и горячих процессах обработки металла и наличии смазки (она обеспечивает ненарушение порога внешнего трения)  $f = 0,04 \div 0,08$  (при хорошо отполированном инструменте) и  $0,09-0,12$  (при изношенном инструменте).

В некоторых случаях специалисты по обработке металлов давлением принимают удельную силу трения  $\tau = \text{const}$ , выражая ее в долях  $\sigma_s$ . Коэффициент трения в этом случае будет переменным, падая с увеличением давления по гиперболе.

На рис. 152 приведено сравнение расчета, выполненного по формуле (VI. 82) (сплошная линия), с экспериментальными данными (отдельные точки).

Эксперименты проводились на специальной установке. Один из образцов полировался, на другой наносилась необходимая шероховатость. Перед экспериментом контактирующие поверхности тщательно очищались. Сравнение показало, что теоретические результаты хорошо совпадают с экспериментом. Некоторое различие в расположении линий объясняется неодинаковой величиной адгезионной составляющей. При упругом контакте полученные формулы совпадают с данными [34 и 66], где показатель степени при  $N$  соответственно равен 0,17 и 0,15, а получаемый по формуле (VI. 86) при  $\beta=0$  и  $\nu=3$  равен  $1/7$ . При единичном контакте формула (VI. 84) совпадает с данными работы [17].

Анализируя приведенные выше формулы, мы видим, что при пластическом контакте коэффициент трения возрастает с увеличением адгезии и коэффициента  $\beta$  упрочнения адгезионной связи. Он возрастает также при увеличении  $h_{\text{max}}$  и уменьшается при увеличении радиуса закругления неровностей. Коэффициент  $f$  вяло увеличивается при повышении контурного давления и вяло уменьшается при возрастании твердости.

При упругом контакте адгезионная составляющая коэффициента трения прямо пропорциональна прочности адгезионной связи и обратно пропорциональна давлению (примерно в степени  $1/7$ ), т. е. монотонно падает в зоне малых давлений, а затем стремится к значению  $\beta$ . Адгезионная составляющая с увеличением модуля упругости уменьшается.

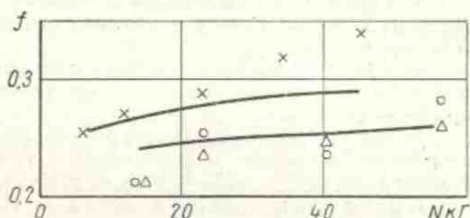


Рис. 152. Зависимость коэффициента трения от нагрузки при скольжении шероховатой поверхности из стали У-8 по полированным образцам

Деформационная составляющая при упругом контакте возрастает с увеличением давления, коэффициента гистерезисных потерь и падает при увеличении модуля упругости.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Бартенев Г. М. О связи между структурой резины и ее коэффициентом трения. Труды III Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. II, М., Изд-во АН СССР, 1960, стр. 7—14.
2. Браун Э. Д. Модельные лабораторные испытания фрикционных пар тормозов. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 275—280.
3. Гребенщиков И. В. Химические реакции на поверхности силикатов и их значение для техники. «Известия отделения технических наук АН СССР», 1937, № 1, стр. 3—24.
4. Грин А. П. Пластическое течение металлических соединений при совместном действии сдвига и нормального давления. «Машиностроение», 1956, № 6, стр. 43—59.
5. Грин А. П. Трение между несмазанными металлами; теоретический анализ модели металлического соединения. «Машиностроение», 1955, № 8, стр. 58—69.
6. Дерягин Б. В., Лазарев В. П. Новый закон трения, его экспериментальная проверка и применение к трению минеральных дисперсоидов. «Коллоидный журнал», Т. I, Вып. 4, 1935, стр. 293—302.
7. Дерягин Б. В., Лазарев В. П. Применение обобщенного закона трения к граничной смазке и механическим свойствам смазочного слоя. Труды II Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. III, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1949, стр. 106—124.
8. Демкин Н. Б. Фактическая площадь касания твердых поверхностей. М., Изд-во АН СССР, 1962, 111 стр.
9. Епифанов Г. И. О двучленном законе трения. Сб. «Исследования по физике твердого тела». М., Изд-во АН СССР, 1957, стр. 60—70.
10. Еремин А. Н. Физическая сущность явлений при резании сталей М.—Свердловск, Машгиз, 1951, 227 стр.
11. Костерин Ю. И. Механические автоколебания при сухом трении. М., Изд-во АН СССР, 1960, 76 стр.
12. Крагельский И. В. О трении несмазанных поверхностей. Труды I Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. М., Изд-во АН СССР, 1939, стр. 543—561.
13. Крагельский И. В. Трение волокнистых веществ. М.—Л., Гизлегпром, 1941, 126 стр.
14. Крагельский И. В. Исследование сухого трения. (О зависимости удельной силы трения от удельного давления). ЖТФ, Т. XII, Вып. 11—12, 1942, стр. 726—762.
15. Крагельский И. В. О влиянии давления и размера поверхности соприкасающихся тел на величину сил трения скольжения. Сб. «Исследования по машиноведению». М., Изд-во АН СССР, 1944.
16. Крагельский И. В. Молекулярно-механическая теория трения. Сб. «Трение и износ в машинах». Т. III, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1949, стр. 178—183.
17. Крагельский И. В., Виноградова И. Э. Коэффициенты трения. М., Машгиз, 1962, 217 стр.
18. Крагельский И. В., Михин Н. М. О влиянии природы твердых тел на внешнее трение и о соотношении между адгезионной и объемной составляющей. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 30—34.
19. Кузнецов В. Д., Лоскутов А. И., Коган Ю. И. Влияние сма-

зок на процесс царапания металлов. «Известия вузов. Физика», 1957, № 1, стр. 32—35.

20. Леванов А. Н., Тарновский И. Я. О методах экспериментального исследования контактных напряжений при пластической деформации «Известия вузов. Черная металлургия», 1963, № 6, стр. 73—80.

21. Михин Н. М. О расчете усилий, действующих на сферический индентор при движении по пластическому полупространству. Сб. «Трение твердых тел». М., Изд-во «Наука», 1964, стр. 52—61.

22. Пыжевич Л. М. Основные конструктивные мероприятия по повышению срока службы и эффективности колодочных тормозов. Сб. «Повышение эффективности тормозных устройств. Свойства фрикционных материалов». М., Изд-во АН СССР, 1959, стр. 46—61.

23. Рамишвили Г. Я. Исследование зависимости силы трения и коэффициента трения от сближения трущихся тел. Сообщения АН Груз. ССР. Т. 34, Тбилиси, 1964, стр. 53—60.

24. Розенберг А. М., Еремин А. Н. Элементы теории процесса резания металлов. М. — Свердловск, Машгиз, 1956, 319 стр.

25. Свирский Г. Э. К вопросу статистической теории трения и износа. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 115—117.

26. Томленов А. Д. Внедрение закругленного пуансона в металл при наличии трения. «Вестник машиностроения», 1960, № 1, стр. 56—57.

27. Чертавских А. К. Трение и смазка при обработке металлов. М., Металлургиздат, 1955, 176 стр.

28. Чертавских А. К., Пороменский В. П. Коэффициенты внешнего трения металлов и теплоты образования их окислов. ЖТФ. Т. XI. Вып. 8, 1941, стр. 714—719.

29. Чертавских А. К. и Кан К. Н. Влияние природы окисла и смазки на внешнее трение металлов при их пластической деформации. Сб. «Трение и смазка при обработке цветных металлов». М., Изд-во АН СССР, 1945, стр. 5—30.

30. Чертавских А. К. и Рысева В. И. Влияние окислов на внешнее трение металлов. Сб. «Трение и износ в машинах». Т. III, М. — Л., Изд-во АН СССР, 1949, стр. 203—210.

31. Чичинадзе А. В. и Браун Э. Д. Моделирование коэффициента внешнего трения. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 54—61.

32. Швецова Е. М. Определение фактических площадок соприкосновения поверхностей на прозрачных моделях. Сб. «Трение и износ в машинах». Т. VII, М., Изд-во АН СССР, 1953, стр. 12—33.

33. Adirovich E., Blokhinzev D. J. Phys USSR, 1943, No. 1, vol. 7, p. 29.

34. Archard J. F. Elastic deformation and the laws of Friction. «Proc. Roy. Soc.», 1957, No. 1233, vol. 243, Ser. A, pp. 190—205.

35. Bochet V. Nouvelles Recherches Experimentales sur le frottement et Glissement. «Annls, Mines Carbur». 1861, No. 37, vol. 19, pp. 27—120.

36. Bowden F. P. and Hughes, The Friction of Clean Metals and The Influence of Adsorbed Gases. The Temperature Coefficient of Friction «Proc. Roy. Soc.», 1939, No. 949, vol. 172, pp. 263—279.

37. Bowden F. P. and Tabor D. Friction and Lubrication—Lubricating Effect of Thin Metallic Films and Theory of Action of Bearing Metals. «J. Appl. Phys.», 1943, No. 3, vol. 14, pp. 141—151.

38. Bowden F. P. and Tabor D. The Friction and Lubrication of Solids. Oxford, «Clarendon Press», 1954, pp. 372.

39. Bowden F. P. and Tabor D., The Friction and Lubrication of Solids Oxford, «Clarendon Press», (The International ser. of monographs on physics), 1964, part. II, pp. 544.

40. Bridgman P. W. Flaw Phenomena in Heavily Stressed Metals. J. Appl. Phys. 1937, No. 5, vol. 8, pp. 328—336.

41. Campbell W. E. Studies in Boundary Lubrication. «Am. Soc. Mech. Eng.—Trans.», 1939, No. 7, vol. 61, pp. 633—641.
42. Conti P. Sulla Resistenza di Attrito. «Atti Roy. Accad. Lincei», 1875, No. 16, vol. 11.
43. Franke J. Über die Abhängigkeit der gleitenden Reibung von der Geschwindigkeit. «Civiling», 1882.
44. Galton D. The Action of Brakes. On the Effect of Brakes Upon Railway Trains. «Engineering», 1878, No. 25, pp. 469—472.
45. Goddard J., Wilman H. A Theory of Friction and Wear Durring The Abrasion of Metals. «Wear», 1962, No. 2, vol. 5, pp. 114.
46. Gralen N. Friction Between Single Fibres. «Proc. Roy. Soc.» 1952, No. 1111, vol. 212, Ser. A.
47. Greenwood J. A., Minshall H., Tabor D. Hysteresis losses in rolling and sliding friction. «Proc. R. Soc.». 1961, No. 1299, vol. 239, Ser. A, pp. 480—507.
48. Hirn R. A. Note sur les Lois du Frottement. «C. R. Acad. Sci.», 1884, vol. 99, No. 55, pp. 953.
49. Holm R. D. Die technische Physik der elektrischen Kontakte. Berlin, «J. Springer», 1941, SS. 337.
50. Howell H. G. and Mazur J. Amonton's Law and Fibre Friction. «Text. Inst.—J.» 1953, No. 2, vol. 44, pp. T59—T69.
51. Howell H. G., Mieszkis K. W. and Tabor D. Friction in Textiles. London, «Butterworth Scientific Publication», 1959.
52. Jenkin and Ewing. On Friction Between Surfaces Moving at Low Speeds. «Phil. Trans.», 1867, vol. 167, pp. 509—528.
53. Kayaba T. A. A Study of The Wear and Friction Some Bearing Materials. «Wear», 1962, No. 3, vol. 5.
54. Kamball A. S. A. New Investigation on one of The Laws of Friction. «The American Journal of Science and Arts», 1877, vol. 13, pp. 353
55. Ling F. F., Saibel K. On kinetic friction between unlubricated metallic surfaces. «Wear», 1957, No. 3, vol. 1, pp. 167—172.
56. Lodge A. S., Howell H. G. Friction of Elastic Solid. «Proc. Phys. Soc.». 1954, No. 410, vol. 67, Sect. B, pp. 89—97.
57. Morr A. J. W., Tegar W. J. Relation Between Friction and Hardness. «Proc. Roy. Soc.». 1952, No. 1111, vol. 212, Ser. A, pp. 452—458.
58. Morin A. Nouvelles Experiences sur le frottement, faites a Metz en 1831, 1832, 1833. «Memoires presentees par divers savants a L'Academie des Sciences». 1883, vol. IV, pp. 1—128, 591—696; 1835, vol. IV, pp. 641—783.
59. Parker R. C. and Hatch D. Static Coefficient of Friction and Area of Contact. «Phys. Soc—Proc.». 1950, No. 363, vol. 63, Sect. B., pp. 185—197.
60. Poiree, «Memoires de la Societe des Ingenieurs Civiles» Paris, 1852.
61. Rabinowicz E. Friction and Wear of Materials. New York, 1965.
62. Rabinowicz E. Surface Energy Approach to Friction and Wear. «Product Engineering», 1965, No. 6, vol. 36, pp. 95—99.
63. Rennie G. Experiments on the Friction and Abrasion of the Surfaces of Solids. «Phil. Trans. of Roy. Soc.», London, 1829.
64. Rubinstein C. The coefficient of friction of metals. «Wear», 1958, No. 2, vol. 2, pp. 85—96.
65. Rubinstein C. General Theory of The Surface Fruction of Solds, «Proc. Phys. Soc.». 1956, vol. 69, Sect. B.
66. Schallamach A. Friction and abrasion of rubber. «Wear». 1957, No. 5, vol. 1, pp. 384—417.
67. Shooter K. V., Tabor D. Frictional Properties of Plastics. Proc. Rhys. Soc.», 1952, No. 393, vol. 65, Ser. B, pp. 661—671.
68. Simons J., James D. «SAE Preprints», s. a., 437, A., 14, pp. 2.

69. S p p u r R. T. «Ploughing» Contribution to Friction». Brit. J. Appl. Phys.», 1956, No. 7, vol. 7, pp. 260—261.

70. Steijn R. P. Friction and Wear of Singl Crystals. «Wear», 1964, No. 1, vol. 7, pp. 48—66.

71. Tomlinson G. A. Molecular theory of Friction. «Phill. Magazine», 1929, vol. 7, p. 905.

72. Vince S. On the Motion of Bodies Affected by Friction «Philosophical Transactions of the Roy. Soc.», London, 1785.

---

§ 1. ПРОЦЕССЫ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЕДИНИЧНЫХ НЕРОВНОСТЕЙ  
ВО ВРЕМЕНИ. УПРУГО-ВЯЗКОСТНЫЕ СВОЙСТВА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

Дискретный характер контакта, имеющий место при соприкосновении двух твердых тел, обуславливает при трении постоянную смену отдельных элементарных точек контакта. При этом каждый элементарный контакт имеет следующие три этапа эволюции: взаимодействие, изменение и разрушение. Время существования элементарного контакта зависит не только от скорости принудительного подвижного элемента пары трения или жесткости системы, но в значительной степени обусловлено и физико-механическими свойствами соприкасающихся материалов и состоянием их поверхностей. Этап **изменение** фрикционного контакта связан с деформированием вошедших во взаимодействие выступов поверхностей как в направлении действия тянущей силы, так и в направлении действия нормальной нагрузки. Однако в силу специфической конфигурации отдельных неровностей жесткость контакта в направлении действия тянущей силы достаточно велика, а деформация в этом направлении, проявляющаяся в известной степени как предварительное смещение, мала. Это подтверждают И. В. Крагельский [7], А. С. Саломонович, В. С. Щедров [13], Rankin [21] и др. Поэтому, для упрощения анализа, можно считать, что в течение этапа **изменение** вошедшие в контакт выступы деформируются лишь в направлении действия внешней нормальной нагрузки. Очевидно, что наличие подобной деформации ведет к изменению сближения между соприкасающимися поверхностями, а следовательно, и к увеличению фактической площади контакта и силы трения, поскольку последняя представляет собой произведение удельной силы трения  $\tau$  на величину фактической площади контакта  $A_r$ , т. е.

$$T = \tau A_r. \quad (\text{VII.1})$$

В первом приближении можно полагать, что величина  $\tau$  остается постоянной при изменении сближения между поверхностями. В биномиальной зависимости  $\tau = \alpha + \beta q$  второй член для мягких материалов составляет малую величину, так как коэффи-

302

коэффициент  $\beta$  для них имеет значения порядка 0,01—0,02. Таким образом, увеличение силы трения при изменении сближения в течение этапа **изменение** при сухом трении можно считать пропорциональным росту фактической площади контакта. Как было показано в гл. II, для случая взаимодействия шероховатой поверхности с гладкой фактическая площадь контакта в зависимости от сближения выражается формулой

$$A_r = A_c b e^{\nu}. \quad (\text{VII.2})$$

В процессе сближения контурная площадь касания  $A_c$ , константы  $b$  и  $\nu$  остаются неизменными, а величина относительного сближения  $\varepsilon$  при сплющивании выступов равна относительной деформации выступов с максимальной высотой; поэтому при анализе изменения силы трения в процессе формирования контакта следует рассмотреть деформацию отдельных выступов, вступающих в контакт в зоне перекрытия. Наиболее высокие выступы деформируются пластически, так как даже при малых нормальных нагрузках напряжение, действующее на этих выступах, значительно превосходит предел текучести деформирующегося материала из-за малой фактической площади контакта. В силу пластического деформирования, имеющего место в течение этапа **изменение**, сближение поверхностей оказывается зависящим от продолжительности действия нормальной нагрузки, а следовательно, при трении должна наблюдаться связь между силой трения и реологическими свойствами соприкасающихся материалов.

Впервые эта связь была выражена в исследованиях, опубликованных в СССР [5]. В 1944 г. английский исследователь Hunter [18] получил экспериментальные данные, показывающие рост силы трения в зависимости от продолжительности неподвижного контакта. Позже Burwell и Rabinowicz [17] наблюдали за поведением тела, находящегося на плоскости, наклоненной к горизонту под углом, меньшим угла трения. Тело, находясь в этих условиях, через некоторое время после его наложения соскальзывает с плоскости. Барвелл и Рабинович правильно высказали мысль, что протекающие в контактной зоне явления обусловлены вязкостью фрикционной связи.

Известно, что механическое поведение твердых тел является чрезвычайно сложным и построить единую математическую модель, описывающую все особенности пластического деформирования материала, даже при наличии необходимых эмпирических сведений не представляется возможным. Поэтому приходится прибегать к упрощенным моделям, характеризующим лишь те свойства материала, которые существенны для данного конкретного случая.

При анализе процессов релаксации и ползучести широкое распространение получили модели Томсона, Максвелла и Ишлин-

ского, представляющие собой столбики, сопротивляющиеся сжатию благодаря наличию в них цилиндра, пружин и поршня, движущегося в вязкой среде. Соответственно эти модели описываются уравнениями

$$\sigma = E\varepsilon + \mu\dot{\varepsilon}; \quad (\text{VII.3})$$

$$\frac{\sigma}{\theta} = \dot{\varepsilon} - \frac{1}{E}\ddot{\sigma}; \quad (\text{VII.4})$$

$$\dot{\sigma} + r\sigma = E(u\dot{\varepsilon} + \dot{\varepsilon}), \quad (\text{VII.5})$$

где  $\sigma$  — действующее напряжение;

$E$  — модуль упругости;

$\varepsilon$  — относительная деформация;

$\mu$  — коэффициент вязкости;

$\theta$  — время релаксации;

$r$  — скорость релаксации;

$u$  — скорость последействия.

Поскольку в течение этапа **изменение** протекают процессы до некоторой степени аналогичные ползучести, естественно воспользоваться уравнениями (VII.3), (VII.4) и (VII.5) для анализа процесса сближения. Этот анализ усложняется последовательным вступлением отдельных элементарных выступов в контакт, вследствие чего напряженное состояние каждого из них оказывается различным. Кроме того, в силу последовательного вступления отдельных выступов в контакт напряжение на единичном выступе интенсивно падает, что обуславливает существенное отличие процесса сближения от ползучести. Указанные обстоятельства вынуждают сделать следующие упрощения:

1) при анализе процесса сближения рассматривается деформация лишь самого высокого выступа;

2) влияние выступов меньшей высоты, вступающих последовательно в контакт, учитывается изменением напряжения на самом высоком выступе, которое протекает в соответствии с увеличением фактической площади контакта, т. е. нами принято

$$\sigma = \frac{N}{A_a b e^{\nu}}. \quad (\text{VII.6})$$

Решение уравнений Томсона (VII.3), Максвелла (VII.4) и Ишлинского (VII.5) при условии (VII.6) дало соответственно следующие выражения:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{\infty} - (\varepsilon_{\infty} - \varepsilon_0) e^{-\frac{E}{\mu} t}, \quad (\text{VII.7})$$

$$\frac{N}{\theta A_a b} t = \frac{N\nu}{A_a b E} \ln \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_0} + \frac{\varepsilon_t^{\nu+1} - \varepsilon_0^{\nu+1}}{\nu + 1}, \quad (\text{VII.8})$$

$$t = \frac{\nu}{2} \ln \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_0} + \frac{\alpha + \nu}{2(\nu + 1)} \ln \frac{\alpha - \beta \varepsilon_0^{\nu+1}}{\alpha - \beta \varepsilon_t^{\nu+1}}, \quad (\text{VII.9})$$



где  $\varepsilon_t$  — относительная деформация, определяющаяся временем действия нормальной нагрузки;

$\varepsilon_0$  — деформация, устанавливающаяся по окончании этапа взаимодействия;

$N$  — нормальная нагрузка;

$$\alpha = \frac{r}{u}; \quad \beta = \frac{A_a b E}{N}.$$

Выражение (VII. 8), полученное в результате решения уравнения Максвелла, не может быть использовано при анализе процесса сближения и изменения силы трения, так как качественно оно допускает бесконечное увеличение сближения при бесконечно длительном воздействии нагрузки. Исследованиями же, проведенными по определению зависимости силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта, а также исследованиями В. П. Шишочкина [12] и др. в области деформирования материала при выдвигании шарика показано, что величина деформации стремится к определенному пределу.

Для проверки полученных при решении уравнений Томсона и Ишлинского выражений (VII. 7) и (VII. 9) нами были поставлены эксперименты по определению зависимости силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта, проведенные в условиях, при которых этап изменения фрикционного контакта выражен наиболее отчетливо. Эксперименты проводились на приборе ГП-1 конструкции Института машиноведения АН СССР, позволяющем изменять скорость принудительно подвижного элемента (ползуна) от 0,05 до 3,0 мм/сек.

Конструкция пары трения была выбрана в виде трех полированных ножек с общей площадью зоны перекрытия 60 мм<sup>2</sup>. Ножки соприкасались с шероховатой, но ровной пластиной, размеры которой были 80 × 30 × 4 мм. В качестве испытуемых материалов были выбраны металлы и неметаллы. Как правило, материал ножек имел твердость, большую чем материал пластин. При опы-

Таблица 41

Основные характеристики пар трения и свойства материала пластин

Пара трения ножки — пластина	$b$	$\nu$	$E$ в кг/мм <sup>2</sup>	$r$ 1/сек	$u$ 1/сек	$\mu$ в кг/сек × мм <sup>2</sup>	Удельная сила трения в кг/мм <sup>2</sup>
Сталь 45 каленая — плексиглас	5	3	280	2,92	0,23	95,0	1,95
Сталь 45 каленая — магний . . .	5	3	4500	25,10	0,12	179,0	2,00
Медь — свинец . . . . .	5	3	1700	11,60	0,15	14,6	1,44
Медь — плексиглас . . . . .	5	3	280	2,92	0,23	96,0	2,68
Армо-железо — магний . . . .	5	3	4500	25,10	0,12	179,0	2,32

тах геометрические параметры шероховатой поверхности и максимальная высота выступов сохранялись одинаковыми для всех пар трения, причем, чтобы свести до минимума деформационную составляющую трения, пластины были весьма гладкими. Поверхности перед испытаниями подвергались специальной очистке. Ос-

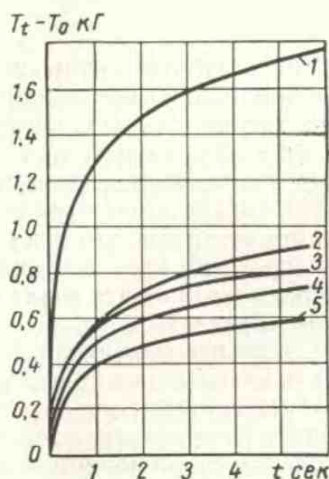


Рис. 153. Приращение силы трения покоя в зависимости от продолжительности неподвижного контакта для пар трения ( $N = 3 \text{ кг}$ ):

1 — медь — свинец; 2 — магний — сталь 45 (закаленная); 3 — плексиглас — медь; 4 — плексиглас — сталь 45 (закаленная); 5 — магний — армко-железо

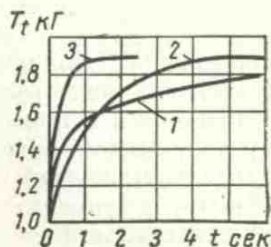


Рис. 154. Сопоставление расчетных данных с опытными для пары трения плексиглас — сталь 45 (закаленная)

новные характеристики пар трения и свойства материала пластин приведены в табл. 41.

Изменением скорости ползуна удавалось получить различные длительности неподвижного контакта и соответствующие им значения полной силы трения покоя. Экспериментальные кривые

зависимости силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта показаны на рис. 153. Эти кривые обрабатывались в соответствии с уравнениями (VII. 7) и (VII. 8). На рис. 154 дано сопоставление расчетных и экспериментальных данных для пары трения сталь — плексиглас. Кривая 1 характеризует опытные данные; кривая 2, — расчетные данные, полученные по уравнению (VII. 9); кривая 3 — расчетные данные, полученные по уравнению (VII. 7).

Как видно из рис. 154, наиболее точно описывающим процесс изменения силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта, а следовательно, и изменение сближения поверхностей во времени, является выражение (VII. 9), полученное при решении уравнения Ишлинского. Данное обстоятельство объясняется тем, что уравнение Томсона является частным случаем уравнения Ишлинского. Действительно, решая уравнение Ишлин-

ского при  $\sigma = \text{const}$  и  $u = \frac{E}{\mu}$ , мы получаем выражение (VII. 7), так как в действительности напряжение в процессе сближения поверхностей интенсивно уменьшается, процесс пластического деформирования протекает более медленно, что и дает соответствие расчетных данных, полученных по уравнению (VII. 9), с опытными.

Следует отметить, что характер изменения силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта определяется главным образом свойствами более мягкого материала, что и подтверждается опытами, проведенными на приборе ГП-1.

Уравнение (VII.9) дает возможность проследить влияние отдельных факторов, как например нормальной нагрузки, геометрических свойств поверхностей, физико-механических свойств материала, на изменение силы трения. На рис. 155 показаны расчетные кривые, характеризующие изменение силы трения покоя от времени, полученные для различных значений нормальной нагрузки. На том же рисунке даны экспериментальные значения силы трения покоя, определенные при различных нормальных нагрузках. Исследования показали также, что влияние геометрических констант  $b$  и  $\nu$  на изменение силы трения различно. В то время как увеличение константы  $b$  дает более интенсивный рост силы трения в течение этапа изменения, увеличение констант  $A_a$  и  $\nu$  приводит при прочих равных условиях к уменьшению силы трения.

Физико-механические константы материалов также оказывают различное влияние. Материалы, имеющие большой модуль упругости, большую скорость последствия, но малую скорость релаксации, обеспечивают менее интенсивное изменение силы трения во времени.

Следует отметить, что попытка использовать для анализа роста силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта уравнения, которые предложили Becker [14], Kochendörfer [19], Taylor [23] и другие авторы, оказалась неудачной.

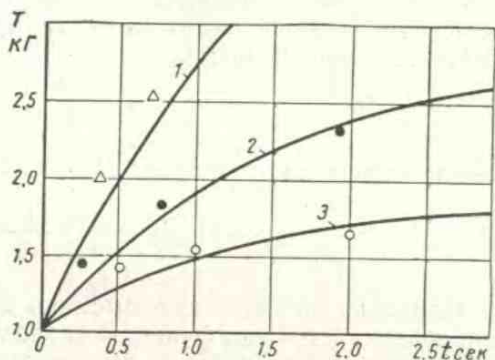


Рис. 155. Изменение силы трения покоя во времени при различной нормальной нагрузке для пары трения плексиглас — сталь 45 (закаленная):

1 — 10 кГ; 2 — 5 кГ; 3 — 3 кГ

Полученные результаты исследования дают возможность более полного анализа некоторых особенностей процесса трения и, в частности, зависимости силы трения от скорости принудительно подвижного элемента пары трения, так как изменение скорости обуславливает и изменение продолжительности формирования фрикционного контакта. В общем случае продолжительность формирования фрикционного контакта может изменяться от нуля (что имеет место либо при бесконечно большой скорости, либо в момент подхвата при механических автоколебаниях) до бесконечности (что имеет место при отсутствии относительного движения соприкасающихся тел). Выразив зависимость продолжительности этапа изменения от скорости принудительно подвижного элемента соотношением

$$t = \frac{k}{v_u}, \quad (\text{VII. 10})$$

можно записать выражение (VII. 9) в форме

$$\frac{k}{v_u} = \frac{v}{r} \ln \frac{e_t}{e_0} + \frac{\alpha + v}{r(v+1)} \ln \frac{\alpha - \beta e_0^{\gamma+1}}{\alpha - \beta e_t^{\gamma+1}}. \quad (\text{VII. 11})$$

Определив из него деформацию, а следовательно, и сближение поверхностей как функцию скорости, можно при постоянстве удельной силы трения  $\tau$  и температуры на поверхности трения определить изменение силы трения от скорости, воспользовавшись формулами (VII. 1) и (VII. 2).

Полученные результаты имеют также большое значение и для анализа причин возникновения механических автоколебаний, когда имеет место одновременное разрушение элементарных точек контакта при переходе от совместного движения соприкасающихся поверхностей к их относительному перемещению.

Как известно, механические автоколебания, возникающие при трении, в ряде случаев оказываются серьезной помехой, так как их возникновение в каком-либо узле трения нарушает работу всего механизма или всей машины в целом. В качестве примеров можно назвать писк тормозов подвижного состава при затормаживании, скачкообразное перемещение трущихся деталей в измерительных приборах и следящих устройствах, неравномерное перемещение деталей в лотках при транспортировании и другие явления.

Нами установлено, что при малых скоростях принудительно подвижного элемента амплитуда колебаний и их частота определяются в основном статической фрикционной характеристикой пары трения и конструктивными свойствами системы трения, а изменение их со скоростью определяется зависимостью силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта. В связи с этим при анализе механических автоколебаний может быть с

успехом использовано выражение (VII. 9). На рис. 156 дано сопоставление опытных и расчетных данных, характеризующих изменение частоты механических релаксационных колебаний от скорости принудительно подвижного элемента (ползуна). Опыты проводились на приборе ГП-1, причем масса колебательной системы была равна  $0,306 \text{ кг} \cdot \text{сек}^2/\text{м}$ , а ее жесткость  $1,9 \text{ кг}/\text{мм}$ . Расчетные кривые получены на основании использования выражений (VII. 9), (VII. 1) и (VII. 2), а также данных, приведенных в табл. 41.

Из рассмотрения рис. 156 следует, что расчетные данные достаточно хорошо совпадают с экспериментальными. Некоторое расхождение, по-видимому, можно объяснить неточностью выбора силы трения скольжения, которая при расчетах была принята постоянной.

Как видно из изложенного, между силой трения и реологическими свойствами соприкасающихся материалов имеется явно выраженная связь. Даже такие довольно грубые модели дают возможность достаточно точно установить влияние целого ряда факторов на процесс трения.

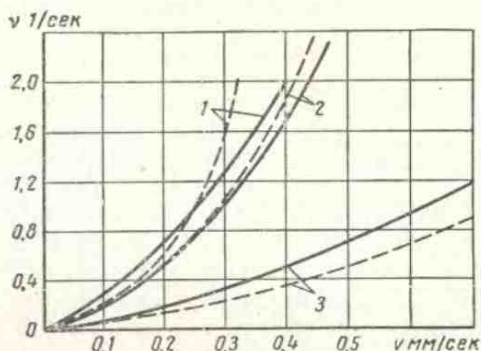


Рис. 156. Зависимость частоты колебаний от скорости:

1 — плексиглас — сталь 45 (закаленная); 2 — магний — сталь 45 (закаленная); 3 — свинец — медь; штриховой линией обозначены расчетные данные, сплошной — опытные

## § 2. ВЛИЯНИЕ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ НЕПОДВИЖНОГО КОНТАКТА НА ФАКТИЧЕСКУЮ ПЛОЩАДЬ КАСАНИЯ И СИЛУ ТРЕНИЯ

Как было показано, процесс деформирования поверхностных слоев во времени наиболее удовлетворительно описывается уравнением Ишлинского.

Так как при нагружении поверхностей вначале вступают в контакт отдельные выступы, затем, по мере увеличения нагрузки, число контактирующих выступов возрастает, то в каждый момент времени напряженное состояние разных выступов является различным, зависящим от предыстории его деформации, определяемой распределением выступов по высоте.

Как мы указывали, чтобы упростить анализ сближения, будем рассматривать наиболее высокий выступ, напряжение на котором падает в связи с увеличением площади касания за счет

соприкосновения с другими стержнями. Среднее напряжение на выступе представится в виде

$$\sigma = \frac{N}{A_c b e^v}. \quad (\text{VII.12})$$

Решая уравнение (VII.5) при условии (VII.12), получим для времени контакта как функции сближения следующее выражение:

$$t = \frac{v}{r} \ln \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_0} + \frac{\frac{r}{u} + v}{r(v+1)} \ln \frac{\frac{r}{u} - \frac{EA_{a1}b}{N} \varepsilon_0^{v+1}}{\frac{r}{u} - \frac{EA_{a1}b}{N} \varepsilon_t^{v+1}}, \quad (\text{VII.13})$$

где  $v$  и  $b$  — параметры опорной кривой;

$\varepsilon_t$  — сближение при времени контакта  $t$ ;

$\varepsilon_0$  — сближение при нулевом времени контакта (практически упругая часть сближения).

Формула (VII.13) позволяет оценить влияние отдельных факторов на зависимость сближения, а следовательно, и фактической площади контакта от продолжительности неподвижного контакта. Например, нормальная нагрузка оказывает влияние на ход зависимости сближения от времени и, следовательно, на увеличение фактической площади касания. При этом увеличение нормальной нагрузки при прочих равных условиях приводит к более резкому возрастанию фактической площади касания от продолжительности неподвижного контакта.

Из анализа формулы (VII.13) следует также, что на зависимость сближения и площади касания от времени контакта в значительной мере влияют геометрические размеры соприкасающихся поверхностей  $A_a$ , шероховатость поверхности, константы  $b$  и  $v$ . Это уравнение позволяет также проследить влияние физико-механических констант материала, входящих в уравнение Ишлинского, на фактическую площадь касания.

Формула (VII.13) неудобна для математического анализа и допускает только графическое решение. Поэтому имеет смысл использовать ее в упрощенном виде, пренебрегая в ней первым членом, влияние которого невелико. При этом допущении получим

$$\varepsilon_t = \left[ \varepsilon_\infty^{v+1} - (\varepsilon_\infty^{v+1} - \varepsilon_0^{v+1}) e^{-t \frac{r(v+1)}{r+u}} \right]^{\frac{1}{v+1}}. \quad (\text{VII.14})$$

Зависимость относительного сближения от нагрузки при бесконечно большом времени контакта (для стержневой модели поверхности, материал которой упрочняется) равна

$$\varepsilon_\infty = \left[ \frac{N(v+\omega)}{A_c b H_y} \right]^{\frac{1}{v+\omega}}, \quad (\text{VII.15})$$

где  $v$  и  $b$  — параметры опорной кривой;

$\omega$  — показатель упрочнения;

$H_y$  — константа, характеризующая пластическую деформацию.

Так как фактическая площадь касания выражается через сближение в виде

$$A_r = A_c b \varepsilon^v,$$

то, подставляя в выражение для площади контакта значение сближения из формулы (VII. 14), получим зависимость фактической площади касания от продолжительности контакта:

$$A_r = A_c b \left[ \varepsilon_{\infty}^{v+1} - (\varepsilon_{\infty}^{v+1} - \varepsilon_0^{v+1}) e^{-t \frac{r(v+1)}{u + v}} \right]^{\frac{v}{v+1}}. \quad (\text{VII. 16})$$

Полученное выражение позволяет оценить влияние времени контакта и отдельных физико-механических и геометрических параметров на фактическую площадь касания. Как следует из анализа формулы (VII. 16), зависимость фактической площади касания от времени определяется четырьмя параметрами: скоростью релаксации  $r$ , скоростью последодействия  $u$  и геометрическими параметрами  $b$  и  $v$ . Из формулы (VII. 16) видно, что в первый период площадь контакта возрастает очень быстро, затем рост ее замедляется и величина площади касания стремится к некоторому постоянному значению.

Если в биноминальном законе трения пренебречь вторым членом, т. е. учесть только адгезионную составляющую, то удельная сила трения  $\tau$  будет постоянной. Тогда, пользуясь формулой (VII. 16), можно рассчитать изменение силы трения  $T$  с увеличением продолжительности контакта. Так как  $T = \tau A_r$ , то учитывая выражение (VII. 16), получим

$$T = \tau A_c b \left[ \varepsilon_{\infty}^{v+1} - (\varepsilon_{\infty}^{v+1} - \varepsilon_0^{v+1}) e^{-t \frac{r(v+1)}{u + v}} \right]^{\frac{v}{v+1}}. \quad (\text{VII. 17})$$

Структура последнего уравнения аналогична уравнению, полученному нами [5] в предположении  $\sigma = \text{const}$  и прямой пропорциональности силы трения от сближения:

$$T_t = T_{\infty} - (T_{\infty} - T_0) e^{-ut}, \quad (\text{VII. 18})$$

где  $T_t$  — сила трения при текущем времени контакта;

$T_{\infty}$  — сила трения при бесконечно длительном контакте;

$T_0$  — сила трения при нулевом времени контакта.

Существует ряд других формул, устанавливающих связь между напряжением и деформацией, протекающей во времени. Одной из наиболее удачных является формула, предложенная В. Г. Лютцау и Б. М. Ровинским. По данным этих исследовате-

лей, изменение относительной деформации в зависимости от времени контакта выражается так:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{\infty} (1 - e^{-\delta_2 t^p}), \quad (\text{VII.19})$$

где  $\varepsilon_{\infty}$  — сближение при бесконечно большом времени контакта;  $\delta_2$  и  $p$  — константы материала, характеризующие его способность к пластической деформации;

$t$  — время.

Пользуясь этой зависимостью, получим следующее выражение для площади фактического касания:

$$A_r = A_c \frac{\omega}{v+\omega} b \frac{\omega}{v+\omega} \left( \frac{v+\omega}{H_y} \right)^{\frac{\omega}{v+\omega}} (1 - e^{-\delta_2 t^p})^v N^{\frac{v}{v+\omega}}. \quad (\text{VII.20})$$

Сложность пользования этой формулой заключается в том, что мы не располагаем готовыми данными для  $p$  и  $\delta_2$ , их приходится определять из эксперимента.

### § 3. МЕХАНИЧЕСКИЕ РЕЛАКСАЦИОННЫЕ КОЛЕБАНИЯ

Механические релаксационные колебания — широко распространенное в технике явление. Вибрация, возникающая при определенных условиях и приводящая к резкому ухудшению качества обработанных поверхностей при обработке материалов резанием, резкие рывки или ощутимая вибрация автомобиля при трогании с места, скачкообразное перемещение трущихся деталей приборов и т. д. — все это следствие возникновения в системах трения механических релаксационных колебаний. В зависимости от свойств системы трения и от условий работы соприкасающихся элементов релаксационные колебания могут проявляться по-разному: в виде резких рывков, частота которых составляет 8—10 *гц*, как это наблюдается в автомобильном сцеплении, или же колебаний с частотой 4000—5000 *гц*, как это наблюдается, например, в тормозах подвижного состава.

Механическими релаксационными колебаниями мы называем колебания, обусловленные трением. Особенность их заключается в том, что колебательный процесс состоит из двух различных по характеру этапов: этапа равномерного движения при относительном покое трущихся элементов и этапа неравномерного относительного перемещения их. В зависимости от относительной продолжительности каждого из этих этапов график колебательного процесса может быть либо пилообразным, либо близким к синусоидальному.

Одним из основных условий появления механических релаксационных колебаний является наличие упругости в системе трения. Под системой трения мы понимаем узел трения совместно с комплексом деталей, связанных с каждым трущимся элементом



узла и влияющих на условия его работы. Комплекс деталей, связанных с отдельным трущимся элементом, представляет собой механическую систему, обладающую вполне определенными величинами жесткости и частоты собственных колебаний. В зависимости от условий работы узла трения и параметров механических систем трущихся элементов одна из этих систем может оказаться более чувствительной к колебаниям. Параметры механической системы отдельного трущегося элемента, более чувствительного к колебаниям при данных условиях работы узла, принимаются за механические параметры системы трения. Так, при резании более чувствительной к высокочастотным колебаниям является система укрепленного в суппорте резца, хотя ясно, что процессом резания вызываются колебания как системы **резец с суппортом** относительно обрабатываемой детали, так и системы **обрабатываемая деталь — станок** относительно резца. В работах Д. И. Рыжкова [8] по устранению вибраций при резании показано, что резец и обрабатываемая деталь вибрируют с различными частотами, причем частота колебаний резца выше, чем частота колебаний обрабатываемой детали, и что при переходе на более высокую скорость резания при устраненных низкочастотных колебаниях возникает высокочастотная вибрация. Таким образом, в случае высоких скоростей резания механические параметры системы трения определяются параметрами системы **резец с суппортом**, а при низких скоростях резания — параметрами системы **обрабатываемая деталь — станок**. Для автомобильного сцепления системой более склонной к колебаниям в условиях работы сцепления при его включении является система **ведомый диск — трансмиссия**.

На рис. 157 показаны системы трения при резании (рис. 157, а), тормоза (рис. 157, б) и сцепления автомобиля (рис. 157, в). Чтобы устранить вибрацию, возникающую в системе трения, необходимо выявить причины ее появления. Несмотря на широкое распространение механических релаксационных колебаний в технике, определенного взгляда на причины их возникновения еще не установлено, и различные исследователи по-разному освещают этот вопрос.

В литературе имеется ряд теорий, предложенных различными исследователями для объяснения причин появления релаксационных колебаний.

Большое распространение получила теория, выдвинутая Н. Л. Кайдановским и С. Э. Хайкиным [3].

Согласно этой теории, механические релаксационные колебания возникают в упругой системе трения, если кривая зависимости силы трения от скорости скольжения имеет падающий характер, т. е. в основе этой теории лежит то же предположение, что и у Релея, которым при рассмотрении поперечных колебаний скрипичной струны было принято, что сила сухого

трения между струной и смычком изменяется. Однако эта теория не позволяет объяснить некоторые факты при самовозбуждении автоколебаний. Например, данная теория не позволяет объяснить, почему величина первого скачка больше последующих, так как условия протекания колебательного процесса по этой теории неизменны. Кроме того, установлено, что в зонах малых скоростей, где наблюдаются колебания, имеющие пилообразный характер, сила трения не падает с увеличением скорости, а остается постоянной или даже несколько увеличивается [6]. Эти факты показывают, что теория Кайдановского и Хайкина не является исчерпывающей в объяснении причин появления механических релаксационных колебаний.

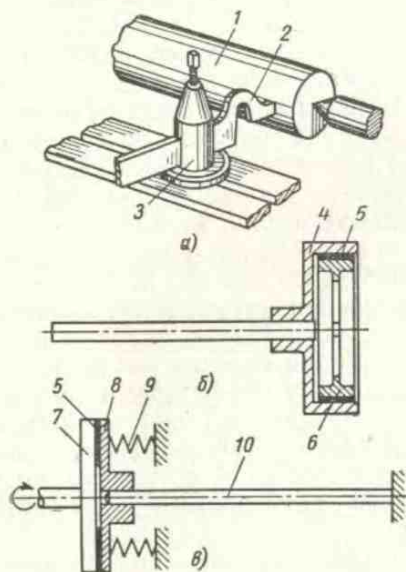


Рис. 157. Схемы упругих систем трения:

а — при резании; б — тормоза; в — автомобильном сцеплении; 1 — деталь; 2 — резец; 3 — суппорт; 4 — барабан; 5 — обшивка; 6 — тормозная колодка; 7 — маховик; 8 — ведомый диск; 9 — пружина; 10 — трансмиссия

Другие исследователи [13] также считают, что природа скачкообразного движения зависит от величины силы трения, скорости движения поверхностей, жесткости и инерции системы и что причиной колебаний является падающий характер зависимости силы трения от скорости. А. И. Каширин [4] при анализе процесса возникновения вибраций при резании также исходит только из наличия падающего участка в кривой «сила трения — скорость».

Блок [15], подобно С. Э. Хайкину, полагает, что скачкообразное движение появляется, если трение уменьшается со скоростью. Однако и Блок считает силу статического трения постоянной величиной, в то время, как показано, что сила статического трения зависит от продолжительности неподвижного контакта [5]. Детальное исследование скачков выполнили Morgan и др. [20].

Schnurmann [22], изучая скачкообразное перемещение трущихся поверхностей при граничной смазке, за основную характеристику принимает, так же как Кайдановский и Хайкин, зависимость силы трения от скорости скольжения, но объясняет падающий характер явлениями электростатического разряда, считая, что явления электростатического разряда представляют

314

при скачкообразном движении поверхностей тот компонент силы трения, который является оценивающей частью силы трения. Данное объяснение кажется малоубедительным, так как в условиях граничного трения возможно разрушение пленки смазки и, как следствие этого, непосредственный металлический контакт в отдельных точках трущихся поверхностей, который ведет к увеличению силы трения. В силу указанных недостатков теории, считающей, что скачкообразное движение вызывается исключительно кинетическими характеристиками трения, в литературе появились теории, объясняющие появление механических релаксационных колебаний принципиально иными причинами.

Bowden и Leben [16] предложили теорию, объясняющую скачкообразный характер перемещения трущихся поверхностей разрушением мостиков сварки, появившихся в зонах контакта.

Однако релаксационные колебания наблюдаются и у таких пар, как дерево — сталь, чугун — асбестфрикционный материал и др., которые по природе своей исключают возможность сварки. Кроме того, скачкообразное движение наблюдается при таких нагрузках, которые недостаточны для образования мостиков сварки. Очевидно, что теория Боудена и Лебена справедлива лишь в случае молекулярного схватывания и сваривания поверхностей. Как общая теория она была подвергнута критике [11].

Теорией, позволяющей объяснить те факты, которые не находят объяснения в теории Кайдановского и Хайкина, является теория, предложенная А. Ю. Ишлинским совместно с нами [2]. Согласно этой теории, причиной, вызывающей релаксационные колебания, является зависимость силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта, т. е. реологических свойств фрикционного контакта. Однако эта теория, объясняя причину большей величины первого скачка и причину появления скачков в зонах малых скоростей, не учитывает изменения силы трения со скоростью, считая силу трения постоянной. Но при сравнительно малой скорости движения системы в случае появления в ней механических релаксационных колебаний относительная скорость движения трущихся элементов достигает значительной величины, т. е. при колебаниях системы необходим учет изменения силы трения со скоростью в пределах скоростей относительного движения, причем величина относительной скорости зависит как от скорости движения системы, так и от характеристики силы трения в зависимости от скорости.

При повышенных скоростях движения системы, как уже указывалось выше, продолжительность этапа равномерного движения мала и период релаксационного колебания в основном определяются этапом неравномерного относительного перемещения трущихся элементов.

На основании анализа существующих теорий, объясняющих причины появления механических релаксационных колебаний, и на основании произведенной в последнее время работы приходим к выводу: поскольку в процессе колебания имеет место как состояние относительного покоя трущихся элементов, так и состояние их относительного перемещения, на возникновение механических релаксационных колебаний влияют как статические, так и кинетические фрикционные характеристики. Следовательно, теория, объясняющая причину появления релаксационных колебаний процессами, происходящими при относительном перемещении соприкасающихся элементов, и теории, объясняющие появление колебаний процессами, происходящими при относительном покое этих элементов, не исключают одна другую, а дополняют, давая более полное представление о механизме и причинах скачкообразного перемещения трущихся поверхностей.

Сделанные выводы нельзя считать окончательными, их следует рассматривать как предварительные, при помощи которых можно объяснить появление, величину и характер колебаний в различных системах трения и при различных условиях работы соприкасающихся элементов.

### Расчет релаксационных колебаний

Как указывалось выше, в процессе колебания имеет место как состояние относительного покоя, так и состояние относительного движения трущихся поверхностей, поэтому процесс колебания будет происходить следующим образом. Пусть мы имеем схему, эквивалентную какой-либо системе трения, в виде груза 2, связанного с пружиной 3 и положенного на движущуюся со скоростью  $v$  ленту 1, жесткость которой много больше жесткости пружины (рис. 158). Следовательно, в колебательном движении будет находиться только система, связанная с грузом, так как система ленты вследствие много большей жесткости будет иметь столь ничтожное относительное перемещение, что им можно пренебречь и считать эту систему абсолютно жесткой. Пусть фрикционные характеристики трущихся элементов, т. е. груза и ленты, имеют характер, показанный на рис. 159 и 160. Пока груз и лента находятся в состоянии относительного покоя, сила упругости пружины постоянно уравнивается силой трения покоя, возрастающей с продолжительностью неподвижного контакта. Рост силы

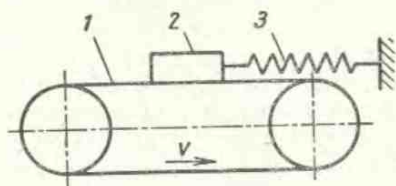


Рис. 158. Эквивалентная схема упругой системы трения

находится только система, связанная с грузом, так как система ленты вследствие много большей жесткости будет иметь столь ничтожное относительное перемещение, что им можно пренебречь и считать эту систему абсолютно жесткой. Пусть фрикционные характеристики трущихся элементов, т. е. груза и ленты, имеют характер, показанный на рис. 159 и 160. Пока груз и лента находятся в состоянии относительного покоя, сила упругости пружины постоянно уравнивается силой трения покоя, возрастающей с продолжительностью неподвижного контакта. Рост силы

трения с продолжительностью неподвижного контакта в общем случае описывается уравнением

$$T_n = a - be^{-\beta t}, \quad (\text{VII.21})$$

где  $a$  и  $b$  — константы, связанные со свойствами соприкасающихся поверхностей и нормальным давлением (в развернутом виде они даны выше);

$\beta$  — коэффициент, характеризующий скорость упрочнения связи;

$t$  — время неподвижного контакта.

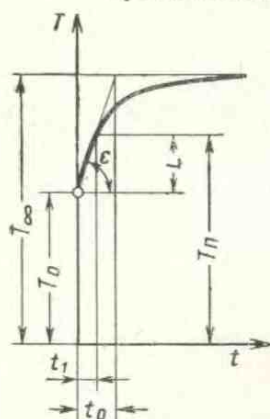


Рис. 159. Зависимость силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта

Как показывают опыты [5, 19], сила трения покоя с продолжительностью неподвижного контакта интенсивно возрастает лишь в первое время соприкосновения поверхностей, затем рост силы трения покоя резко замедляется. Поэтому для иллюстрации по-

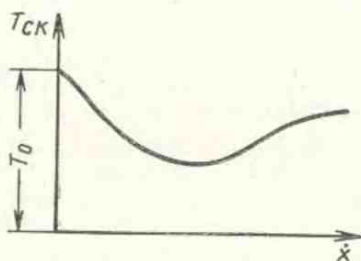


Рис. 160. Зависимость силы трения от скорости

рядка расчета, допуская, конечно, известную ошибку, заменим кривую зависимости роста силы трения покоя от продолжительности неподвижного контакта прямой, проведенной из точки касательно к кривой реальной зависимости. Такой заменой мы допустим, что рост силы трения прекратится, а сила трения покоя достигнет своего максимального значения, равного  $T_\infty$ , по истечении времени неподвижного контакта, равного  $t_0$  (рис. 159). Таким образом, если упругость пружины равна  $k$ , то продолжительность этапа равномерного движения груза и ленты при относительном покое будет

$$t_1 = \frac{T_n - T_0}{kv}, \quad (\text{VII.22})$$

где  $\frac{T_n}{k} = x$  — перемещение груза от состояния равновесия до срыва.

Движение груза относительно ленты начнется, когда сила упругости пружины станет равной силе трения покоя, соответ-

ствующей данной продолжительности неподвижного контакта, т. е. будет, когда справедливо равенство

$$kx = T_n. \quad (\text{VII.23})$$

Сила трения покоя равна сумме силы трения покоя при нулевом времени контакта  $T_0$  и приращения  $L$ , полученного ею за промежуточное время  $t_1$ :

$$T_n = T_0 + L. \quad (\text{VII.24})$$

Согласно принятому нами допущению,

$$L = \zeta t_1,$$

где  $\zeta$  — коэффициент пропорциональности.

Величину  $\zeta$  можно найти через величины  $T_0$  и  $T_\infty$ . Действительно,

$$\frac{T_\infty - T_0}{\zeta} = t_0,$$

но

$$t_0 = \frac{T_\infty - T_0}{kv},$$

следовательно,

$$\frac{T_\infty - T_0}{kv} = \frac{T_\infty - T_0}{\zeta},$$

откуда

$$\zeta = kv. \quad (\text{VII.25})$$

Таким образом, сила трения покоя для данных трущихся тел

$$T_n = T_0 + kv t_1. \quad (\text{VII.26})$$

Величина  $t_1$  зависит от условий работы пары трения и, по всей вероятности, связана с физико-механическими свойствами взаимодействующих тел и прочностью образующихся между ними фрикционных связей. Очевидно также, что величина  $t_1$  уменьшается с возрастанием скорости движения ползуна. При принятых нами допущениях  $t_1$  оказывает влияние на величину силы трения, изменяясь в пределах от 0 до  $t_0$ . При достижении  $t_1$  значения  $t_0$  сила трения покоя не изменяется, оставаясь постоянной и равной силе трения покоя при бесконечно большом времени контакта. Непосредственная аналитическая связь величины  $t_1$  со скоростью приложения нагрузки, т. е. величиной  $kv$ , чрезвычайно сложна и обусловлена процессами, происходящими в зонах контактирования поверхностей.

В задачу настоящей работы не входит установление указанной зависимости, поэтому мы ограничимся лишь констатацией отдельных положений, связанных с влиянием скорости приложения нагрузки на величину силы трения покоя.

Из рассмотрения формулы (VII.26) можно сделать заключение, что при постоянном значении  $t_1$  величина силы трения покоя является функцией жесткости пружины  $k$  и скорости движения ленты  $v$ , поэтому для возможности сравнения результатов, полученных на различных приборах, необходимо соблюдать постоянным фактор  $kv$ , т. е. скорость приложения тангенциальной нагрузки. Очевидно также, что при сравнении экспериментальных результатов, полученных для различных пар трения, необходимо учесть значения  $t_1$ . При расчете первого колебания необходимо учитывать время предварительного контакта, предшествующее началу движения ленты. Очевидно, что при  $t_1 = t_0$  и сделанных нами допущениях учет предварительного контакта не дает поправки к величине силы трения покоя.

Однако следует иметь в виду, что до начала движения контакт поверхностей осуществляется лишь под действием одного нормального движения, в связи с чем имеет место только формирование фрикционных связей в местах контакта, в то время как приложение тангенциальной нагрузки ведет к одновременному процессу формирования и разрушения отдельных связей.

Следовательно, непосредственное использование экспериментальных данных, полученных в условиях изменения лишь времени предварительного контакта, может привести к неточностям аналитического расчета. Помимо этого, при экспериментальном изучении статистических фрикционных характеристик, особенно в зонах малых скоростей, следует уделять большое внимание стабильности геометрических характеристик соприкасающихся поверхностей, так как известно, что фактическая площадь контакта определяется не только величиной сближения, но и законом распределения выступов по высоте и конфигурацией отдельных выступов.

Продолжительность движения системы при относительном покое соприкасающихся элементов зависит как от условий работы системы (величина  $v$ ) и механических параметров системы (величина  $k$ ), так и от статических характеристик трения (величин  $T_0$ ,  $\zeta$ ,  $T_\infty$ ). При увеличении  $v$  и  $k$  продолжительность этого этапа и величина отклонения груза из положения равновесия уменьшаются. Продолжительность этапа движения при относительном покое трущихся элементов и величина отклонения также уменьшаются при уменьшении скорости роста силы трения покоя с продолжительностью неподвижного контакта (величина  $\zeta$ ). Как уже указывалось, этап равномерного движения при относительном покое соприкасающихся элементов в точке срыва сменяется неравномерным относительным движением этих элементов, обусловленным силами упругости пружины и силой трения скольжения, которая изменяется с увеличением скорости относительного движения. Движение груза на втором этапе

может быть (если не учитывать затухания) описано уравнением

$$m\ddot{x} + T_{ск}(x) + kx = 0, \quad (\text{VII.27})$$

где  $m$  — масса;

$T_{ск}(x)$  — сила трения скольжения в зависимости от скорости.

В связи с тем, что в общем случае зависимость силы трения от скорости выражается уравнением

$$T_{ск}(x) = (a + bx)e^{-cx} + d, \quad (\text{VII.28})$$

аналитическое решение уравнения (VII.26) чрезвычайно сложно.

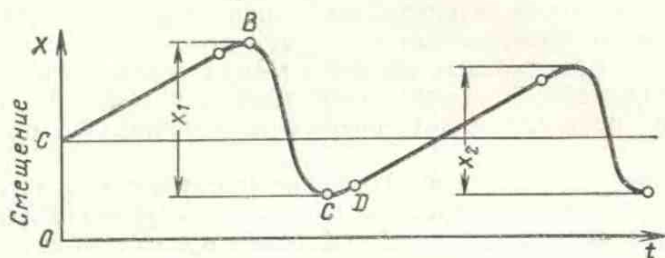


Рис. 161. Схема колебательного процесса

Константы  $a$ ,  $b$ ,  $c$  и  $d$ , входящие в уравнение, зависят от свойств трущихся поверхностей и условий их работы. Экспериментальное определение этих констант связано с большими трудностями. Поэтому определение продолжительности и характера движения груза на этапе относительного движения может быть проведено графически путем использования построения Льенара и последующего графоаналитического интегрирования фазовой траектории [9, 10]. Ниже приводится пример такого расчета автомобильного сцепления.

Таким образом, процесс колебания идет следующим образом: груз после срыва под действием сил инерции и трения движется еще в направлении движения ленты до точки  $B$  (рис. 161), где изменяет направление движения и начинает двигаться под действием силы упругости пружины и силы трения скольжения.

Если зависимость силы трения от скорости падающая (рис. 162,  $a$ ), то крутизна срыва и амплитуда колебания увеличиваются (рис. 162,  $b$ ).

Кривая 1 характеризует колебания, когда сила трения не зависит от скорости, кривая 2 — когда зависит от скорости.

Двигаясь в обратном направлении, груз по инерции проходит положение равновесия, доходит до точки  $C$  (см. рис. 161),



в которой вновь изменяет направление, и в точке  $D$  подхватывается лентой и движется с ней до нового срыва. Если продолжительность неподвижного контакта короче, то и амплитуда колебания будет меньше ( $x_2 < x_1$ ) (см. рис. 161). Груз будет под-

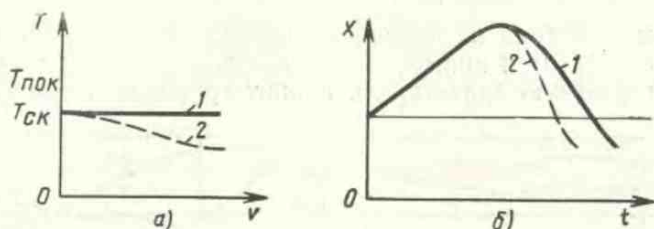


Рис. 162. Влияние кинематической характеристики на крутизну срыва

хвачен лентой в тот момент, когда скорость движения его относительно ленты станет равной скорости движения ленты как по величине, так и по направлению.

Эксплуатация автомобиля показала, что **дергание**, т. е. резкие толчки или вибрация в момент трогания автомобиля с места, появляются не сразу, а лишь по прошествии определенного для каждого фрикционного материала срока службы сцепления. Причиной этого является намазывание материала.

Для правильного конструирования узла трения, обеспечивающего отсутствие релаксационных колебаний в процессе работы этого узла, необходим предварительный расчет данной системы на возможность и величину возникающих в ней колебаний с учетом ее механических параметров и фрикционных характеристик, применяемых в узле контактирующих частей. При этом важнейшее значение имеет оценка реологических свойств материала (рис. 163). Предварительная лабораторная проверка узла в настоящее время невозможна из-за отсутствия установки, позволяющей производить моделирование условий работы соприкасающихся деталей в узле. Расчетное определение механических релаксационных колебаний может быть проведено путем графического решения дифференциального уравнения колебаний (VII. 27).

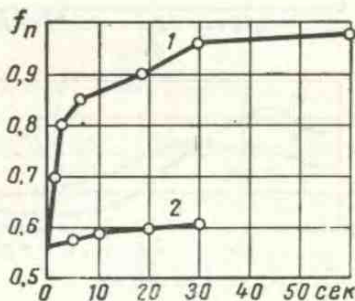


Рис. 163. Зависимость коэффициента трения покоя от продолжительности неподвижного контакта:

1 — обшивка 13-0-54 на каучуковом связующем при 150° С; 2 — обшивка Ц-18-52 на смоляном связующем при 170° С

Для решения этого уравнения методом Льенара, путем соответствующего выбора переменных, можно уравнение (VII.27) привести к виду

$$\frac{dv}{dx} = \frac{-T_{ск}(v) - x}{v} \quad (\text{VII.29})$$

Затем, построив на основе экспериментальных данных кривую  $x = -T_{ск}(v)$  и применив графическое построение Льенара, получим фазовую траекторию, проинтегрировав которую, полу-

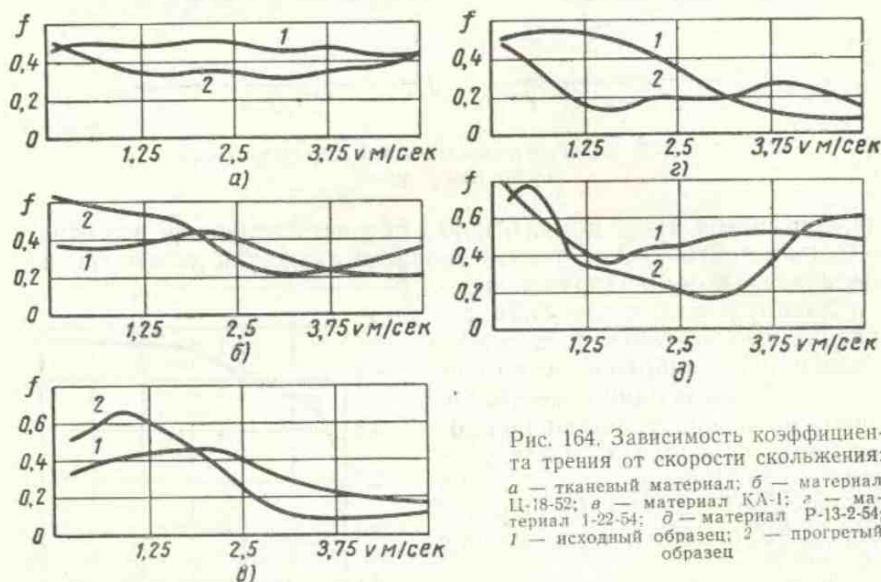


Рис. 164. Зависимость коэффициента трения от скорости скольжения: а — тканевый материал; б — материал Ц-18-52; в — материал КА-1; г — материал 1-22-54; д — материал Р-13-2-54; 1 — исходный образец; 2 — прогретый образец

чим график колебательного процесса. Этот метод позволяет использовать характеристики, полученные в результате экспериментов, проведенных в рабочих условиях или в условиях, близких к реальным. Метод дает возможность выяснить влияние как крутизны падения кинетической характеристики, так и механических параметров систем.

Сказанное проиллюстрируем примером расчета механических релаксационных колебаний к системе автомобильного сцепления. Расчет проведем в порядке, предложенном В. О. Копоненко.

Система автомобильного сцепления при дергании участвует в крутильных колебаниях, описываемых уравнением

$$I\ddot{\varphi} + M(\dot{\varphi}) + k_1\varphi = 0, \quad (\text{VII.30})$$

где  $I$  — момент инерции;

$M(\dot{\varphi})$  — момент трения в зависимости от скорости, равный

$M(\dot{\varphi}) = \mp \dot{\varphi} r$  ( $r$  — плечо силы трения);

$k_1$  — квазиупругий коэффициент.

Пусть условия работы и система трения характеризуются следующими данными: общая осевая нагрузка  $Q = 400 \text{ кг}$ , плечо силы трения  $r = 12 \text{ см}$ , квазиупругий коэффициент  $k_1 = 17\,000 \text{ кг} \cdot \text{см}/\text{рад}$ .

Как видно из рис. 164, естественно ожидать появление **дергания** после прогрева обшивки. Поэтому расчетной характеристикой примем характеристику прогретого образца, взятую по рис. 164, г. Точку, характеризующую силу трения покоя, возьмем согласно рис. 163.

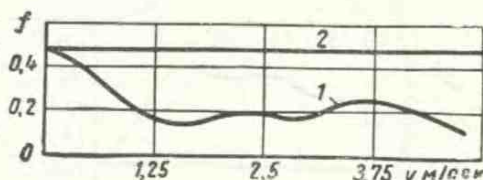
Одновременно с этим приведем расчет для идеализированной кинетической характеристики, полагая коэффициент трения не зависящим от скорости (рис. 165, кривая 2). Исходная зависимость коэффициента трения от скорости приведена на этом же рисунке (кривая 1).

Пусть скорость движения маховика  $\omega_0 = 10 \text{ рад}/\text{сек}$ . Перейдем к полной зависимости силы трения от скорости по выражению

$$T(\omega) = Qf(\omega). \quad (\text{VII.31})$$

Рис. 165. Зависимость коэффициента трения от скорости:

1 — экспериментальные данные материала 1-22-54;  
2 — зависимость, принятая для расчета



В результате получим график, изображенный на рис. 166. Относительную скорость движения при **дергании** можно рассматривать состоящей из двух составляющих: а) постоянной скорости вращения маховика  $\omega_0$ , б) переменной  $u$ .

Построим график зависимости силы трения от скорости в координатах  $T(u) - u$ . Для этого сместим ось ординат на величину  $\omega_0$  в сторону отрицательных значений (рис. 167). Преобразуем уравнение (VII.30) и приведем его к виду, удобному для построения Льенара. Для этого положим, что

$$\frac{k_1}{I} = \frac{\omega^2}{4\pi^2}, \quad \tau = \omega t;$$

тогда

$$\ddot{\varphi} + \frac{1}{k_1} M(\dot{\varphi}) + \varphi = 0. \quad (\text{VII.32})$$

Положим далее

$$\frac{d\varphi}{d\tau} = v,$$

получим уравнение (VII.32) в виде

$$\frac{dv}{d\varphi} = \frac{-\frac{1}{k_1} M(\omega, v) - \varphi}{v}. \quad (\text{VII.33})$$

Построим график функции

$$\varphi = -\frac{1}{k_1} M(\omega, v). \quad (\text{VII.34})$$

Для этого перейдем от переменной  $T(u) = T(\omega, v)$  к переменной  $\varphi$  по выражению (VII.33).

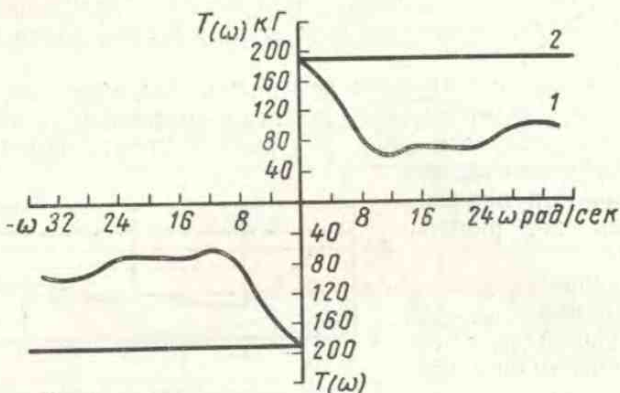


Рис. 166. Зависимость силы трения от скорости:  
1 — при  $f = f(\omega)$ ; 2 — при  $f = \text{const}$

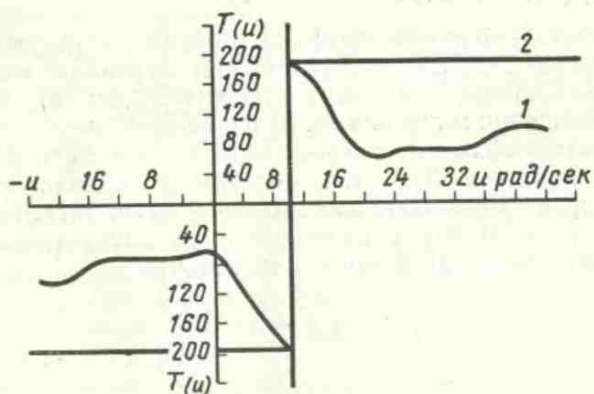


Рис. 167. Зависимость силы трения от относительной скорости движения:  
1 — при  $f = f(\omega)$ ; 2 — при  $f = \text{const}$

Перейдем также от переменной  $u$  к переменной  $v$ . Так как

$$\frac{d\varphi}{d\tau} = v, \text{ а } d\tau = \omega dt,$$

$$v = \frac{1}{\omega} u. \quad (\text{VII.35})$$

Пусть нам задана скорость маховика, которая при  $k_1 = 17\,000 \text{ кг} \cdot \text{см}/\text{рад}$  равна  $\omega = 10 \text{ рад}/\text{сек}$ . Тогда по выражению (VII. 34) мы можем перейти к переменной  $v$ , изменив масштаб.

Расположим полученный график так, чтобы по оси абсцисс отсчитывалась переменная  $\varphi$ , вычисленная по выражению (VII. 34), а по оси ординат — переменная  $v$ , вычисленная по выражению (VII. 35).

Пользуясь методом Льенара, построим фазовую траекторию предельного цикла, т. е. будем построение вести от точки  $P$

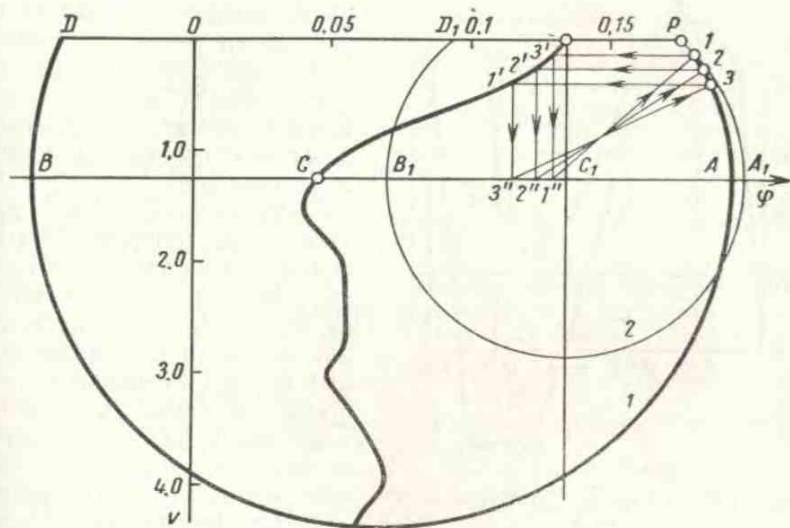


Рис. 168. Схема фазовых траекторий:

1 — при падающей характеристике силы трения; 2 — при неизменяющейся со скоростью силе трения

(рис. 168). Порядок построения показан стрелками. На рис. 168 показаны фазовые траектории при  $k_1 = 17\,000 \text{ кг} \cdot \text{см}/\text{рад}$  для падающей зависимости силы трения от скорости (материал 1-22-54, положение 1) и для силы трения, не изменяющейся со скоростью (положение 2).

На рис. 169 показаны графики колебаний для обоих случаев, полученные путем графо-аналитического интегрирования фазовых траекторий. Как видно, колебания системы происходят так, что на участках  $OP$ ,  $D_2P$ ,  $D_1P$  система движется равномерно со скоростью, равной скорости вращения маховика. В точке  $P$  происходит срыв, но диск еще по инерции движется в направлении вращения маховика до точек  $A_2$  и  $A_1$ , в которых изменяет свое направление и начинает совершать собственные колебания. В точках  $D_1$  и  $D_2$  вновь начинается равномерное движение

системы со скоростью движения маховика в сторону вращения последнего.

Таким образом, колебательный процесс распадается на два принципиально различных этапа. На первом этапе трущиеся поверхности находятся в состоянии относительного покоя, продолжительность которого зависит от условий работы соприкасающихся деталей и их статических характеристик. На втором этапе трущиеся поверхности находятся в состоянии относительного

движения, продолжительность которого определяется условиями работы соприкасающихся деталей и их кинетическими характеристиками. В сумме оба эти этапа дают период релаксационного колебания.

Естественно, что при уменьшении постоянной скорости движения системы первый период увеличивается. При увеличении постоянной скорости движения первый период уменьшается, но продолжительность и величина колебания изменяются в соответствии с кинетической характеристикой трения.

Из приведенного расчета можно также сделать вывод о влиянии жесткости системы. Этот вывод можно сформулировать так:

увеличение жесткости системы приводит к уменьшению амплитуды и увеличению частоты, но изменение механических параметров системы не устраняет, а лишь уменьшает, делает незаметными возникающие колебания. Причиной же появления релаксационных колебаний являются фрикционные характеристики пары трения. Более строгий расчет релаксационных колебаний выполнен Б. В. Дерягиным, В. Э. Пушем и Д. М. Толстым [1].

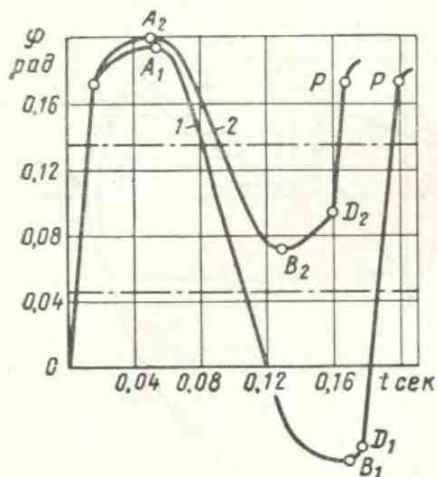


Рис. 169. Графики колебательного движения:

1 — при падающей характеристике силы трения; 2 — при неизменяющейся со скоростью силе трения

## ЛИТЕРАТУРА

1. Дерягин Б. В., Пуш В. Э., Толстой Д. М. Теория фрикционных автоколебаний с периодическими остановками. Труды 3 Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. II, М., Изд-во АН СССР, 1960, стр. 132—152.

2. Ишлинский А. Ю., Крагельский И. В. О скачках при трении. ЖТФ. Т. XIV. Вып. 4—5, 1944, стр. 276—283.
  3. Кайдановский Н. Л. и Хайкин С. Э. Механические релаксационные колебания. ЖТФ. Т. III. Вып. I, 1933, стр. 91—109.
  4. Каширин А. И. Исследование вибрации при резании металла. М.—Л., Изд-во АН СССР, 1944, 132 стр.
  5. Крагельский И. В. О трении несмазанных поверхностей. Труды Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. I. Изд-во АН СССР, 1939, стр. 543—561.
  6. Крагельский И. В. О зависимости силы трения скольжения от скорости. Сб. «Трение и износ в машинах», № 1, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1941, стр. 5—18.
  7. Крагельский И. В. Трение волокнистых веществ. М.—Л., Гизлегпром, 1941, 126 стр.
  8. Рыжков Д. И. Опыт устранения вибраций при скоростном точении. М., Изд-во АН СССР, 1953, 24 стр.
  9. Стокер Д. Ж. Нелинейные колебания в механических и электрических системах. Пер. с англ. М., Изд-во иностр. лит., 1953, 256 стр.
  10. Физические основы электротехники. Под ред. проф. К. М. Поливанова. М.—Л., Госэнергоиздат, 1950, 556 стр.
  11. Хайкин С. Э., Лисовский Л. П. и Саломонович А. Е. О силах сухого трения. Труды I Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. I, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1939, стр. 468—479.
  12. Шишкин В. П. Влияние продолжительности нагрузки на твердость металлов и их сплавов. ЖТФ, Т. VIII. Вып. 18, 1938, стр. 1613—1628.
  13. Шедров В. С. Предварительное смещение на упруго-вязком контакте. Сб. «Трение и износ в машинах». № 5, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 94—102.
  14. Becker R. Über Plastizität Verfestigung und Rekristalisation. «Zeitschrift für Technische Physik», 1926, Bd. 7, Nr. 11.
  15. Blok H. Fundamental Mechanical Aspects of Boundary Lubrication. J. «Soc. Aut. Engrs.», vol. 46, No. 2, pp. 54—68, 1940.
  16. Bowden F. P. and Leben L. The Nature of Sliding and the Analysis of Friction. «Proc. Roy. Soc.», 1939, vol. 169, No. 938, p. 371.
  17. Burwell J. T. and Rabinowicz E. Nature of Coefficient of Friction. «J. Appl. Phys.», 1953, No. 2, vol. 24, pp. 136—139.
  18. Hunter M. C. Static and Clinging Friction of Pivot Bearings «Engineering», 1944, vol. 157, No. 4074, 4075, Feb. 11, pp. 117—120, Feb. 18, pp. 138—140.
  19. Kochendörfer A. Theorie der Kristallplastizität. «Zeitschrift für Physik», 1928, Bd. 108.
  20. Morgan F., Muscat M., Reed D. W., Sampson I. B. Friction Behaviour During the Slip Portion of the Stick—Slip Process. «J. of Appl. Phys.», 1943, No. 12, vol. 14.
  21. Rankin J. S. The Elastic Range of Friction, «Phil. Magaz.», 1926, vol. 8, pp. 806—816.
  22. Schnurmann R. Friction and Wear. «Wear», 1962, No. 1, vol. 5, pp. 31—42.
  23. Taylor R. I. The Mechanism of Plastic Deformation of Crystals, «Proc. Roy. Soc.», 1934, vol. 145.
-

## § 1. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА

Применение смазок известно с глубокой древности. На смену кунжутному, сурепному, касторовому и другим растительным маслам в 90-х годах прошлого столетия пришли минеральные (нефтяные масла). Внедрение их является заслугой Д. И. Менделеева, Н. П. Петрова и Рейнольдса. Однако все более усложняющиеся условия работы узлов трения вызвали необходимость создания смазок более стойких, чем масла, полученные перегонкой нефти. Наука о маслах пошла как по пути усовершенствования нефтяных смазок, путем введения в них различных добавок, так и по пути создания синтетических смазочных материалов. В последнее время начинают получать широкое распространение твердые смазки, самосмазывающиеся материалы.

Нефтяные масла подвергаются значительному совершенствованию путем введения в них различных присадок, изменяющих их свойства в нужном направлении. Эти присадки повышают несущую способность смазочного слоя (противозадирные присадки) или выравнивают температурную кривую вязкости, а также предохраняют от коррозии, имеют моющее действие и другие свойства. Эффективными оказались присадки из полиметакрилатов и кремнеорганических полимеров.

Созданные за последнее время синтетические смазочные материалы — силиконовые, фосфоорганические, дизфирные, полисилоксановые и др. — характеризуются ценными свойствами. Твердые смазки и самосмазывающиеся материалы имеют целый ряд преимуществ по сравнению с жидкими смазками. За рубежом распространены материалы, изготавливаемые американской фирмой Альфа-Моликот, в основном представляющие собой различные композиции, содержащие дисульфид молибдена, и английской фирмой Глассир — материал DU, представляющий собой пористое металлическое покрытие, содержащий фторопласт. В СССР созданы такие самосмазывающиеся материалы, как аман, представляющий собой полимерный материал, содержащий дисульфид молибдена, «А-Ф-3 — антиретинакс», «Маслянит» и др.



Наши представления о смазке как о жидкости, разделяющей два твердых тела, должны быть пересмотрены, ибо роль смазки выполняют также и твердые тела. Известно, что при ковке металлов в качестве смазки применяют древесные опилки, которые, сгорая, выделяют пары, газы, являющиеся смазкой. Роль смазки может выполнять и воздух.

Механизм действия граничной смазки достаточно сложен. Сложность этого явления определяется рядом причин. Тонкие слои смазки (жидкой) изменяют свои физические свойства под воздействием силового поля твердого тела; с другой стороны, твердое тело изменяет свои свойства под влиянием смазки. Эти изменения носят как физический, так и химический характер. Поэтому к системе твердое тело — смазка особенно хорошо применимо представление о третьем теле, наделенном особыми свойствами, отличными от двух тел, их образующих. Этот сложный комплекс процессов с трудом поддается изучению.

Капитальные работы по изучению механизма действия смазки выполнены английским ученым Hardy [49], установившим зависимость коэффициента трения от молекулярного веса смазки (рис. 170).

Природу действия смазки исследовали Finch [46], Б. В. Дерягин [13].

Финч уподобил граничный слой смазки бархатному ворсу или щетине щетки. Он связывал смазочное действие с наличием полярных молекул. Однако эта точка зрения не является исчерпывающей, так как известны хорошие смазки, не содержащие полярных молекул.

Глубокие исследования по структуре смазочного слоя выполнены А. С. Ахматовым [1]. Его монография [2] освещает состояние науки в области граничного трения.

Механизм действия присадок к маслам детально изучается К. С. Рамайя [29] и другими советскими учеными. Подбором присадок к маслам для снижения трения и износа занимается И. Э. Виноградова [10].

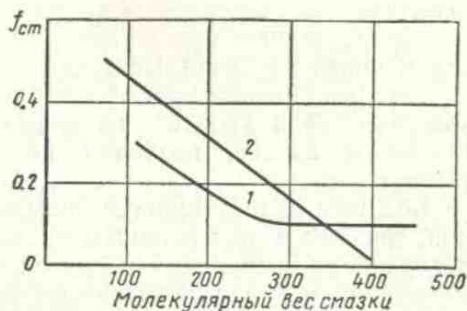


Рис. 170. Зависимость коэффициента трения от молекулярного веса смазки. Парафины с прямой цепью на стальных поверхностях:

1 — коэффициент трения по Гарди; 2 — по данным Бюдена (построено по максимальному значению  $f_{cm}$  при скачкообразном движении)

Г. В. Виноградовым и его учениками выполнена серия глубоких исследований по изучению механизма смазочного действия в тяжелых условиях [8, 9]. Ими показано, что состав жидкой и газовой фаз играет одинаковую роль. С переходом к более тяжелым режимам трения возрастает значение химического взаимодействия смазочных сред и поверхностей трения и их химического модифицирования. Смазки являются источниками, поставляющими к поверхностям трения вещества (в частности, кислород), вступающие в химические реакции с твердым телом, и создающими необходимый градиент механических свойств.

Учет реакционной и каталитической активности металлических поверхностей в процессе их деформации, имеющей место при трении и износе, позволил получить ряд ценных результатов.

Большие пластические деформации, имеющие место при трении, связаны с образованием чистых поверхностей, выходом на поверхности дислокаций и других следов пластического деформирования металла. Эти поверхности весьма чувствительны к адсорбции поверхностно активных веществ, что приводит к значительному облегчению процесса деформирования [5, 22, 30].

Разделение трения на сухое и граничное в большой мере условно, так как внешнее трение возможно только при наличии положительного градиента механических свойств по глубине, поэтому поверхностный слой должен быть отличен от нижележащих. Внешнее трение всегда является граничным, так как при нем деформации сосредоточены в тонком поверхностном слое.

В противном случае, например при чистых металлических поверхностях, всегда возникает внутреннее трение (глубинное вырывание). Для предотвращения этого необходимо, чтобы поверхности были разделены пленкой (оксидной, сульфидной и др.), которая должна предохранять нижележащие слои от разрушения.

Однако силы молекулярного взаимодействия между этими пленками, тоже являющимися твердыми телами, все же достаточно велики, что приводит к высоким значениям коэффициента трения и соответственно к избыточному выделению тепла. Для понижения трения применяют жидкую смазку.

При малой толщине слоя смазка теряет свои объемные свойства, в частности теряет подвижность под влиянием молекулярного поля твердого тела.

Жидкость, вступая в физическое и химическое взаимодействие с металлом, сильно деформированным при трении, резко изменяет его свойства.

Комплекс процессов, происходящих в тонких поверхностных слоях измененного материала и разделяющей их прослойки, обуславливает явление граничного трения.

## § 2. СТРОЕНИЕ ПЛЕНКИ СМАЗКИ

Молекулы веществ, входящих в состав смазочных масел, можно разделить на две группы: полярные (активные) и неполярные.

Первые из них под влиянием молекулярного поля твердого тела образуют структурнограничную пленку. Вторые значительно слабее взаимодействуют с поверхностью твердого тела.

Смазочные (минеральные) масла состоят в основном из смеси углеводородов и полярных продуктов их окисления. Рентгеновский метод и метод электронной дифракции позволяют изучить структуру пленок, находящихся на поверхности твердого тела.

Структура граничного смазочного слоя определяется физико-механическими свойствами образующих его молекул, природой и состоянием твердой поверхности. Молекулы должны ориентироваться на поверхности так, чтобы их конфигурация соответствовала устойчивому равновесию. При этом возможна как нормальная, так и касательная ориентация. Нормальная ориентация характерна для полярных молекул, несущих на концах разные группы атомов (например, жирные кислоты). При этом ориентация первого молекулярного слоя противоположна ориентации его следующего слоя. Касательная ориентация свойственна молекулам, имеющим на концах одинаковые группы атомов (например, эфиры). Такой ориентированный кристаллоподобный слой состоит из нескольких рядов молекул. Толщина граничного слоя составляет величину порядка  $200 \text{ \AA}$  [41].

Представление о правильном слоистом пластинчатом строении граничного слоя смазки применительно к реальному металлу является лишь идеализированной схемой.

Опыты с пленками органических кислот (миристиновой и стеариновой), нанесенными на поверхность стали, показали, что при определенной температуре и давлении существует критическая толщина пленки  $h_c$ , ниже которой скольжения между молекулярными рядами не будет. Это обстоятельство указывает, что поверхностные слои смазки на металле обладают особыми физическими свойствами, отличными от объемных свойств смазки. Слои с толщинами ниже критической способны выдерживать большие нормальные давления, не выходя за пределы упругости.

Такие особые свойства граничного слоя А. С. Ахматов [1] называет свойствами квазитвердого тела.

В результате химической реакции кислоты с металлом, которая, как указывает Боуден, протекает с участием окисной пленки (для меди, кадмия, цинка), образуются металлические мыла, являющиеся эффективными смазками.

Граничные слои образуются также и из твердых смазок. Они имеют главным образом слоисто-решетчатую структуру; это — слюда, глина, графит и молибденит, чешуйки которых адсорбируются на поверхностях трения. Обычно предполагают, что слоисто-решетчатые кристаллы находятся в свободном соприкосновении. Однако эта точка зрения опровергается тем фактом, что слои слоисто-решетчатых кристаллов могут быть отделены один от другого только путем расщепления.

Поверхности, только что полученные расщеплением на воздухе, будут прочно сцепляться, если их соединить вместе, и не могут быть отделены при попытке разорвать связи одновременно. Однако они теряют это свойство при длительном воздействии воздуха или при кратковременном погружении в воду или жидкую смазку. Финч объясняет это образованием у слоисто-решетчатых расщепляющихся поверхностей адсорбционных слоев.

Под действием касательной и нормальной нагрузок граничные слои смазки должны проявлять способность к легчайшим тангенциальным скольжениям и высокому сопротивлению сжатию.

### **§ 3. ИЗМЕНЕНИЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРЕНИЯ ПОД ВЗАИМОДЕЙСТВИЕМ СМАЗКИ**

Условия и виды заедания при трении закаленной стали в углеводородных смазочных средах, как показали Ю. Я. Подольский, И. В. Корепова и Г. В. Виноградов, в огромной мере зависят от процессов сопряженного окисления металлов и углеводородных смазочных сред. Молекулярный кислород и продукты окисления углеводородов, взаимодействуя при трении со свежесоблаженными поверхностями металла, образуют окисные слои, создающие положительный градиент механических свойств, что резко повышает несущую способность фрикционного сопряжения.

Отличительной особенностью аппаратуры для оценки смазок [22], применяемой Г. В. Виноградовым [7], является возможность проведения экспериментов в контролируемой газовой среде при широком диапазоне изменения скоростей скольжения, тогда как в большинстве маслоиспытательных машин переменной является только нагрузка.

Значительные изменения поверхностей трения достигаются введением в масла различных присадок. По классификации, предлагаемой И. Э. Виноградовой [10], присадки разделяются на антифрикционные, противозадирные и противоизносные.

В качестве антифрикционных присадок в настоящее время применяются: животные или растительные жиры и жирные кислоты, а также органические соединения серы, соединения, содержащие галогены (главным образом хлор); соединения фосфора,

азота; различные соединения металлов (например, свинцовые мыла, окисные и сернистые соединения молибдена, сернистые соединения вольфрама, органические соединения цинка, коллоидное железо и др.).

Соединения, содержащие несколько активных элементов в одной молекуле (серу, хлор и др.), являются противозадирными. Для этой цели эффективными оказываются неорганические соединения металлов: свинца, меди, кальция, натрия, алюминия, лития, цинка, сурьмы, висмута, молибдена, вольфрама, титана, кобальта и железа в коллоидном состоянии.

В качестве противоизносных присадок наиболее эффективны биметаллические соли диалкилдитиофосфорных кислот (соли бария и цинка).

#### **§ 4. О МЕХАНИЗМЕ СМАЗОЧНОГО ДЕЙСТВИЯ И КРИТЕРИЯХ СМАЗОЧНОЙ СПОСОБНОСТИ**

Наиболее ранние работы по механизму смазочного действия, выполненные Гарди, связывали смазочное действие с адсорбцией молекул жирных кислот на поверхность твердых тел. При этом, чем длиннее молекулярная цепь, тем эффективнее смазочное действие. На рис. 170 показаны экспериментальные данные зависимости коэффициента трения от молекулярного веса смазки. Эти представления относили к углеводородным соединениям и спиртам. Bowden и Tabor [42] показали, что смазочное действие обусловлено не только длиной цепи молекул. Короткие молекулы, например алкаламинов, дают небольшие коэффициенты трения, тогда как соединения фтора, имеющие такую же длину молекул, дают большие значения коэффициента трения. Новую область представляют собой исследования механизма смазочного действия полимеров.

Tabor и Winey [56] в результате изучения смазочного действия силиконовых соединений установили, что смазочная способность силиконовых соединений зависит от вязкости и не определяется физико-химическими связями между силиконом и металлами. Молекулы смазки располагаются горизонтально, не образуя ворса, нормального к поверхности, в связи с этим смазка может рассматриваться как гидродинамическая в тонком слое. В этом случае наиболее важными характеристиками являются вязкость и ее изменение от температуры и давления, а также сопротивление на срез.

Они предлагают следующий критерий характеристики смазочной способности:

$$\Phi = \frac{v \mu R}{N},$$

где  $v$  — скорость скольжения;

$\mu$  — коэффициент внутреннего трения;

$R$  — радиус ползуна;

$N$  — нагрузка.

На рис. 171 показана зависимость коэффициента трения от этого критерия. Изменение вязкости с нагрузкой представлено на рис. 172.

В. С. Щедров [35] аналитически описал взаимодействие твердой поверхности с граничной пленкой. В. С. Щедров сопоставляет прочность граничной пленки с силой, интенсивностью и про-



Рис. 171. Зависимость коэффициента трения от безразмерного параметра  $\Phi$  при скольжении индентора из мягкой и твердой стали по мягкой стали

тяженностью молекулярного поля, образованного твердым телом. Он полагает, что прочность пленки данной поверхности будет различна, когда эта поверхность изолирована или соприкасается с другой твердой поверхностью.

В. С. Щедров, рассматривая поверхности волнистыми и шероховатыми, учитывает неравноценные условия адсорбирующих центров. Он полагает, что плотности адсорбирующих слоев являются функциями глубины слоя. Решение задачи сводится к системе интегральных уравнений Фредгольма. В результате решения В. С. Щедров устанавливает, что прочность пленки характеризуется параметром  $f_2$ , определяющим молекулярные свойства граничной пленки, и параметрами  $f_1$  и  $f_3$ , характеризующими свойства твердых поверхностей. Эти параметры зависят не только от материала контактирующих тел и физического состояния поверхностей, но и от температуры.

Наилучшими противозадирными качествами будут обладать те фрикционные пары, для которых при фиксированном значении  $f_2$  разность  $f_2 - f_1$  и  $f_2 - f_3$  будут возможно больше, а суммы  $f_2 + f_1$  и  $f_2 + f_3$  — возможно меньше.

В ряде других случаев при оценке смазочной способности решающими являются химические взаимодействия, подплавление или деструкция материала. Так, F. G. Rounds [55], применяя рентгеновскую флуоресценцию для изучения различных поверхностно активных присадок к маслам при работе подшипников, показал, что толщина масляной пленки зависит от концентрации поверхностно активных добавок и что большинство взаимодействий поверхностно активных добавок в основном носит скорее химический, чем адсорбционный характер.

Г. И. Фукс [37], придерживаясь молекулярно-механической теории для случая, когда смазка не оказывает химического действия на поверхность, силу трения выражает следующим образом:

$$T = \alpha A_a \sigma_{\tau\alpha} + \beta A_a \sigma_{\tau m} + \gamma A_a \sigma_{\tau n},$$

где  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  — доли реальных площадей контакта, на которых соответственно реализуется сдвиг самих выступов поверхности;

$\sigma_{\tau\alpha}$ ,  $\sigma_{\tau m}$ ,  $\sigma_{\tau n}$  — прочности на сдвиг соответственно материала, в мономолекулярном слое смазки, в полимолекулярном граничном слое.

Г. И. Фукс считает, что последняя составляющая имеет ничтожное значение для силы трения. Для снижения трения он предлагает снижать  $\sigma_{\tau\alpha}$  путем нанесения на поверхность трения тонких слоев мягких металлов, т. е., согласно нашим представлениям, путем увеличения положительного градиента механических свойств.

Эффективность такого приема иллюстрируется табл. 42.

Зависимость коэффициента трения от толщины мягкого металлического покрытия изображена на рис. 173. Она находится

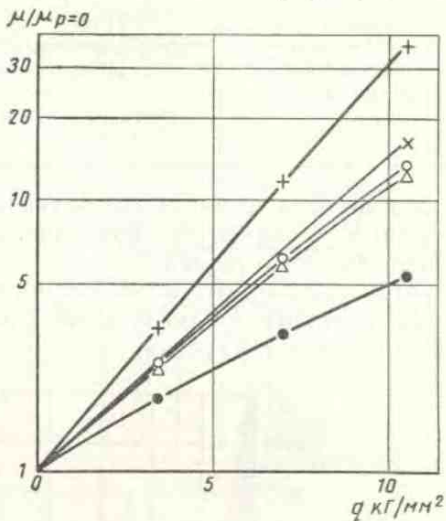


Рис. 172. Зависимость относительной вязкости  $\mu/\mu_{p=0}$  от давления для некоторых типов смазок:

- 1 — LVI (минеральное масло,  $\mu = 505$  сП);  
 2 — HVI (минеральное масло,  $\mu = 335$  сП);  
 3 — флуорсиликоновое,  $\mu = 383$  сП; 4 — флуорорсиликоновое,  $\mu = 1230$  сП; 5 — диметилсиликоновое ( $\mu = 341$  сП)

## Влияние поверхностно активных веществ на коэффициент трения

Контртело	Смазочная жидкость	Жидкость		Кадмированная сталь	
		без ПАВ	с ПАВ	Жидкость без ПАВ	Жидкость с ПАВ
Сталь У10А То же Сплав ВК-6 Лейкосапфир »	НПФ	0,15	0,10	0,29	0,04
	Фторуглеродная	0,18	0,09	0,22	0,03
	НПФ	0,13	0,11	0,25	0,05
	»	0,11	0,10	0,30	0,04
	Полисилоксановая ПМС-30	0,32	0,18	0,35	0,01

в соответствии с данными, полученными ранее Боуденом и Тейбором. Как видим, твердые смазки подчиняются той же закономерности, что и жидкие.

При жестких режимах трения ретинакса по металлу наблюдалась деструкция материала. Это обеспечило отсутствие задиров поверхностей трения.

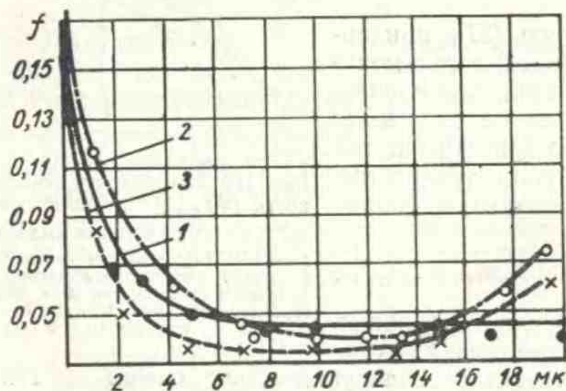


Рис. 173. Зависимость установившегося коэффициента трения стали (скорость сдвига 0,54 см/сек) при двухслойной смазке от толщины мягкого металла. Жидкая смазка — раствор ПАВ в полиэтилсилоксановой жидкости:

1 — покрытие кадмием,  $q_a = 213 \text{ кг/см}^2$ ; 2 — то же,  $q_a = 103 \text{ кг/мм}^2$ ; 3 — покрытие индием,  $q_a = 89 \text{ кг/мм}^2$

Практически возможны комбинации химического взаимодействия, подплавления и деструкции материалов, что усложняет оценку смазочной способности различных веществ.

Исследования Г. И. Фукса [37] по проверке влияния молекулярного веса смазки на коэффициент трения показали, что ос-



новой характеристикой, определяющей механические свойства граничных слоев смазки, является толщина слоя смазки, оставшаяся в зазоре при приложении сжимающего усилия.

На рис. 174 показаны экспериментальные данные по сопротивлению на сдвиг различных смазок в зависимости от толщины слоя смазки. Как видим, с утончением смазки сопротивление на сдвиг возрастает. При постоянной толщине смазки коэффициент трения практически остается постоянным (рис. 175). Так как с увеличением нагрузки толщина слоя уменьшается, то коэффициент трения подчиняется уравнению Б. В. Дерягина.

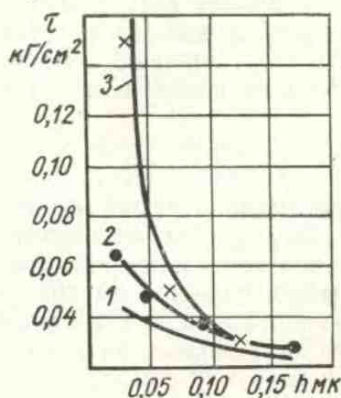


Рис. 174. Зависимость сопротивления сдвигу остаточного слоя растворов жирных кислот в углеводородных жидкостях от его толщины:

- 1 — 0,05% HSt в изооктане;  
2 — 0,05%  $C_{17}H_{33}COOH$  в изооктане;  
3 — 0,01% HPaI в НПФ

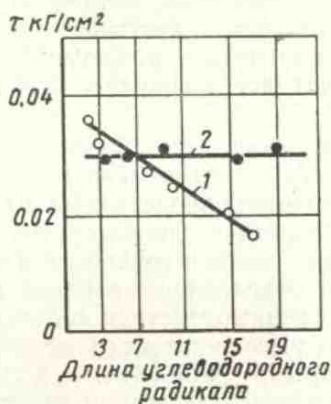


Рис. 175. Зависимость сопротивления сдвигу полимолекулярного граничного слоя раствора жирной кислоты в НПФ ( $\sigma_n = 4 \text{ кг/см}^2$ ; 0,1%) от длины углеводородного радикала при постоянных:

- 1 — контактном давлении; 2 — толщине слоя

На рис. 175 представлены данные по зависимости коэффициента трения от молекулярного веса смазки (при постоянном контактном давлении) и при постоянной толщине слоя. Как видим, при постоянной толщине слоя коэффициент трения не зависит от молекулярного веса смазки. Этот новый важный результат объясняет ряд противоречий, которые имели место при установлении зависимости эффективности смазки от ее молекулярного веса.

Boyd и Robertson [43], исследуя зависимость напряжения на сдвиг от толщины смазки, получили, что при толщине смазки менее 40 мк сопротивление на сдвиг резко возрастает с уменьшением толщины слоя смазки (по экспоненте).

В последнее время начинают находить применение твердые слоистые смазки. Полагают, что благодаря пластинчатому

стрессу обеспечивается локализация деформации в тонком поверхностном слое. Очевидно, что, кроме пластинчатого строения, существенно, чтобы прочность поперечных связей была бы достаточно мала. Например, у графита это имеет место только при наличии на поверхности адсорбированных пленок влаги. Однако окончательно механизм легкого скольжения таких веществ, как дисульфид молибдена, нитрид бора и др., до конца не выяснен, так же как механизм смазочного действия фторопласта. Обычно незначительный коэффициент трения фторопласта связывают с малой адгезионной способностью материала. Вероятно, это не лишено оснований, потому что адгезионная составляющая трения для фторопласта весьма мала, тогда как деформационная весьма значительна. Возможно, что по отношению к фторопласту имеет место подплавление материала или явление трибокрекинга.

\* \*  
\*

По нашим представлениям эффективность смазочного действия вследствие двойственной молекулярно-механической или, как мы теперь говорим, адгезионно-деформационной природы трения обусловлена, с одной стороны, понижением сил адгезионного взаимодействия соответственно прочности мостиков связи, что уменьшает тангенциальные напряжения, развивающиеся в деформируемом объеме, а также величину самого деформируемого объема. С другой стороны, она связана с понижением сопротивления упругому или пластическому оттеснению или, наконец, разрушению тонкого поверхностного слоя (это зависит от вида нарушения фрикционной связи) и предельной его локализации, т. е. увеличения градиента механических свойств.

Исходя из развиваемой нами концепции для осуществления внешнего трения, необходимо не переходить порога внешнего трения. Это определяется уравнениями (III.35) и (III.36). Очевидно, существенным является минимальное отношение  $\frac{\tau}{\sigma_s}$  и  $\frac{h}{R}$ , т. е. отношение тангенциальной прочности адгезионного шва к пределу текучести основы должно быть минимальным; отношение глубины внедрения (оно определяется нагрузкой, механическими свойствами, распределениями неровностей по высоте) к радиусу кривизны единичного выступа тоже должно быть минимальным.

Таким образом, сохранение условий внешнего трения можно оценить безразмерным соотношением  $\frac{h\tau}{R\sigma_s}$ , т. е., чем тверже подложка и менее прочна пленка, чем глаже поверхность и меньше величина нагрузки ( $h$  — зависит от нагрузки; в зоне малых нагрузок  $h \sim q_c^{1/2}$ , при больших нагрузках  $h \sim q_c$ ), чем оно меньше, тем надежнее осуществляется условие внешнего трения.

Эффективность смазочного действия следует оценивать по величине коэффициента трения. Коэффициент трения определяется следующим выражением:

$$f = f_{ад} + f_{эф} = \frac{\tau_0}{q_r} + \beta + K \sqrt{\frac{h}{R}};$$

для пластического контакта

$$K_1 \sqrt{\frac{h}{R}} = 0,4 \sqrt{\frac{h_{\max}}{R} \left( \frac{2q_c}{b \cdot HB} \right)^{1/2v}}$$

Соответственно при пластическом контакте

$$f \approx \frac{\tau_0}{HB} + \beta + 0,4 \left( \frac{h_{\max}}{R} \right)^{1/2} \left( \frac{q_c}{b \cdot HB} \right)^{1/2v}$$

При упругом контакте для материалов с высоким модулем упругости деформационная составляющая невелика, ею можно пренебречь, однако приходится учитывать изменение контурного давления на контакте.

Коэффициент трения при упругом контакте можно представить следующей формулой для адгезионной составляющей, полагая  $v=3$ ,  $b=5$ :

$$f_{ад} = \left( \frac{R}{h_{\max}} \right)^{2/3} \frac{3\tau_0}{q_c^{1/3} E^{2/3}} + \beta.$$

Как видим, адгезионная составляющая в условиях упругого контакта определяется отношением тангенциальной прочности адгезионной связи к модулю упругости и гладкостью поверхности в условиях пластического контакта — отношением тангенциальной прочности к твердости. Деформационная составляющая зависит от шероховатости  $\left( \frac{h_{\max}}{R} \right)^{1/2}$  и отношения контурного давления к твердости.

Роль смазочной пленки выражается в основном во влиянии ее на  $\tau_0$  и  $\beta$ , а соответственно на изменение  $h_{\max}$  и  $R$ , тогда как  $HB$  и  $E$  от свойств пленки зависят мало. Особенностью предлагаемой нами оценки является включение в нее свойств самих поверхностей. Так как по величине  $\beta$  имеется малое число экспериментальных данных, то приведем для иллюстрации их значения для некоторых случаев:

**Значение  $\beta$  для различных пар трения**  
(по Ю. П. Топорову)

Фторопласт — сталь ШХ-15 . . . . .	0,02
Резина — сталь ШХ-15 . . . . .	0,15
Полиэтилен — сталь ШХ-15 . . . . .	0,04
Полиэтилен — стальные опилки по стали . . . . .	0,08
Стекло по стали, при монослое олеиновой кистлоты . . . . .	0,08

Из сказанного следует, что смазочное действие обусловлено не только свойствами внесенной извне смазки, но и взаимодействием ее с поверхностью твердого тела и твердых поверхностей между собой.

Первые же представления о механизме смазочного действия исходили из того, что сама смазка, разделяющая две поверхности, должна быть малопрочна на сдвиг, теплостойка и иметь прочные связи с твердым телом. Эти представления, игнорировавшие деформирование и изменения самого твердого тела, подложки, на которой расположена смазка, и изменение самой смазки для современных машин и механизмов, оказываются несостоятельными.

Теперь четко выявляется, что даже при идеальной граничной смазке при не очень малых нагрузках возникающая сила трения обусловлена не начальным сопротивлением срезу тонких слоев смазки  $\tau_0$ , а пьезокоэффициентом смазки  $\beta$  в двучленном уравнении (VI. 54) и сопротивлением деформации лежащего под смазкой металла.

Трудность создания эффективной смазки связана с тем, что понижение прочности приповерхностного слоя не должно приводить к повышению износа и увеличению работы деформации поверхностного слоя, иначе возрастает деформационная составляющая трения.

Для повышения износостойкости необходима максимальная стойкость поверхностного слоя, т. е. способность выдерживать многократные деформации без разрушения.

Выполнение этих двух требований — основная трудность, стоящая перед специалистами в области создания смазок. Применение принципа максимальной податливости к тонкому поверхностному слою, оказывающемуся эффективным для повышения износостойкости, приведет к повышению деформации составляющей трения.

Лучшей является смазка, имеющая минимальную прочность приповерхностного слоя на сдвиг. Это может осуществляться различными путями, а именно:

- 1) разделением двух твердых тел путем введения промежуточного тела с малой прочностью на сдвиг; это разделение может быть реализовано за счет гидродинамического режима в тонком поверхностном слое, при создании избыточного давления (газовые подшипники, гидростатические подшипники), а также введением твердых, имеющих малое сопротивление сдвигу, веществ, легко прилипающих к трущимся поверхностям;

- 2) адсорбционными и хемосорбционными процессами, понижающими прочность поверхностного слоя;

- 3) подплавлением приповерхностного слоя;

- 4) образованием химических соединений, имеющих пониженную прочность;

5) деструкцией материала, сопровождающейся потерей его прочности — так называемое явление трибо-крекинга. Эта деструкция может осуществляться в результате действия температуры, нагрузки, физического воздействия (облучения), химического взаимодействия и др.

В реальных условиях имеет место сочетание этих факторов.

Подвергая поверхностные слои трущихся тел воздействию  $\gamma$ -лучей, протонов, электронов, можно влиять на смазочное действие, точнее на адгезионную составляющую силы трения. Поэтому самым эффективным для создания минимального трения является путь предельной локализации зоны деформирования при минимальной прочности на сдвиг. Наиболее хорошо это выполняют тонкие слои жидкой смазки и сухие смазки — твердые тела, имеющие малое сопротивление на сдвиг. При необходимости создания значительного трения целесообразно увеличивать деформативную зону и реализовать достаточную прочность на сдвиг промежуточной пленки. Увеличение прочности пленки и глубина деформативной зоны лимитируются порогом внешнего трения.

### **Лабораторные методы оценки смазочной способности**

Трудность учета всего комплекса факторов, определяющих служебные свойства смазок, привело к созданию большого количества различных испытательных машин.

К сожалению, большинство из них позволяет производить лишь сравнительную оценку в условиях, характерных для данной испытательной машины, и далеко не всегда позволяет судить о поведении смазки в различных реальных конструкциях. Характеристика основных маслоиспытательных машин, получивших распространение во многих странах мира, приведена в табл. 43, составленной Ю. А. Розенбергом [31].

Существует несколько вариантов оценки смазочной способности на четырехшариковой машине. Например, В. А. Листов [24] оценивает смазочную способность по падению давления на контакте в зависимости от нагрузки на шарик. Blok [38] предлагает оценивать смазку по величине нагрузки (прилагаемой до пуска двигателя), при которой произойдет заедание через 2,5 сек. Эта нагрузка устанавливается подбором.

Voerlage и Blok [40] пользуются методом выбега; для этого четырехшариковая машина видоизменяется в так называемый четырехшариковый волчок.

Существенным недостатком этой машины является трудность изготовления шариков. Поэтому все испытания обычно ограничиваются испытанием смазок на поверхностях из стали ШХ15.

От этого недостатка свободна четырехроликовая машина конструкции ЦНИИТМАШа (рис. 176). На этой машине в ста-

### Характеристика простых маслоиспытательных

Машина	Форма поверхностей трения	Характер трения	Испытуемые детали	
			Материал	Твердость
Четырех-шариковая	Сфера	Скольжение (или качение)	Хромистая сталь подшипниковая	$HRC 63^{\pm 3}$
Тимкен	Кольцо-брусок	Скольжение	Никельмолибденовая сталь SAE4620 (США) или хромистая сталь подшипниковая (Англия)	$HRC 61^{\pm 1}$
Альфа	Как у машины Тимкен	»	Кольцо — подшипниковая оталь	Кольцо $HRC 58-63$ ; Брусок $HRC 55-60$
Фалекс	Цилиндрическая (внутреннее касание)	»	Ролик — хромо-никелевая сталь SAE 3135; колодки — никелевая сталь SAE 2320	Ролик HB 165; колодки — нагартованная сталь
Олмен	Цилиндрическая (внутреннее касание)	»	Никелевая сталь SAE 2315	Незакаленная сталь
Олмен-Виланд			Сталь	Ролик HB 200; колодки HB 210
SAE	Цилиндрическая (внешнее касание)	Качение со скольжением	Как кольцо машины Тимкен	

\* Применяется также 500 и 1000 об/мин при  $i = 1 : 14,6$ .

\*\* Удельное давление рассчитано на единицу площади продольного диаметрального

Примечания.  $P_{\max}$  — наибольшая нагрузка (нормальная сила на поверхностях)  
 $\pi_{\text{нагр}}$  — интенсивность нагружения машины в %  $P_{\max}$  в сек.

## машин трения и условий испытания на них

Размеры в мм	Испытуемое масло		Параметры машины		
	Количество на одно испытание в см <sup>3</sup>	Начальная температура в °С	Мощность двигателя в кет	Нормальная сила на поверхностях трения в кг	Скорость вращения шпинделя в об/мин
Шары $D = 12,7$	150—200	Комнатная	1,1	(800 или 1200) × × 0,408	1420—1500
Кольцо $D = 49,2$ ; $l = 12,7$ ; брусок $12,7 \times 12,7 \times 19$	2000	38	1,5	476	800
Кольцо $D = 34,9$ ; брусок $6,4 \times 15,8 \times 10,2$	—	Комнатная	0,2	286	36, 72 и 120
Ролик $D = 6,35$ ; колодки $D = 12,7$ , $\angle 90^\circ$	60	100	0,2	4 раза по 1020	290
Ролик $D_R = 6,350$ ; $l = 12,7$ ; колодки $D_{ан} = 6,515$	25	Комнатная	< 1	845 1500	600 200
Как кольцо машины Тимкен	150	»	7,4	2720	750*

сечения ролика под колодкой (т. е. расчет не по Герцу).  
трения) в кг.

Параметры испытаний		Методика испытаний			
Наибольшее среднее удельное давление на поверхностях трения по Герцу в $\text{кг/см}^2$	Скорость скольжения в $\text{м/сек}$	Производится ли после каждого опыта смена		Наличие пауз между опытами	
		испытательных деталей	масла		
62 900 при наибольшей осевой нагрузке 800 $\text{кг}$ или 72 100 при наибольшей осевой нагрузке 1200 $\text{кг}$	0,58	Порядок приложения нагрузки*		Продолжительность опыта	
		Да	Да	10 сек или 1 мин	
		До запуска машины и остается постоянной в течение опыта			Есть
5130	2,05	После запуска машины вручную или автоматически при $\tau_{\text{загр}} = 2,9\% P_{\text{макс}}$ в сек и остается постоянной в течение опыта		10 мин	
		Да	Нет	Есть	
10 000	0,07; 0,13 и 0,22	Вручную и остается постоянной в течение опыта		—	
		Нет	Нет	—	
4 раза по 20 700	0,10	После запуска машины вручную или автоматически при $\tau_{\text{загр}} = 0,37\% P_{\text{макс}}$ и увеличивается тремя ступенями без остановки машины		3,1 и 10 мин	
		Нет	Нет	Нет	
1050**	0,20	Вручную после запуска машины и увеличивается равными ступенями без остановки машины до наступления задиранья		10 сек	
		Нет	Нет	Нет	
1860**	0,07	До запуска машины в размере 2,5—3,3% $P_{\text{макс}}$ и увеличивается после запуска машины автоматически при $\tau_{\text{загр}} = 1,4\% P_{\text{макс}}$ до наступления задиранья		$\leq 1,2$ мин (все испытание)	
		Нет	Нет	Нет	
17 300	1,80 при $i = 1 : 14,6$				



нине 1 установлен торсион 2, по углу закручивания которого определяется момент. Роликовые образцы 6 расположены в чашке 7, которая наполняется смазкой. Они крепятся в обойме 5.

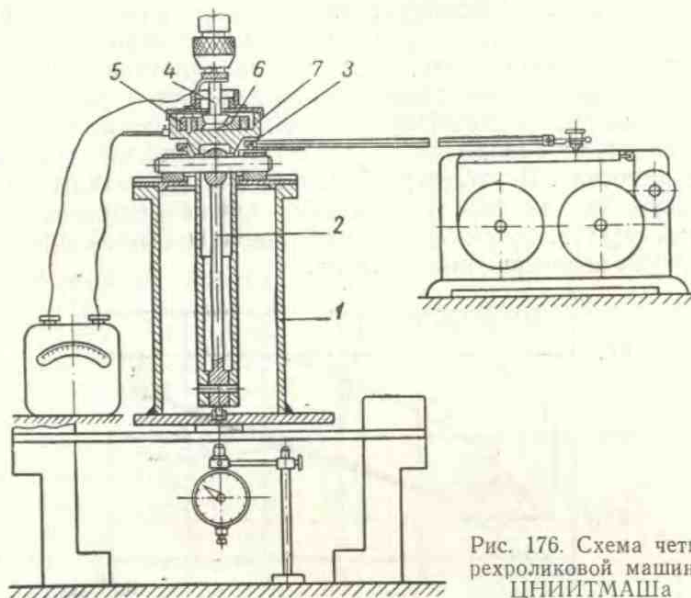


Рис. 176. Схема четырехроликовой машины ЦНИИТМАШа

Вращающийся конический роликовый образец 4 устанавливается в патрон, помещенный в шпиндель сверлильного станка. Момент трения измеряется самописцем 3. Нагрузка фиксируется индикатором.

В образцах устанавливаются термомпары. На этой установке можно испытывать не только масла, но и различные материалы, так как роликовые образцы легко изготовить в лабораторных условиях.

Преимуществом этой методики является то, что испытания могут быть осуществлены на любом сверлильном станке. При испытании шпиндель с коническим роликом приводится во вращение до заданного числа оборотов, затем производится нагрузка (в течение 5 сек при 600 об/мин шпинделя). Во время опыта фиксируется коэффициент трения и отмечается температура через 5 сек, и если произошло заедание, то в момент заедания после каждого испытания замеряется диаметр пятна касания на нижних роликовых образцах. Среднее из измерений пятен касания на трех роликах (каждое измерение производится в двух направлениях) наносится на диаграмму.

## § 5. НЕКОТОРЫЕ СВОЙСТВА МАСЛЯНОЙ ПЛЕНКИ

Одной из характеристик жидкой пленки смазки является маслянистость. Под маслянистостью понимается комплекс свойств, характеризующих поведение тонкого граничного слоя смазки при трении. Маслянистость в основном определяет величину коэффициента трения. Чем меньше коэффициент трения, тем лучше и маслянистость. Ясно, что маслянистость может быть оценена только применительно к паре трения и разделяющему их слою смазки. Hardy [50] отмечал, что на трение влияют не только свойства смазки, но и свойства материала, на который смазка нанесена. В работах Kingsbury [52] указывается на маслянистость, как на свойство смазки, когда имеются неблагоприятные условия для образования клина масляной пленки, т. е. имеет место несовершенная смазка.

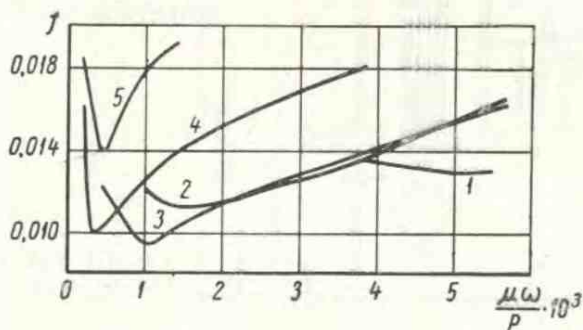


Рис. 177. Коэффициент трения в зависимости от критерия Герси по опытам Рамайма и Ильющинной:  
 1 — брайтсток; 2 — брайтсток + 25% керосина; 3 — брайтсток + 50% керосина; 4 — брайтсток + 75% керосина; 5 — керосин

Под маслянистостью понимается термин, означающий разницу в трении, большую, чем разница в трении, объяснимая вязкостью, при сравнении различных смазочных масел в идентичных условиях.

Капитальные исследования маслянистости проведены Б. В. Дерягиным и его учениками [17, 18]. Установлена адсорбционная природа маслянистости. Существенное влияние объемных свойств нижележащей поверхности установил Forester [48].

Герси предлагает оценивать маслянистость по коэффициенту трения. Однако само значение коэффициента трения для одной и той же смазки значительно изменяется, что видно из рис. 177.

Приведем шкалу маслянистости (рис. 178), которую составили Fogg и Hunwicks [47]. Б. В. Дерягин и Е. Ф. Пичугин [15]

предложили оценивать маслянистость посредством профилометра, которым последовательно оценивается шероховатость сухой и слабо смазанной поверхностей (рис. 179).

Разность

$$\Delta = H_{ск} - H'_{ск},$$

где  $H_{ск}$  — шероховатость смазанной поверхности (среднее квадратическое отклонение неровностей);

$H'_{ск}$  — шероховатость несмазанной поверхности.

Эта разность, увеличенная в 100 раз ( $100 \Delta$ ), называется индексом маслянистости.

Исследования [16] показали, что индекс маслянистости не зависит от вязкости смазки. Маслянистость зависит от продолжительности пребывания смазочной пленки на поверхности, а также от химического состава смазки.

С увеличением концентрации полярных молекул, а также ароматических углеводородов индекс маслянистости возрастает.

Другим относительным критерием маслянистости следует считать критерий Н. Н. Захаваевой [20], являющийся отношением величины  $A$  — разности работ сил трения при несмазанных и смазанных поверхностях за время, необходимое для истирания пленки толщиной  $h$ , к толщине этой пленки. Как показали другие данные, полученные на лабораторных установках, оценки маслянистости по методу Захаваевой дает удовлетворительные результаты.

Граничный смазочный слой обладает резко выраженными реологическими свойствами. Например, известно существенное влияние латентного периода на коэффициент граничного трения, который увеличивается во времени. В исследованиях Hardy и

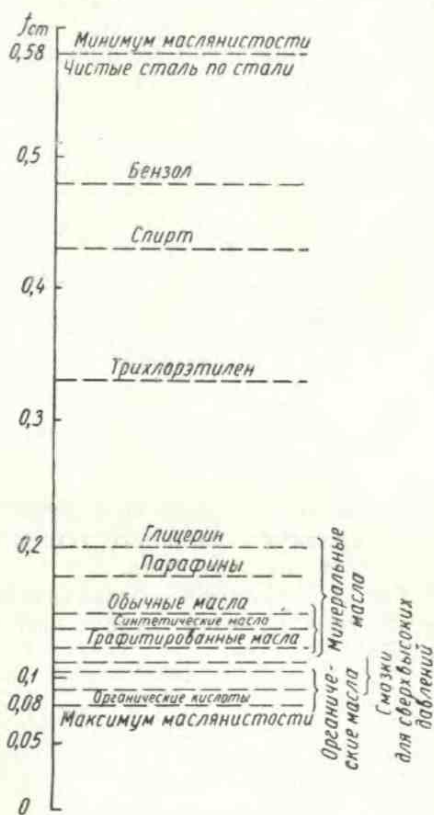


Рис. 178. Шкала маслянистости

Віркумшав [50] показано, що латентний період залежить від фактичного тиску і різко зменшується при великих тисках. Тому для плоскостей — часи. Так, наприклад, Гарді і Біркмшоу вказують, що при експериментуванні з трьома ніжками діаметром кожної 3 мм при навантаженні 20,4 Г коефіцієнт тертя змінювався від 0,11 після 1 мин контакту до 0,338 через 8 ч.

По їх уявленнях, таке зростання обумовлено тим, що плоскість падає крізь шар рідини, шар утоньшується і

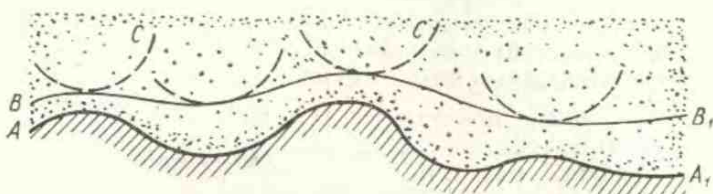


Рис. 179. Схема застосування шупового профілометра при визначенні маслянистості

спротивлення тертю зростає внаслідок того, що в тонких шарах молекули рідини втрачають свою рухливість під дією поля твердого тіла.

Гарді пропонує користуватися наступними формулами для визначення часу, необхідного для переміщення плоского диска:

$$t = \frac{3}{4} \frac{\pi \eta a^4}{mg} \left( \frac{1}{h_2^2} - \frac{1}{h_1^2} \right),$$

де  $\eta$  — в'язкість;  
 $a$  — радіус диска;  
 $h_2$  і  $h_1$  — висоти;  
 для сфери:

$$t = \frac{6\pi\eta R^2}{mg} \ln \frac{h_1}{h_2}.$$

На рис. 180 наведені експериментальні дані, які отримав Л. М. Тіхвінський [57], по збільшенню коефіцієнта тертя в залежності від часу касання для підшипника діаметром 150 мм, довжиною 200 мм при навантаженні 120 кг/см<sup>2</sup>.

Важливою є оцінка захисної ролі масляної плівки. По суті така оцінка представляє собою складну задачу, так як смазка вступає в хімічне і фізичне взаємодія з деформованим металом і в зоні касання протікають дуже складні процеси. При м'яких режимах тертя процесами в деформативній зоні можна нехувати, тому раніше значуще увагу приділяли оцінці міцності самої

пленки. Исследования проводились главным образом в статических условиях, что неверно, так Б. В. Дерягин и Н. А. Кротова [19] на примере оценки адгезионной прочности пленки показывают, что адгезионная прочность в значительной степени зависит от скорости приложения нагрузки. Применительно к трению и износу существенно характеристика адгезионной прочности при достаточно больших скоростях приложения нагрузки. Опыты Б. В. Дерягина и Н. А. Кротовой, проведенные ими на специально сконструированных приборах для определения адгезии при различных скоростях приложения нагрузки, показали на значительное влияние скорости на адгезионную прочность. При динамических испытаниях работа адгезии иногда возрастает в несколько раз, что видно из табл. 44 и 45. Это обстоятельство заставляет быть особенно внимательным к моделированию условий испытания прочности масляной пленки.

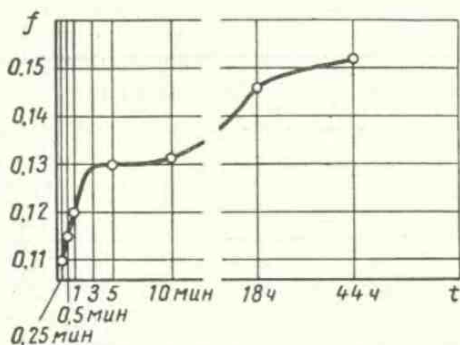


Рис. 180. Влияние латентного периода на коэффициент трения

Таблица 44  
Влияние вида испытания на адгезионную прочность в  $\text{эрг/см}^2$   
(по Б. В. Дерягину и Н. А. Кротовой)

Система	Метод	
	мантиника	краевого угла
Вода — стеариновая кислота . . . . .	2330	80,0
Парафин — вода . . .	138	43,7
Ртуть — стекло . . .	1270	118,0

Как показано в гл. III, трение должно сопровождаться образованием индентора материалом. В этом процессе участвуют пленка и тонкие слои контактирующих тел. Поэтому, наряду с пленкой, существенным является характер деформации прилежащих к пленке слоев металла, который позволяет определить начало заедания на поверхностях трения.

**Влияние скорости приложения нагрузки на адгезионную прочность**  
(по Б. В. Дерягину и Н. А. Кротовой)

Система	$v$ в см/сек	$W$ в эрг/см <sup>2</sup>
Вода — парафин	62	165
	112	534
Вода — стеариновая кислота	45,5	Отрыва нет
	112,0	
	129,0	
Ртуть — вода	36,9	600
	62,4	1270

Процесс заедания, как это установлено И. Э. Беккер [3], характеризуется тем, что в момент заедания коэффициент трения увеличивается и износ начинает возрастать настолько быстро, что приобретает лавинный характер.

#### § 6. ИЗНОС МАСЛЯНОЙ ПЛЕНКИ

Экспериментами Б. В. Дерягина, Н. Н. Захаваевой и др. [17] показано, что тонкая пленка смазки, нанесенная на поверхность, изнашивается так же, как любой другой материал. Для этой цели на испытуемую поверхность наносили заранее заданные по толщине слои смазки по методу, который разработали Blodgett и Langmuir [39, 53].

Дадим описание прибора для определения износа пленок, составленное авторами этой работы.

Диск 13 (рис. 181) приводился во вращение от двигателя 10 через коробку скоростей 9 и фрикцион 11. Скорость вращения диска могла определяться либо по числу оборотов двигателя и передаточным числам коробки скоростей и фрикциона, либо, более точно, с помощью тахометра. На диски плотно надевалось стальное кольцо 1 с ободками по краям. Верхняя плоскость кольца зеркально полировалась. В центре диска была укреплена с помощью кронштейна 4 ось 5, с обоих концов оканчивающаяся коническими острями, упирающимися в конические же (но с большим углом конуса) подпятники. Таким образом, ось могла вращаться с весьма малым и постоянным трением. Неподвижно с осью связывалось коромысло 7, в обоих концах которого с помощью специальных шарниров укреплялись ползунки 2.

Шарниры устроены так, что при поворотах коромысла 7 нижняя зеркально полированная поверхность размером около  $1 \text{ см}^2$  каждого ползунка 2 совпадала с верхней поверхностью кольца 1. На концы коромысла навешивались грузы 3. Зная расстояние от оси вращения 5 до центра тяжести грузов 3 и до оси ползунков 2, легко было рассчитать нагрузку на вращающуюся поверхность кольца 1. Прибор располагался на плите 12 и снабжался кожухом 6. Между приводом и прибором была установлена предохранительная муфта 8.

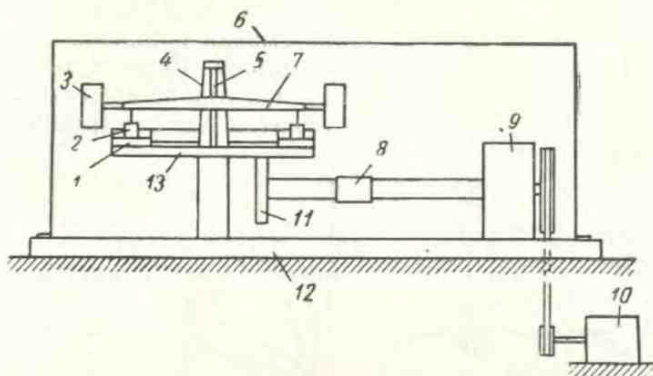


Рис. 181. Схема прибора для определения износа смазочной пленки

Исследуемая смазка наносилась в виде тонкого слоя на поверхность кольца 1 испарением из летучего растворителя. Чтобы получить слой смазки определенной толщины  $h$ , в летучем растворителе (бензол, пентан, петролейный эфир) растворялась смазка в количестве  $h s d$ , где  $s$  — площадь поверхности кольца 1,  $d$  — плотность смазки.

Чтобы ползунки сразу не сдирали слой смазки, края их слегка округлялись.

Диску сообщалось постоянное число оборотов, и по истечении времени, соответствующему резкому возрастанию коэффициента трения, судили о износостойкости.

Следует подчеркнуть, что величина коэффициента трения связана с интенсивностью износа лишь в пределах одного вида нарушения фрикционных связей, как это было нами показано в гл. V.

В данном случае возрастание коэффициента трения являлось лишь критерием, позволяющим оценивать разрушение масляной пленки.

На рис. 182 приведены результаты Б. В. Дерягина, показывающие изменение коэффициента трения во времени для слоев вазелинового масла различной толщины. Испытание производилось

при нагрузке 710 Г и скорости 450 см/сек. Как видим, по мере увеличения толщины слоя смазки время, в течение которого она выполняет свою защитную роль, возрастает. Эти результаты совпадают, как отмечает автор, с опытами, проведенными Лангмюром и Франком. Последние установили, что число проскальзываний при повторном перемещении в точности по своему следу тем больше, чем значительнее толщина нанесенного слоя. У Лангмюра и Франка критерием износа смазки является подъем коэффициента трения. Büche [44] показал, что различные по сортам смазки при одной и той же толщине смазки различно сопротивляются износу. Естественно предположить, что тонкие слои смазки ничем не отличаются от других материа-

люсов. Естественно предположить, что тонкие слои смазки ничем не отличаются от других материа-

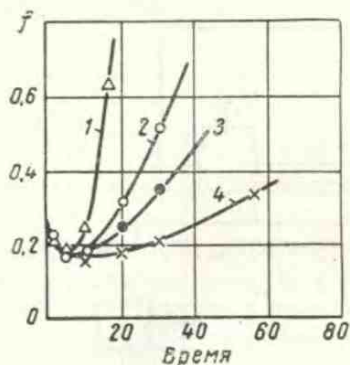


Рис. 182. Трибограммы, полученные для пленки толщиной в мк:

1 — 0,01; 2 — 0,03; 3 — 0,05; 4 — 0,10

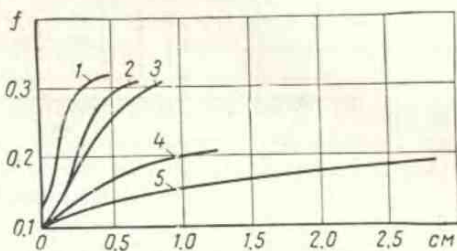


Рис. 183. Износ пленок стеариновой кислоты с количеством слоев:

1 — один; 2 — три; 3 — пять; 4 — девять; 5 — пятьдесят девять

лов и к ним могут быть приведены закономерности, рассмотренные нами выше.

Для иллюстрации вычислим величину интенсивности линейного износа для пленки вазелинового масла:

$$I_h = i_h \frac{A_r}{A_a}$$

Без большой погрешности в этих условиях можно считать, что  $A_r = A_a$ . Время, в течение которого изнасилась пленка толщиной 0,03 мк, составляет  $t = 8$  сек при скорости 450 см/сек,  $i \approx 8 \cdot 10^{-10} \approx 1 \cdot 10^{-9}$ .

Как видим, удельный износ пленки примерно на три порядка меньше, чем износ при упругом деформировании самого материала при отсутствии смазки.

В заключение приведем результаты опытов по износу пленок стеариновой кислоты, нанесенных на ползун из нержавеющей стали, которые выполняли Bowden и Tabor [41]. Эти результаты показаны на рис. 183. Как видим, путь трения пропорционален толщине нанесенной смазки.



## § 7. НЕКОТОРЫЕ СВОЙСТВА ТВЕРДЫХ СМАЗОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ

Коэффициент трения в зависимости от различных факторов для пленки твердых смазок или пленок, нанесенных самосмазывающимися материалами, изменяется так же, как и для пленок жидких смазок. Так, при увеличении нагрузки коэффициент трения переходит через минимум, причем падающая ветвь кривой выражена значительно ярче. Так же он ведет себя при увеличении температуры (в случае если действие температуры имеет обратимый характер).

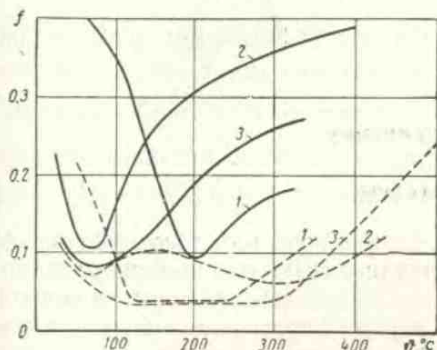


Рис. 184. Зависимость коэффициента трения от температуры для некоторых самосмазывающихся материалов при трении их по стали 2Х-13:

1 — АФ-Зам; 2 — аман-2; 3 — бронзовая металлокерамика с  $MoS_2$ ; сплошные линии — на воздухе; штриховые — в вакууме

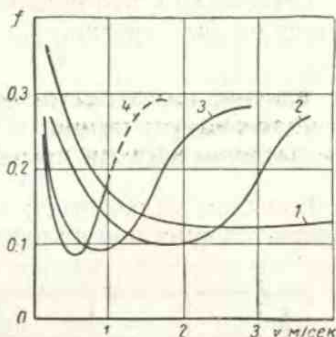


Рис. 185. Зависимость коэффициента трения от скорости для амана-2 при трении о сталь 2Х13 при удельном давлении  $q_c$  в  $кг/см^2$ :

1 — 1; 2 — 2; 3 — 4; 4 — 16

Зависимость коэффициента трения от  $\theta$  для трех самосмазывающихся материалов, содержащих различного вида связующие показана на рис. 184.

С увеличением шероховатости коэффициент трения также переходит через минимум [4]. Если смазка вступает в химическое взаимодействие с контртелом, то закономерность приобретает другой характер.

С увеличением скорости скольжения чаще всего коэффициент трения переходит через минимум для материалов, у которых слабо выражены реологические свойства, и переходит через максимум для высокоэластических материалов (резины). На рис. 185 изображен график зависимости коэффициента трения от скорости для материала аман.

Значительный интерес представляет использование эффекта понижения прочности твердого тела под воздействием металлических покрытий. Этот эффект установлен и детально изучен П. А. Ребиндером, В. И. Лихтманом, Е. Д. Щукиным и их со-

трудниками. Заключается он в том, что металлы под влиянием тонких покрытий жидких поверхностно-активных металлов снижают свою прочность на разрыв во много раз.

Этот эффект происходит в результате резкого снижения поверхностного натяжения на границе металл — жидкое покрытие: прочность тела приблизительно равна корню квадратному из поверхностного натяжения; это проявляется, например, для таких материалов:

Металл . . . . .	Кадмий	Цинк	Цинк	Медь	Сталь
Жидкое покрытие . . . . .	Олово	Олово	Ртуть	Висмут	Олово

Естественно, что снижение работы деформации должно сказаться на силе трения.

### § 8. ВЛИЯНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ И ДАВЛЕНИЯ НА КОЭФФИЦИЕНТ ТРЕНИЯ ПРИ НАЛИЧИИ ЖИДКОЙ ПЛЕНКИ СМАЗКИ

Большим количеством исследований установлено, что коэффициент трения при наличии пленки смазки с увеличением шероховатости при  $q = \text{const}$  переходит через минимум.

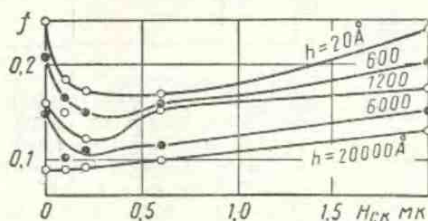


Рис. 186. Зависимость коэффициента трения от шероховатости в мк при различной расчетной толщине  $h$  слоя смазки (касторовое масло)

Такой же вид зависимости имеет место при увеличении давления (шероховатость постоянна).

Левая ветвь кривой характеризуется резким падением коэффициента трения, правая — вялым возрастанием. На рис. 186 приведены экспериментальные данные, характеризирующие изменение коэффициента трения при возрастании шероховатости при различной толщине смазочной пленки.

С. А. Суховым [32] было выяснено влияние микрогеометрии поверхности на коэффициент кинетического граничного трения. Величина нагрузки изменялась от 100 до 1000 Г. Исследование производилось на маятниковой машине трения.

Обратим внимание на то обстоятельство, что с увеличением толщины пленки смазки минимум коэффициента трения перемещается к началу координат; для толстой пленки он отсутствует. Согласно формуле (VI.81)

$$f = \frac{\tau}{q_r} + \beta + K \sqrt{\frac{h}{R}}$$

Левая ветвь кривой (рис. 186) соответствует упругому контакту, при котором деформационной составляющей можно пренебречь; падающая ветвь кривой характеризуется соотношением

$$\dot{f} = \frac{\tau}{q_r} + \beta.$$

С увеличением шероховатости при той же нагрузке величина  $q_r$  возрастает пропорционально отношению  $\left(\frac{h_{\max}}{R}\right)^{1/2}$ . Это и объясняет падение коэффициента трения. Для полированных поверхностей  $\frac{R}{h_{\max}} = 120/0,03$  составляет величину порядка нескольких тысяч, тогда как для грубо обработанных поверхностей, например обработанных шкуркой № 5,  $\frac{R}{h_{\max}} = \frac{10}{2,8} \approx 3$  является величиной на три порядка меньшей. Так как это отношение входит в формулу (II.20) в степени  $\frac{\nu}{2\nu + 1}$ , то различие несколько сглаживается.

Уменьшение несколько смягчается аддитивной составляющей. Исходя из этого, коэффициент трения должен уменьшаться при увеличении шероховатости поверхности. Интенсивность падения зависит от величины  $\tau$ . С уменьшением  $\tau$  зависимость становится более вялой.

Нам уже известно, что величина  $\tau$  в значительной степени зависит от толщины пленки. Этим и объясняется отсутствие максимума для пленки 20 000 Å.

Очевидно, что для твердых смазок будет наблюдаться более интенсивное падение коэффициента трения. Указанное действительно имеет место для покрытий MoS<sub>2</sub>.

Возрастание коэффициента трения в правой ветви кривой показывает, что решающей является деформационная составляющая. Это будет иметь место как при упругом, так и при пластическом контакте.

Так как деформационная составляющая, вообще говоря, не очень велика, то очевидно, что пьезокоэффициент  $\beta$  является важной характеристикой смазки.

Такого же типа зависимость наблюдается при возрастании нагрузки на контакт в случае сохранения постоянной шероховатости.

Впервые падающая ветвь кривой (рис. 187) была получена Гарди и Биркомшоу в 1925 г., а многочисленные исследования лишь подтвердили ее.

В последнее время работами А. С. Ахматова [2] и его учеников показано, что при значительных нагрузках имеет место возрастающая зависимость. Аналогичные результаты получили Boyd и Robertson [43].

На рис. 188 показаны экспериментальные данные, из которых видно, что коэффициент трения возрастает с увеличением нагрузки.

Возрастающая ветвь кривой, согласно развиваемым нами представлениям, объясняется увеличением деформационной составляющей силы трения, тогда как по взглядам А. С. Ахматова возрастание коэффициента трения обусловлено причинами молекулярного характера. А. С. Ахматов отмечает, что если рассматривать трение как тангенциальную составляющую взаимодействия метильных сил, то с увеличением давления расстояние между взаимодействующими центрами сил (группами  $\text{CH}_3$ ) уменьшается, что приводит к возрастанию силы. Пользуясь формулой Слетера, А. С. Ахматов рассчитал энергии силы взаимодействия.

В зоне обычно применяемых нагрузок при наличии жидкой

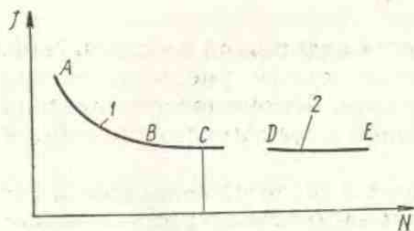


Рис. 187. Зависимость коэффициента трения от нагрузки по Гарди и Биркомшоу для образцов: 1 — плоского; 2 — сферического

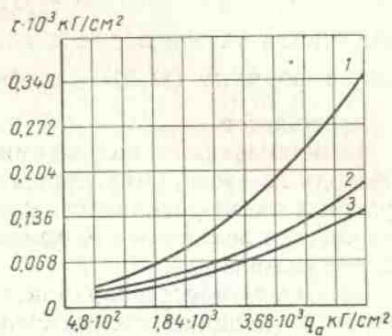


Рис. 188. Зависимость силы статического трения от нагрузки. Масло:

1 — вазелиновое; 2 — трансформаторное; 3 — часовое (сталь по стали)

пленки смазки можно считать коэффициент трения неизменным от нагрузки, т. е. применять закон Амонтона.

Абсолютное значение коэффициента трения будет определяться в основном пьезокоэффициентом  $\beta$ , так как деформационная составляющая весьма не велика; что касается отношения  $\frac{\tau}{q_r}$ , то оно должно быть незначительным из-за малости  $\tau$  ( $0,3-0,4 \text{ Г/см}^2$ ).

При смешанном трении (т. е. наличии на контакте как жидкой, так и твердой пленок) коэффициент трения может проходить через максимум.

Расчетную зависимость можно получить, если знать величину критического давления, переводящего контакт из одного режима трения в другой, и константы трения  $\tau_0$  и  $\beta$ .

## § 9. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ СКОЛЬЖЕНИЯ НА ТРЕНИЕ ПРИ НАЛИЧИИ ЖИДКОЙ ПЛЕНКИ СМАЗКИ

При увеличении скорости скольжения, как указывает Клау-тон [45], наблюдается два типа зависимостей (рис. 189) в интервале малых скоростей (от 0 до 0,3 см/сек). Тип *A* имеет место применительно к чистым минеральным маслам и подшипниковым материалам, тип *B* — к жирным кислотам. Объяснение этих двух типов кривых можно найти в работе [44]. Как правильно отмечает Клайтон, смазка типа *B* не дает механических релаксационных колебаний в системе. Это утверждение справедливо, так как для возникновения релаксационных колебаний необходимо наличие падающей характеристики силы трения от скорости. По нашим исследованиям, тип *A* соответствует фрикционному контакту, у которого

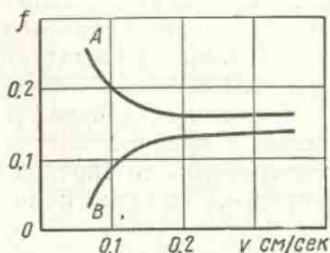


Рис. 189. Зависимость коэффициента трения от скорости. Два типа кривых

ярко выражены реологические свойства. Падение коэффициента трения объясняется сокращением времени продолжительности действия фрикционной связи и соответственно уменьшением площади касания, которая не успевает увеличиться, пока относительная скорость скольжения равна нулю.

Кривая *B* соответствует параметрам трения, у которых взаимное внедрение сведено до минимума. В этих условиях может проявляться обычная вязкость смазки, приводящая к увеличению сопротивления при возрастании скорости приложения

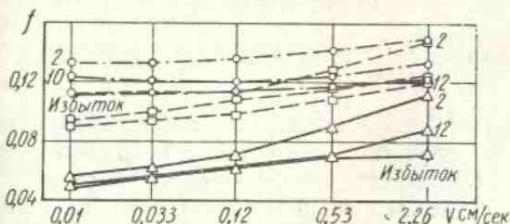


Рис. 190. Зависимость коэффициента трения от скорости при различной толщине пленки в  $\mu\text{к}$

нагрузки, т. е. в этом случае проявляются реологические свойства смазки.

Естественно, что в зависимости от соотношения свойств смазки и твердых тел может иметь место тот или иной тип кривой. В зоне больших скоростей наблюдается как для типа *A*, так и для типа *B* незначительное возрастание коэффициента трения при увеличении скорости скольжения.

На рис. 190 приведены экспериментальные данные зависимости коэффициента трения от скорости при смазке олеиновой кислотой пары трения сталь — бронза по Форестору.

## § 10. ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НА ПОВЕДЕНИЕ ЖИДКОЙ ПЛЕНКИ СМАЗКИ

Впервые влияние температуры на граничное трение изучили Hardy и Doubleday [51], которые, прогревая электрической спиралью полый образец, получили различную температуру в контакте. Ими было установлено, что коэффициент трения уменьшается по мере приближения к точке плавления смазки и резко возрастает при переходе смазки в жидкое состояние, однако при уменьшении температуры этот эффект не воспроизводится (рис. 191).

Когда смазка переходит в жидкое состояние, коэффициент трения сохраняет постоянное значение в широком интервале температур. Это справедливо для инертных смазок. Если смазки

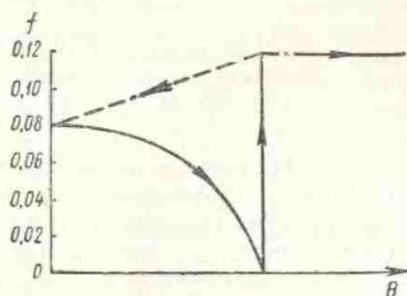


Рис. 191. Влияние температуры смазки на коэффициент трения

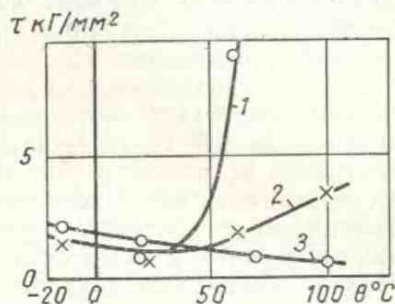


Рис. 192. Изменение смазочного эффекта ( $\tau$  кГ/мм<sup>2</sup>) в зависимости от температуры при волочении алюминия ( $\epsilon = 7,0\%$ ):

1 — с парафином; 2 — с цетиловым спиртом; 3 — со стеариновой кислотой

наделены ярко выраженными адсорбционными свойствами (полярные углеводороды) или вступают в химическое взаимодействие с металлом, то зависимость коэффициента трения от температуры изменяется. Наиболее эффективной при высоких температурах оказывается смазка, вступающая в химическое взаимодействие с металлом. Промежуточное место занимают адсорбционно-активные смазки.

На рис. 192 показана зависимость сопротивления сдвигу от температуры для трех типов смазок, полученная В. М. Корбутом [21, 22].

Было установлено, что подъем температуры мало сказывается на трении вплоть до момента, когда при некоторой фиксированной температуре начинается быстрый рост коэффициента трения. В этот момент наблюдается нарушение граничной пленки и повреждение поверхности. У парафинов и спиртов эта точка соответствует их температуре дезориентации. Жирные кислоты ведут себя несколько иначе. Если граничная смазка нанесена на химически активные металлы, то у жирных кислот

момент роста коэффициента трения смещается в сторону большей температуры. Влияние температуры на смазочную способность масел изучается Г. В. Виноградовым [7] и Р. М. Матвеевским [25].

Большое значение имеет комплекс исследований, выполненный М. П. Воларовичем [11] по изучению трения при низких температурах.

## § 11. ДЕЙСТВИЕ СМАЗКИ ПРИ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Вопрос о подборе смазок при обработке металлов давлением весьма актуален. При обработке металлов давлением применяют жидкие смазки в виде эмульсий, масла и компаунда с загустителями и наполнителями, графитомасляные смазки, различные стеклопорошки, вещества, содержащие сернистые соединения, которые иногда сохраняют свою смазочную способность до 700—800° С и выше. Специалисты по обработке металлов давлением иногда коэффициентом трения называют отношение напряжения, создаваемого трением, к линейному напряжению течения, т. е. коэффициент трения представляет собой тангенциальное напряжение, создаваемое трением, выраженное в долях от предела текучести.

Действие смазок при штамповании, глубокой вытяжке, волочении и других видах обработки детально изучено С. И. Губкиным [12], И. М. Павловым и Н. Н. Гетом [26], И. Л. Перлиным [27], А. К. Чертавских [34].

Основные положения физико-химической механики, развиваемой П. А. Ребиндером [30], легли в основу объяснения механизма действия смазок при обработке металлов давлением. С. Я. Вейлер и В. И. Лихтман [5] показали, что в тонком поверхностном слое должно быть создано облегчение условий пластического сдвигообразования за счет адсорбционного пластифицирования поверхностного слоя металла. В этом слое при деформации выделяется тепло, которое, размягчая материал, в еще большей мере способствует облегчению деформации.

Вейлер и Лихтман предложили следующее уравнение для расчета усилия волочения:

$$F = q_m \Delta s + \tau s_k,$$

где  $q_m$  — удельное сопротивление материала пластическому деформированию (в наших обозначениях  $q_m = c\sigma_s$ );

$\Delta s$  — изменение площади поперечного сечения образца при волочении;

$\tau$  — сопротивление сдвигу в смазочном слое;

$s_k$  — площадь, на которой происходит сдвиг смазки (контурная площадь касания, как показал Г. И. Елифанов).

## ЛИТЕРАТУРА

1. Ахматов А. С. Граничный смазочный слой как квазитвердое тело. Труды II Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. III, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1949, стр. 144—154.
2. Ахматов А. С. Молекулярная физика граничного трения. М., Физматгиз, 1963, 472 стр.
3. Беккер И. Э. Методика испытания материала на стойкость против задира. «Заводская лаборатория», 1948, № 1, стр. 77—87.
4. Вайнштейн В. Э., Сучкова О. А., Мемелов В. А. Влияние условий трения на фрикционные характеристики дисульфида молибдена. «Машиноведение», 1965, № 4, стр. 108—115.
5. Вейлер С. Я., Лихтман В. И. Действие смазок при обработке металлов давлением. М., Изд-во АН СССР, 1960, 232 стр.
6. Венцель С. В. Контактный эффект как фактор окисления масла в двигателях внутреннего сгорания. «Известия АН СССР. ОТН», 1955, № 7, стр. 139—144.
7. Виноградов Г. В., Подольский Ю. Я., Безбородько М. Д. Использование машин с точечным контактом тел трения для оценки износа металлов, противозносных и антифрикционных свойств смазочных материалов. Труды совещания «Методы испытания на изнашивание». М., Изд-во АН СССР, 1962, 152 стр.
8. Виноградов Г. В., Лянь-Го-Линь, Павловская Н. Г. Противозносные и антифрикционные свойства смазочных масел при тяжелых режимах трения. Сб. «Трение и износ в машинах», № 15, М., Изд-во АН СССР, 1962.
9. Виноградов Г. В. Некоторые новые пути получения и исследования смазочных материалов. Труды III Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. III, М., Изд-во АН СССР, 1960, стр. 165—172.
10. Виноградова И. Э. Присадки к маслам для снижения трения и износа. М., Гостоптехиздат, 1963, 111 стр.
11. Волярович М. П. Исследование трения в кинематической паре поршень — цилиндр при низких температурах. Труды II Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. II, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1948, стр. 463—472.
12. Губкин С. И. Теория обработки металлов давлением. М., Металлургиздат, 1947, 532 стр.
13. Дерягин Б. В. Что такое трение? М.—Л., Изд-во АН СССР, 1963, 230 стр.
14. Дерягин Б. В. Двух- и трехмерный аспекты поверхностных явлений. Сб. «Исследования в области поверхностных сил». М., Изд-во «Наука», 1964, стр. 3—11.
15. Дерягин Б. В. и Пичугин Е. Ф. Граничная вязкость и граничные фазы смазочных пленок. Труды II конференции по трению и износу в машинах. Т. III, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1949, стр. 101—105.
16. Дерягин Б. В., Самыгин М. М. Исследование механических свойств граничного смазочного слоя. Труды I конференции по трению и износу в машинах. Т. II, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1940, стр. 271—281.
17. Дерягин Б. В., Захаваева Н. Н., Кусаков М. М., Лазарев В. П., Самыгин М. М. О природе маслянистости смазочных средств и методах ее количественной оценки. Труды I конференции по трению и износу в машинах. Т. I, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1939, стр. 519—536.
18. Дерягин Б. В., Карасев В. В., Зорин З. М. Об особом агрегатном состоянии жидкостей в слоях, пограничных с поверхностью твердого тела. Сб. «Строение и физические свойства вещества в жидком состоянии». Киев, Изд. Киевского университета, 1954.
19. Дерягин Б. В. и Кротова Н. А. Адгезия. Исследования в области применения и клеящего действия. М.—Л., Изд-во АН СССР, 1949, 244 стр.
20. Захаваева Н. Н. Изучение изменений смазочной способности мас-



ляной пленки в процессе трения. Труды II конференции по трению и износу в машинах. Т. III, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1949, стр. 125—133.

21. Корбут В. М. Влияние дозировки поверхностно активного вещества на поверхностное пластифицирование металла при волочении. ДАН СССР. Т. 124, № 1, 1959, стр. 72—76.

22. Корбут В. М., Вейлер С. Я. и Лихтман В. И. Значение адсорбционных взаимодействий и объемно-механических свойств смазочных слоев при обработке металлов давлением. ДАН СССР. Т. 130, № 2, 1960, стр. 307—310.

23. Корепова И. В., Мустафьев В. А. Трибометры для исследования износа и трения пластиков и металлов в широком диапазоне скоростей скольжения и температур в различных газовых средах и вакууме. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 293—297.

24. Листов В. А. Труды II конференции по трению и износу в машинах. Т. IV, М., Изд-во АН СССР, 1951, стр. 380—384.

25. Матвеевский Р. М. Температурный метод оценки предельной смазочной способности машинных масел. М., Изд-во АН СССР, 1956, 143 стр.

26. Павлов И. М. и Гет Н. Н. Влияние удельного давления при прокатке на коэффициент трения. «Металлург», 1936, № 7, стр. 47—55.

27. Перлин И. Л. О силах внешнего трения при обработке металлов давлением. «Технология цветных металлов». Сб. Трудов Института цветных металлов, № 23, М., Металлургиздат, 1952, стр. 157—164.

28. Рамайя К. С., Ильюшина А. А. Трение в области тонкой пленки и маслянистости. Труды I конференции по трению и износу в машинах. Т. II, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1940, стр. 303—313.

29. Рамайя К. С. Присадки для улучшения маслянистости и увеличения прочности масляной пленки. Сб. «Присадки к смазочным маслам». М.—Л., Гостехиздат, 1946, стр. 6—37.

30. Ребиндер П. А. Физико-химическая механика. Новая область науки. М., «Знание», 1958 (Всесоюзное общество по распространению политических и научных знаний, серия 4, № 39—40), 64 стр.

31. Розенберг Ю. А. и Виноградова И. Э. Смазка механизмов машин. М., Гостехиздат, 1960, 340 стр.

32. Сухов С. А. Исследование закономерностей сухого и граничного трения шероховатых поверхностей металлов. Сб. «Трение и износ в машинах». Сб. VI, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 105—125.

33. Трилля Ж. Ж. Некоторые применения рентгеновских лучей. Сб. «Успехи физической науки». Т. XI. Вып. III, 1931, 493 стр.

34. Чертавский А. К. Трение и смазка при обработке металлов давлением. М., Металлургиздат, 1949, 228 стр.

35. Щедров В. С. О прочности граничных пленок на соприкасающихся твердых поверхностях. Сб. «Трение и износ в машинах». Сб. VI, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 97—105.

36. Фукс Г. И. Вязкость и пластичность нефтепродуктов. М.—Л., Гостехиздат, 1951, 272 стр.

37. Фукс Г. И. Исследование влияния состава граничных слоев на коагуляционные и фрикционные взаимодействия и улучшение смазочных материалов. Институт физ. химии АН СССР, 1965. (Доклад-обзор опубликованных работ, представленных на соискание ученой степени доктора химических наук).

38. Blok H. Seizure — Delay Method for Determining the Seizure Projection of EP Lubricants. «Soc. Automotive Engrs.», 1939, No. 5, vol. 44, pp. 193—200.

39. Blodgett K. B. and Langmuir I. Built-Up Films of Barium Stearate and Their Optical Properties. «Phys. Rev.», vol. 51, 1937.

40. Boerlage G. D. and Blok H. Four — Ball Top for Testing Boundary Lubricating Properties of Oils Under High Mean Pressures. «Engineering», 1937, No. 3729, v. 144, p. 1—2.

41. Bowden F. P. and Tabor D. Friction and Lubrication of Solids, Oxford, 1950.

42. Bowden F. P., Tabor D. The friction and lubrication of solids Part II, Oxford, 1964, p. 370.

43. Boyd I., Robertson B. P. Friction Properties of Various Lubricants at High Pressures. *Trans. Am. Soc. Mech. Engrs.*, 1945, No. 1, vol. 67, pp. 51—58.

44. Büche W. Untersuchungen über molekular—physikalische Eigenschaften der Schmiermittel und ihre Bedeutung bei halbflüssiger Reibung. «*Petroleum*», 1931, Bd. 27, SS. 587.

45. Clayton D. Introduction to Boundary Layer and Extreme Pressure Lubrication. *Physics of Lubrication*. «*Brit. J. Appl. Phys.*», 1951, supplement No. 1.

46. Finch G. I. and Fordham S. Structure and Formation of Thin Films. «*Soc. Chem. Industry*», 1937, No. 28, vol. 56, pp. 632—639.

47. Fogg A., Hunwicks S. A. Static Friction of Lubricated Surfaces. «*J. Inst. Petroleum*», 1940, No. 195, vol. 26, pp. 1—18.

48. Forester P. G. The Influence of Sliding Velocity and Other Variables on Kinetic Friction. «*Proc. Roy. Soc.*», 1946, No. 1011, vol. 187, Ser. A, pp. 439—463.

49. Hardy W. B. *Collected Scientific Papers*. «*University Press*», Cambridge, 1936.

50. Hardy W., Birkumshaw Y. Boundary lubrication Plane Surfaces and The Limitation of Amonton's Law. «*Proc. Roy. Soc.*», 1925, No. 1, vol. 108, Ser. A.

51. Hardy W. and Doubleday I. Boundary Lubrication. The Temperature Coefficient. «*Proc. Roy. Soc.*», 1922, No. 1, vol. 101.

52. Kingsbury A. A New Oil Festing Machine and Some of its Results. «*Trans. ASME*», 1903, vol. 14, pp. 143.

53. Langmuir I. *Journal Francline Inctitute*, 1934, No. 218, pp. 143.

54. Piggot M. R. and Wilman H. Nature of the Wear and Friction of Mild steel on Mild Steel and The Effect of Surface Oxide and Sulphide Layers. *Proceedings of The Conference on Lubrication and Wear*. «*The institution of Mechanical Engineers*». London, 1957, pp. 613—619.

55. Rounds F. G. Some Environmental Factors Affectig Surface Coating Formation with Lubricating Oil Additives ASLE — *Trans.* 1966. No. 1, vol. 9, pp. 88—101.

56. Tabor D. and Winer W. O. Silicone Fluids. Their Action as Boundary Lubricants. «*ASLE Transactions*», 1965, No. 8, pp. 69—77.

57. Tichvinsky L. M. Dry, Boundary Friction. «*Steel*», 1939, No 23, vol. 104, pp. 46 and 48—49.

---

### § 1. О ПОСТАНОВКЕ ИСПЫТАНИЙ НА ТРЕНИЕ И ИЗНОС

Понятие о хороших и плохих материалах, предназначенных для работы в узлах трения, весьма относительно.

Уже около 30 лет назад было установлено, что износостойкость материала в огромной мере зависит от условий его работы [11, 12, 14, 29]. В то время еще не были в достаточной мере вскрыты основные факторы, влияющие на износ, поэтому из осторожности приходилось говорить о сохранении всего комплекса эксплуатационных условий при испытании в лаборатории.

Фрикционные свойства зависят в равной мере как от природы материалов, так и от конструкции узла трения и режимов его работы. Наличие большого количества факторов, влияющих на трение и износ, и необходимость изучения их действия в совокупности и взаимовлиянии приводит к необходимости проведения большого количества экспериментов.

Известно [1], что для оценки влияния  $p$  факторов на  $z$  уровнях каждого из них, необходимо привести  $p^z$  экспериментов. В связи с наличием большого количества факторов, влияющих на трение и износ, представляется целесообразным разделить их на следующие группы:

1. Физико-механические свойства материалов и геометрия контактируемых поверхностей, определяющие фрикционное поведение пары трения.

2. Эксплуатационные факторы, влияющие на физико-механические свойства материалов и геометрию контакта. К ним следует отнести нагрузку, скорость и возникшую в процессе трения температуру, т. е. режим работы трущегося сочленения, а также окружающую среду.

3. Конструктивные особенности узла трения, влияющие на трение и износ через температуру, нагрузку и скорость скольжения, к которым относятся условия теплоотвода, распределение температурных полей, эпюра нагрузок, зазоры между сопрягаемыми деталями, специфичные для каждого узла трения.

Соответственно такому делению испытания на трение и износ целесообразно проводить в четыре основных этапа:

Этапы	Вид испытаний	Цель испытания
I	Физико-механические лабораторные испытания материалов	Получение физико-механических характеристик материалов и прогнозирование по ним фрикционных свойств
II	Испытание материалов на трение и износ на лабораторных установках	Оценка влияния физико-механических свойств и режимов трения на фрикционные свойства материалов
III	Стендовые испытания узлов трения	Оценка влияния конструктивных особенностей узла трения
IV	Натурные	Взаимовлияние различных узлов механизма, оценка надежности и долговечности работы механизма в целом

Проведение поэтапных испытаний широко применяется в настоящее время в практике машиностроения. Аналогичная схема испытаний узлов трения для работы в вакууме оказалась также весьма эффективной [17].

Следует, однако, отметить, что первому этапу испытаний до последнего времени не уделялось должного внимания. Это происходило в основном потому, что теории трения и износа были недостаточно развиты, что не позволяло выявить аналитической связи между физико-механическими и фрикционными свойствами материалов. На данном этапе развития науки имеется возможность прогнозирования поведения пар трения по их физико-механическим характеристикам.

Второй этап испытаний — определение на лабораторных установках значений коэффициентов трения и величин износа на малых образцах материалов — целесообразно проводить при переменных режимах трения, например, изменяя скорость, нагрузку, температуру испытаний от малых до больших значений в возможно широком диапазоне изменения этих параметров. В результате таких испытаний снимается зависимость фрикционные свойства — определяющий параметр. Наличие такой оценки позволяет с известным приближением определить область работоспособности материала. Из существующих в настоящее время унифицированных методов испытания материалов лишь ГОСТ 10851—64 (фрикционные изделия из материала ретинакс) и РТМ 6-60 (испытание материалов на фрикционную теплостойкость) предусматривают определенный диапазон изменения нагрузок и скоростей скольжения.

Оценивая влияние природы материалов и режимов трения на фрикционные свойства материалов, второй этап испытаний

все же не позволяет учесть влияние конструктивных особенностей, определяющих температурное поле в узле трения, эпюру нагрузок и жесткость узла трения. В связи с этим существенным является проведение испытаний на типовых узлах трения (III этап). В зависимости от назначения многообразие трущихся сочленений можно разделить на следующие характерные группы: стыковые сочленения однократного и многократного действия, штепсельные разъемы; болтовые соединения; направляющие скольжения и качения; подшипники скольжения; подшипники качения; цилиндры и поршни; шестерни и зубчатые передачи; клапаны и седла клапанов; скользящие электрические контакты; муфты сцепления; тормоза.

Завершающим этапом испытаний являются натурные испытания механизма в целом. Наличие большого количества разнообразных машин и механизмов в современной технике, многообразие условий и режимов работы заставляет особенно внимательно относиться к постановке этих испытаний. Унификация методов испытаний необходима и является делом государственной важности [27]. Значительную роль в правильной постановке испытаний должна сыграть теория подобия и моделирования.

Различие между этапами испытаний заключается в постепенном приближении работы материалов пар трения к реальным условиям. Кроме того, каждый этап испытаний позволяет решать ряд самостоятельных задач. Например, I и II этапы испытаний необходимы при изыскании новых материалов и технологических методов их обработки. Они позволяют производить контроль качества выпускаемых материалов и дают возможность конструкторам правильно применять материалы в тех или иных узлах трения. Экономическая целесообразность поэтапных испытаний не вызывает сомнения, так как стоимость эксплуатационных испытаний значительно превышает стоимость лабораторных.

## **§ 2. ОЦЕНКА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ ПАР ТРЕНИЯ**

Современное состояние теории трения и износа позволяет прогнозировать фрикционные свойства материалов, исходя из их физико-механических характеристик. Поскольку в большинстве случаев материалы, предназначенные для работы в узлах трения, проходят проверку физико-механических свойств как конструкционные материалы, не представляет большой трудности собрать весь комплекс физико-механических свойств материала, необходимых для расчета коэффициента трения и интенсивности износа. Вывод аналитических выражений, связывающих физико-механические и фрикционные свойства материалов,

подробно описан в гл. V и VI. Рассмотрим физико-механические свойства, входящие в эти выражения.

**Твердость** материала определяет величину взаимного внедрения микронеровностей трущихся поверхностей и таким образом влияет на деформационную составляющую силы трения. От величины твердости зависит площадь фактического касания поверхностей и объем материала, втянутого в деформацию. Фрикционные материалы должны различаться по величине твердости, при этом более мягкий элемент пары должен осуществлять предельное давление на более жесткий материал, не превышающее предел упругости последнего, что обеспечивает малый его износ. Для антифрикционных материалов наиболее благоприятным является режим упругого деформирования и наличие мягкой пленки на поверхности трения, что обеспечивает минимум механической и молекулярных составляющих. С этой точки зрения, трущиеся материалы должны быть по возможности более твердыми. Практически до последнего времени в опорах скольжения вкладыши изготавливались из более мягкого материала, чем вал. Это обуславливалось рядом косвенных соображений, а именно: желанием обеспечить минимальный износ более сложной детали, а также легкую прирабатываемость, необходимую для компенсации перекосов из-за неправильного изготовления или сборки деталей.

Именно эти соображения приводят на практике к применению в подшипниках скольжения разных по твердости материалов.

Определению твердости материалов посвящено большое количество работ. Методы определения твердости металлов регламентированы ГОСТом 2999—159 (определение твердости алмазной пирамидой по Виккерсу), ГОСТом 9012—59 (испытание на твердость по Бринелю), ГОСТом 9013—59 (испытание на твердость по Роквеллу), ГОСТом 9450—60 (испытание на микротвердость, вдавливанием алмазной пирамиды).

Для оценки фрикционных свойств материалов особо важно определить зависимость твердости от температуры, так как в процессе трения в зоне контакта могут возникать повышенные температуры. В связи с этим необходимо отметить работу П. Г. Мейнстер и А. Д. Курицыной, исследовавших зависимость твердости от температуры для полимерных материалов, и М. Г. Лозинского [20], изучавшего зависимость твердости от температуры для металлов в вакууме.

На рис. 193 изображена схема шестипозиционного прибора М. Г. Лозинского для определения твердости в вакууме в широком диапазоне температур. Исследуемые образцы 1, имеющие форму диска диаметром 14,8 мм и высотой 5 мм, помещены в держатели 2, прикрепленные к стойкам 3, снабженным зубчатыми колесами 4. Стойки и образцы вращаются вокруг вертикаль-

ной оси в подшипниках 5, расположенных в подставке 6. Коническая зубчатая передача 7 соединена вакуумным шрифом 8 с червячным редуктором 9 со стрелкой и шкалой 10 для определения положения образцов. Каждое деление шкалы соответствует повороту образцов на  $6^\circ$ . Образцы нагреваются до  $1300^\circ\text{C}$  в результате излучения от молибденового ленточного нагревателя 11, охватывающего каждый образец. Выводы от нагревателя

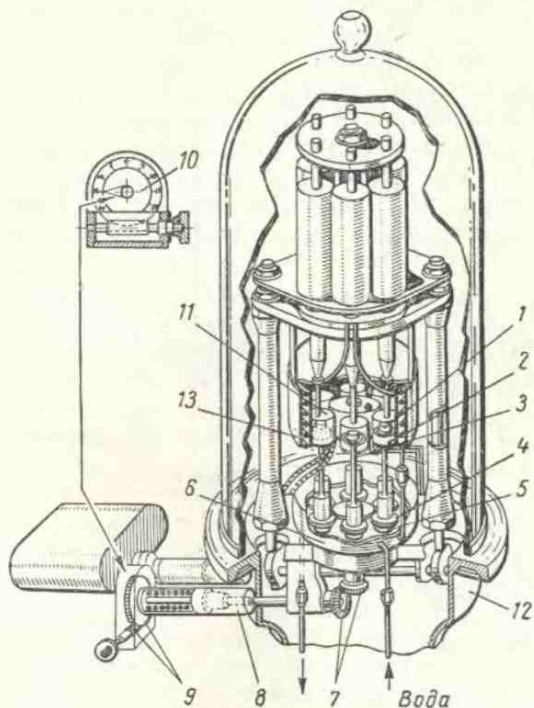


Рис. 193. Схема шестишпиндельного прибора для одновременного измерения твердости в вакууме шести образцов при нагреве их до  $1300^\circ\text{C}$

проходят через вакуумное уплотнение в корпусе 12 и присоединяются к низковольтному трансформатору. Для снижения величины тепловых потерь от нагревателя служат экраны 13.

Твердость металлов и сплавов в описанном выше приборе измеряется методом вдавливания наконечника индикатора, имеющего форму четырехгранной пирамиды.

**Модуль упругости.** Значение его аналогично твердости только для упругого контактирования поверхностей. Модуль упругости необходимо определять также в зависимости от температуры.

Адгезионные свойства материалов, необходимые для определения коэффициента трения, определяются на приборе «Адгезиометр», узел трения которого показан на рис. 194.

Испытуемый конусный образец 3 диаметром 8,6 мм, длиной 25 мм протягивается через оправку 2 с тремя жестко закрепленными сферическими инденторами 1 диаметром 1,58 мм, расположенными по окружности под углом  $120^\circ$  один к другому. Переменная нагрузка осуществляется за счет конусности образца. Конусность образца лежит в пределах от  $40'$  до  $2''$  и выбирается в зависимости от механических свойств материала. Протяжка осуществляется электродвигателем 1 (рис. 195) через редуктор со скоростью 0,1 м/мин с усилием 50—

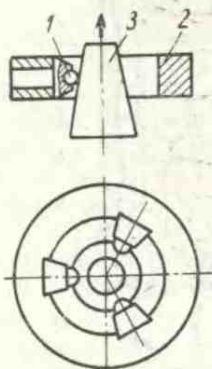


Рис. 194. Схема узла трения прибора «Адгезиометр»:

1 — индентор; 2 — оправка;  
3 — образец

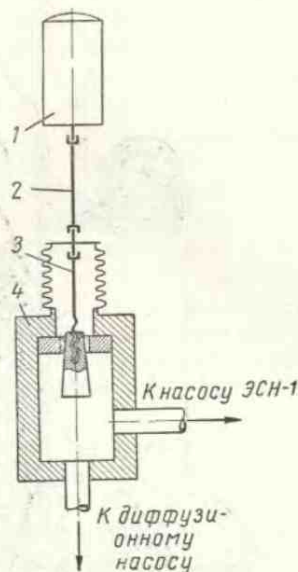


Рис. 195. Схема прибора для изучения схватывания металлов и определения молекулярной составляющей сил трения:

1 — электродвигатель с редуктором; 2 — тяга к сильному; 3 — тяга к образцу; 4 — камера

100 кг. Для устранения эксцентриситета нагрузка на образец, помещенный в вакуумную камеру 4, от двигателя передается через тяги 2 и 3, шарниры и вилку.

Методика позволяет определять  $\tau_{адг}$  как на воздухе, так и в вакууме. Для определения  $\tau_{адг}$  в вакууме используется откачной пост ВОП-6 с дополнительным электрорядным сорбционным насосом ЭСН-1. Установка дает возможность получать вакуум  $2 \cdot 10^{-8}$  мм. рт. ст.

Разработанный автором совместно с Н. М. Шраго [16] метод основан на экспериментальном определении глубины внедрения



индентора  $h$ , соответствующей переходу от пластического отеснения к резанию под переменной нагрузкой. Ориентировочный расчет  $\tau_{адз}$  производится по формуле, не учитывающей наклепа и пьезоупрочнения адгезионной связи:

$$\tau_{адз} = \left( \frac{\pi}{5,6} - \sqrt{\frac{h}{R}} \right) \frac{q_r}{1,3},$$

где  $h$  — глубина внедрения индентора, соответствующая переходу от пластического отеснения к резанию;

$R$  — радиус индентора;

$q_r$  — фактическое давление, которое можно принять численно равным твердости  $HВ$ .

Непосредственное определение глубины  $h$  производится с помощью интерференционного микроскопа МИИ-1 и двойного микроскопа МИС-11. Момент перехода определяется по навалам по краям дорожки и по исчезновению следов обработки на дорожке трения.

**Оценка поверхностной энергии твердого тела по его смачиваемости** описана Г. В. Лихницким и Ю. А. Жебакрицким, а также Э. Дж. Клейфильдом, Дж. Б. Метьюзом и Т. В. Уиттенем [13]. Вопросы смачиваемости изучались также А. Д. Курицной [18].

**Оценка фрикционной контактной усталости.** Усталостная концепция износа базируется на представлении о том, что отделение материала происходит после некоторого числа взаимодействий между микронеровностями трущихся поверхностей. Усталостные свойства материалов характеризуются снятием кривой, определяющей соотношение между числом циклов до разрушения и отношением разрушающего напряжения к действующему для упругого контакта или отношением деформации при разрушении действующей деформации при пластическом контакте. Усталостные характеристики материалов определяются на приборе «Циклометр» [28] (рис. 196), предназначенным для оценки фрикционно-контактной усталости.

Методика испытаний сводится к следующему. Плоский образец материала 1, представляющий собой диск диаметром 10 мм, высотой 2—10 мм, устанавливается на вращающемся предметном столике 2. К образцу прижимается сменный неподвижный индентор 3, прикрепляемый жестко к стержню силоизмерительной балочки 4. Форма индентора выбирается в зависимости от принятой модели шероховатости сферической или в виде конуса. Так как рассеяние результатов испытаний находится в прямой зависимости от величины пятна фактического контакта, сферу желательно иметь как можно меньшего радиуса — не более 0,75 мм и максимальной твердости. В наших опытах в качестве индентора использовались шарики из стали ШХ-15 и алмазный конус с радиусом закругления 40 мк.

На силоизмерительной балочке наклеены четыре проволочных датчика 5 с базой 5—6 мм. Датчики включены в измерительную схему так, что образуют два плеча мостика сопротивления. Левый верхний и правый нижний датчики составляют одно плечо, а правый и левый нижние — другое плечо. При

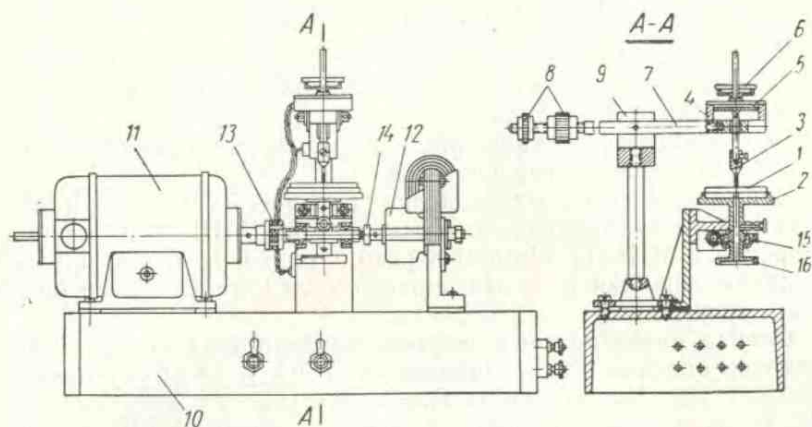


Рис. 196. Схема прибора «Циклометр»

таким включении датчиков разбаланс мостика зависит лишь от изгиба балочки под действием тангенциальной силы, прикладываемой к индентору при скольжении, и не зависит от изгиба балочки под действием нормальной нагрузки на индентор, которая создается грузами 6. Датчики подключаются к шлейфовому осциллографу через тензометрический усилитель. Силовизмерительная балочка крепится к концу рычага 7, шарнирно укрепленного на стойке 9.

На втором конце рычага 7 устанавливаются балансирующие грузы 8. Стойка 9 крепится на основании 10 и может устанавливаться так, что индентор имеет возможность взаимодействовать с поверхностью образца 1 на различных радиусах (от 0 до 18 мм).

Привод вращающегося предметного столика может осуществляться от одного из двух электродвигателей 11, 12 через муфты сцепления 13, 14 и червячный редуктор 15. Двигатель 11 позволяет регулировать скорости вращения предметного столика от 20 до 200 об/мин, а двигатель 12 обеспечивает получение скорости 1—30 об/мин. На валу предметного столика установлено контактное устройство 16, связанное с электрическим счетчиком оборотов. Для получения профилограммы с поверхностей трения установка комплектуется с профилографом ВЭИ-Калибр. Испытания проводятся при нормальной нагрузке на индентор, соответствующей заданным условиям. При нескольких первых

проходах индентора износ не наблюдается. Качество поверхности контролируется по профилограммам поверхности трения образца и контактной поверхности индентора. После определенного числа циклов взаимодействия, зависящего от величины относительного внедрения, наступает интенсивное разрушение, которое регистрируется профилографом. Начало разрушения поверхности косвенно контролируется по изменению силы трения.

По результатам испытаний строится зависимость величины относительного напряжения от количества циклов. Коэффициент усталости  $t$  определяется по углу наклона кривой, значение  $\sigma_{кр}$  определяется путем экстраполяции экспериментальных значений при  $n = 1$ .

Усталостные характеристики материалов при упругом контакте могут также определяться методами, предусмотренными в ГОСТе 2860—45 (метод определения предела выносливости).

Между фрикционной контактной усталостью и усталостью, определяемой при одноосном нагружении, имеется тесная корреляция.

Усталостно-прочностные характеристики материалов необходимо определять также в зависимости от температуры.

### § 3. ОЦЕНКА ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ

**Определение теплопроводности фрикционного материала.** Большая неоднородность формовочных масс, слабо контролируемые режимы прессования и термообработки не позволяют получить устойчивые значения теплофизических характеристик материала. В качестве первой ступени в деле изучения теплофизических свойств фрикционных материалов следует остановиться на их определении методами стационарного режима. Из этих методов более простым и доступным (прибор может быть изготовлен силами любой механической мастерской) является метод трех точек, применяющийся в Институте машиноведения АН СССР. Этот метод заключается в следующем. Две пластинки размером  $50 \times 90 \times (5 \div 20)$  мм, одна из которых является эталонной (т. е. ее теплопроводность как функция температуры заранее известна), а другая испытуемая, помещаются между холодильником и обогревателем и прижимаются одна к другой с определенным достаточным для плотного прилегания усилием. Расположение пластинок обогревателя, холодильника, а также размещение измеряющих терморпар показано на рис. 197.

Регулируя нагрев, добиваются установления постоянного теплового потока, т. е. постоянства температур  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$ . Затем,

заметив эти температуры, вычисляют теплопроводность испытуемого материала по формуле

$$\lambda_x = \frac{\lambda_0 \delta_u}{\delta_3} \frac{(t_1 - t_2)}{(t_2 - t_3)} \text{ ккал/м} \cdot \text{ч} \cdot \text{°C},$$

где  $\lambda_0$  — теплопроводность эталонного материала;

$\delta_u$  — толщина испытуемой пластины;

$\delta_3$  — толщина эталонной пластины.

При испытании необходимо тщательно следить за состоянием поверхностей пластин, которые должны быть обработаны с точностью  $\nabla 9$ , за постоянством охлаждающей жидкости, поступающей в холодильник, и за плотным прилеганием пластин одна к другой, а также к обогревателю и к холодильнику.

Применение этого метода при соблюдении всех условий дает возможность произвести сравнительную оценку фрикционных

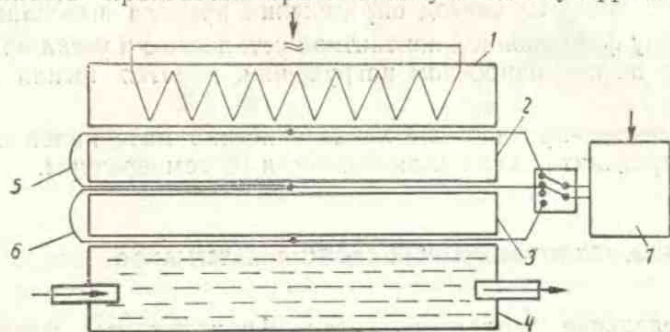


Рис. 197. Схема прибора для определения теплопроводности материала:

1 — нагреватель; 2 — испытуемый образец; 3 — материал с известной теплопроводностью; 4 — холодильник; 5, 6 — термометры; 7 — измерительный потенциометр

материалов по их теплопроводности, а следовательно, и более полную оценку применяющихся в тормозных узлах материалов. Прибор, изготовленный в лаборатории трения Института машиноведения АН СССР, чрезвычайно прост. Общий вид его показан на рис. 198.

**Определение теплоемкости фрикционного материала.** Одним из методов определения теплоемкости может служить калориметрический метод, который прост с точки зрения как измерения, так и применяемых приборов. В качестве калориметра может быть применен сосуд Дьюара. Образцы фрикционного материала выполняются в виде пластин размерами  $40 \times 90 \times (6 \div 8 \text{ мм})$ . Нагреваются они в муфельной печи. Температура нагрева не должна превышать температуру разложения связующего.

Последовательность испытания следующая. Образец, вырезанный из изделия или непосредственно отформованный, взве-

шивают на аналитических весах с точностью до третьего знака, затем закрепляют на тонкой проволоке и помещают в муфельную печь, температуру в которой измеряют ртутным термометром с ценой деления  $0,1^\circ$ . Выдержка образца в печи при постоянной температуре производится в течение времени, достаточного для прогрева образца на всю глубину. Время выдержки определяют экспериментально, при этом необходимо следить за равномерным прогревом образца.

Одновременно в сосуд Дьюара наливают воду (обычно  $400 \text{ см}^3$ ), температуру которой измеряют с точностью до  $0,1^\circ$ . После выдержки в муфельной печи образец быстро погружают в воду, а сосуд тут же закрывают корковой пробкой. Вода в сосуде постоянно перемешивается. После того как будет зафиксирована постоянная температура воды, т. е. подъем температуры прекратится, вычисляется теплоемкость материала по формуле

$$C_{об} = \frac{m_0 C_0 (t_2 - t_1)}{m_{об} (t_{об} - t_2)} \text{ ккал/кг} \cdot \text{град},$$

где  $m_0$  — теплоемкость воды в  $\text{ккал/кг} \cdot \text{град}$ ;

$C_0$  — масса воды в кг;

$t_2$  — конечная температура воды в  $^\circ\text{C}$ ;

$t_1$  — начальная температура воды в  $^\circ\text{C}$ ;

$m_{об}$  — масса материала в кг;

$t_{об}$  — начальная температура материала в  $^\circ\text{C}$ .

Теплоемкость необходимо определять для трех параллельных измерений, причем для каждого измерения следует брать новый образец. Величина теплоемкости принимается как среднее арифметическое из трех параллельных определений.

Одной из важнейших характеристик фрикционного материала является коэффициент температуропроводности, который при определении теплопроводности и теплоемкости опытным путем может быть вычислен по формуле

$$a = \frac{\lambda}{\rho c},$$

где  $\lambda$  — теплопроводность материала;

$\rho$  — плотность материала;

$c$  — теплоемкость материала.

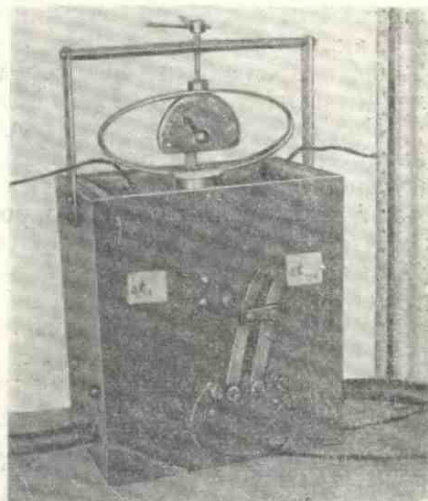


Рис. 198. Прибор для определения теплопроводности

#### § 4. КЛАССИФИКАЦИЯ ЛАБОРАТОРНЫХ УСТАНОВОК ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ НА ТРЕНИЕ И ИЗНОС

По кинематическому признаку все машины для испытания на износ малых образцов можно разделить на два класса: I — машины поступательного движения и II — машины возвратно-поступательного движения. Внутри каждого класса машины разделяются на две группы: 1) машины торцового трения и 2) машины трения по образующей.

Внутри каждой группы различают две подгруппы: а) машины с коэффициентом взаимного перекрытия, стремящимся к единице, и б) машины с коэффициентом взаимного перекрытия, стремящимся к нулю (пальчиковые машины).

Таким образом, имеется восемь различных типов машин. Такое подразделение необходимо в связи с надобностью сохранения видов разрушения поверхностей трения.

При поступательном и возвратно-поступательном движениях характеры разрушения резко отличаются. Так, возвратно-поступательное движение приводит к значительному износу (например в результате фреттинг-коррозии).

Изменение коэффициента взаимного перекрытия, как мы указывали, изменяет износ на несколько порядков. Торцовое трение и трение по образующей дают резко различный эффект в условиях граничной смазки, так как меняются условия образования пленки смазки.

Для определенного типа машины необходимо соблюдать тепловой режим и характер окружающей среды.

Простейшим способом контроля температуры нужного температурного режима является применение термопар (не менее двух: одну на глубине, другую близ поверхности); возможно также и применение термокрасок.

Приведем описание некоторых испытательных машин.

#### **Некоторые лабораторные установки для испытаний на трение и износ**

**Машина И-47-К-54.** По принятой классификации (I, 1, а) машина предназначается для оценки износа и коэффициента трения металлических и неметаллических материалов (рис. 199). На концах валов укреплены головки с гнездами для образцов. Головка на приводимом во вращение валу имеет шаровую опору для гнезда, что обеспечивает самоустановку образца. Общий вид головок с образцами показан на рис. 200. Испытания ведутся на двух кольцевых образцах, трущихся торцами. Внешний диаметр образцов 28 мм, внутренний 20 мм, высота 10—15 мм. Машина обеспечивает вращение образцов со скоростью 100—5000 об/мин и возможность регулирования скорости

вращения при изменении числа оборотов. Нагрузка на образец создается нажимным устройством. Сила трения и коэффициент трения определяются по предварительно оттарированному отклонению маятника. Для изменения теплового поля имеются сменные головки, которые или нагреваются током, или охлаждаются водой (жидким воздухом); с изменением теплового поля

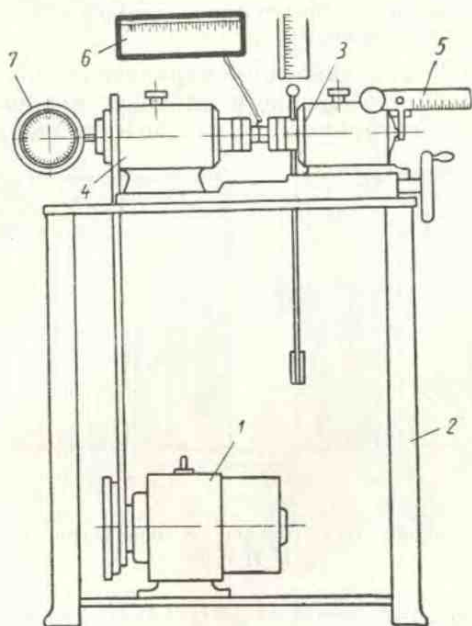


Рис. 199 Схема машины И-47-К-54:

1 — электродвигатель; 2 — станция; 3 — подвижная бабка с вращающимся валом; 4 — неподвижная бабка, в которой вал закреплен на подшипниках; 5 — нагрузочное устройство; 6 — прибор для измерения температуры, развиваемой при трении; 7 — прибор для измерения числа оборотов образцов

изменяется коэффициент трения и износ. Преимуществом машины И-47-К-54 является возможность получения на ней широкого диапазона температур (до 1000°). Она позволяет оценивать теплостойкость фрикционных и антифрикционных материалов. Стандартные испытания материалов на фрикционную теплостойкость проводятся при стационарном режиме трения. Испытания при нестационарном режиме проводятся на установке, имеющей инерционную приставку.

Машина И-47-К-54 для определения фрикционной теплостойкости материалов выпускается под маркой МФТ-1. Техническая характеристика ее приводится ниже.

### Техническая характеристика машины МФТ-1

Число оборотов образца в минуту . . . . .	10—6000
Точность поддержания числа оборотов двигателя в % . . . . .	$\pm 5$
Предельно допустимый момент сил трения в $\kappa\Gamma \cdot \text{см}$ . . . . .	90
Точность измерения момента сил трения в % . . . . .	$\pm 5$
Усилие прижима образцов в $\kappa\Gamma$ . . . . .	7,5—300
Удельное давление на образец в $\kappa\Gamma/\text{см}^2$ . . . . .	2,5—600
Точность замера температуры в % . . . . .	$\pm 3$
Пределы измерения суммарного износа образцов в $\text{мм}$ . . . . .	0,2—8
Точность измерения износа в % . . . . .	$\pm 5$

Схема торцового трения цилиндрических образцов находит все более широкое применение в машинах трения: для испытания материалов на фрикционную теплостойкость в вакууме

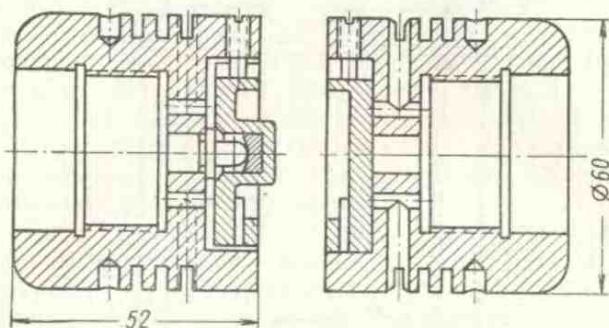


Рис. 200. Общий вид головок с образцами к машине И-47-К-54

была предложена установка И-47-В-2 [17], для испытания материалов на трение в агрессивных средах — машина МТ-3 конструкции И. В. Васильева [5], машина конструкции М. Д. Безбородько, Г. В. Виноградова и др. для испытания пластмасс [3], машина трения для исследования адгезии и схватывания материалов [8].

Установка И-47-В-2 для испытания на фрикционную теплостойкость самосмазывающихся материалов в вакууме позволяет одновременно испытывать три пары трения (в вакууме  $10^{-8}$ — $10^{-9}$  мм. рт. ст. — одну пару трения, в вакууме  $10^{-5}$ — $10^{-7}$  мм. рт. ст. — две пары трения).

Электродвигатель постоянного тока 11 (рис. 201) приводит во вращение через ременную передачу 10 магнитную муфту 1, которая фланцевым соединением крепится к патрубку 4. Муфта приводит в движение вал 2, установленный в подшипниках скольжения из металлокерамики с  $\text{MoS}_2$  в корпусе 3. На конце вала имеется шаровая опора для оправки подвижного образца 7, что облегчает прилегание образцов по поверхности трения. Неподвижный образец 8, установленный в оправке 6, имеет



возможность проворачиваться в подшипнике, пока упорный винт не коснется тензометрической балочки 5 с тем большей силой, чем больше сила трения. Узел трения нагружается рычажной системой с грузом 9. Электродвигатель, муфта, корпус узла трения охлаждаются водой. Момент трения измеряется системой: тензометрическая балочка с тензодатчиками — усилитель — микроамперметр. Температура вблизи поверхности

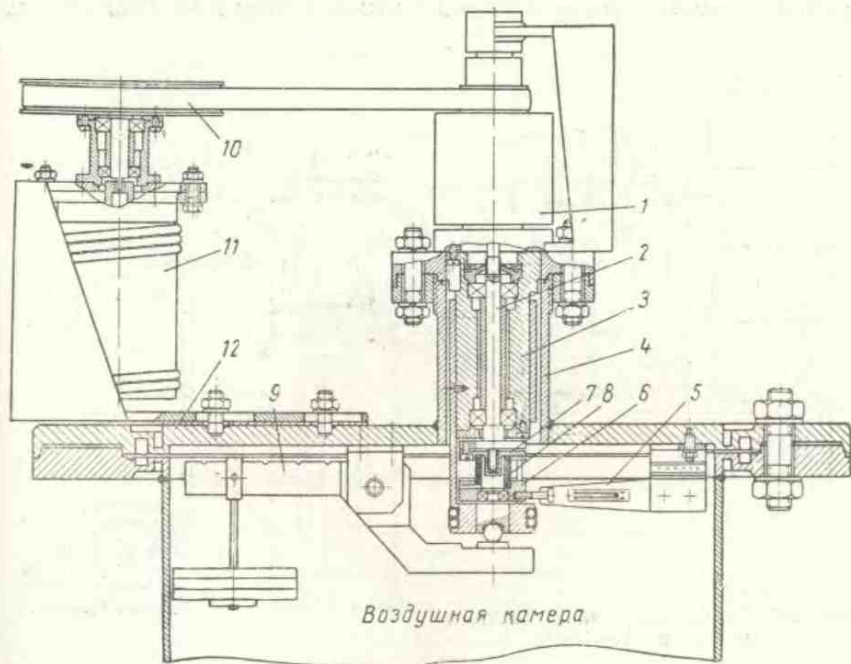


Рис. 201. Рабочий узел установки И-47-В-2

трения измеряется с помощью термопары и потенциометра; скорость вращения вала — фотоэлементом, работающим в комплекте с частотомером. Системы замера момента трения и температуры перед испытаниями тарируются.

Машина трения позволяет проводить испытания материалов в диапазоне скоростей от 200 до 10 000 об/мин при давлении от 1 до 5 кг/см<sup>2</sup>.

Для создания в рабочем пространстве установки необходимого разрежения разработана вакуумная система (рис. 202), состоящая из форвакуумного насоса 1, паромасляного агрегата 8, азотной ловушки 9, затвора 10, геттерно-ионного насоса 18 с блоком питания 19 и системы вентилях 2, 3, 4, 7, 13, 14. Вентиль с металлической прокладкой предназначен для отключения

высоковакуумной части установки от паромасляного агрегата во время работы геттерно-ионного насоса. Вентиль 14 служит для отключения геттерно-ионного насоса от рабочей камеры во время смены образцов. Для повышения вакуума в рабочей камере установлен азотный экран 17. Рабочая камера, вентили 13 и 14 перед испытанием прогреваются в течение 12 ч при 150° С. Одна из машин трения 11 крепится на фланцевом соединении к рабочей камере, две другие — к фланцу затвора 10. Для вывода

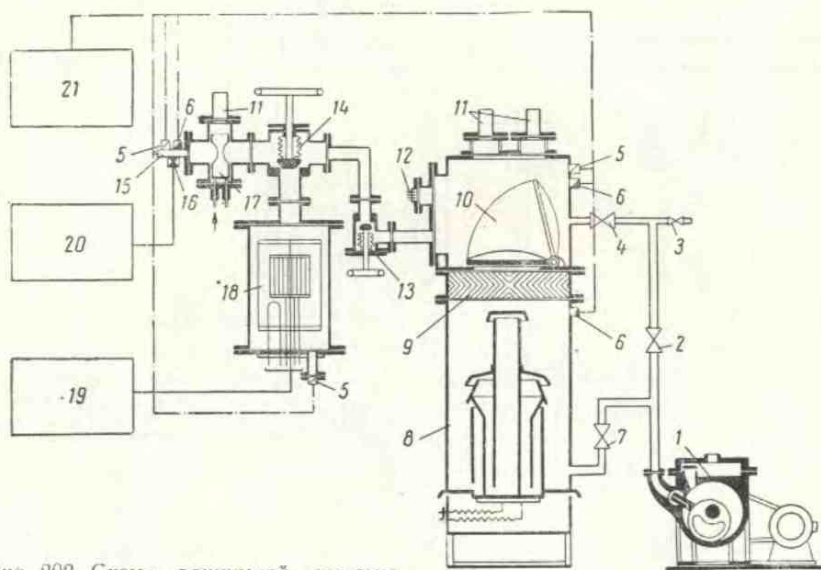


Рис. 202. Схема вакуумной системы установки И-47-B-2

концов термопар и тензодатчиков служат вакуумноплотные электроводы 12 и 15. Замер форвакуума производится термопарой лампой 6 вакуума до  $10^{-7}$  мм. рт. ст.— ионизационным манометром 5, работающими в комплекте с вакуумметром 21; свыше  $10^{-7}$  мм. рт. ст.— ионизационным манометром 16, работающим в комплекте с вакуумметром 20. Система вентилей 2, 3, 4, 7 и затвор 10 позволяют производить смену образцов, не выключая паромасляного агрегата.

Рабочий узел машины для испытания материалов в вакууме до  $10^{-7}$  мм. рт. ст. смонтирован на фланце 12 затвора (см. рис. 201).

Машина с терморегулированием для исследования трения и износа резины по металлической поверхности [25]. При исследовании износа резины при ее скольжении с большими скоростями по металлической поверхности возникает необходимость проведения испытаний в термостатированных условиях трения.

Машина с термостатированием и терморегулированием процесса трения (рис. 203) разработана на базе машины И-47-К-54. Модернизации заключалась в разработке узлов «термоголовки», клапанно-мембранного механизма, замера температуры, силы трения и системы автоматического терморегулирования и термостатирования процесса трения.

Контроль температуры на поверхности трения осуществляется терморпарой, выведенной на поверхность трения. При регули-

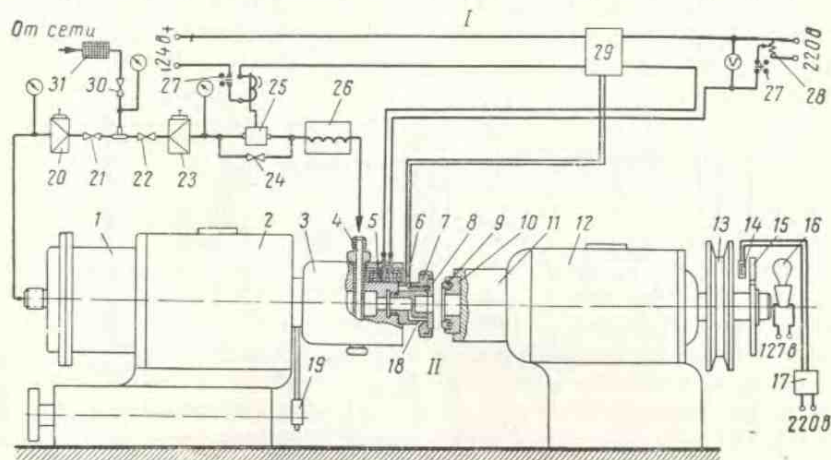


Рис. 203. Схема машины трения с терморегулированием:

1 — узел терморегулирования процесса трения; 11 — термоголовка; 1 — клапанно-мембранный механизм; 2 — подвижная бабка; 3 — корпус; 4 — штуцер; 5 — нагревательная спираль; 6 — терморпара; 7 — переходник; 8 — истрирующий образец; 9 — резиновый образец; 10 — оправка крепления резинового образца; 11 — вращающаяся головка; 12 — неподвижная бабка; 13 — шкив; 14 — фотопротивление ФСА-4; 15 — диск с прорезями; 16 — лампочка накаливания; 17 — частотомер ЧЗ-7; 18 — каналы для дренажирования воздуха; 19 — маятник; 20, 23 — редукторы; 21, 22, 24, 30 — вентили; 25 — ЭПК; 26 — ванна со змеевиком; 27 — тумблер; 28 — ЛАТР; 29 — потенциометр ЭПП-09-М-1; 31 — фильтр

ровании процесса трения сигнал от терморпары включает регулирующее устройство, смонтированное на реле типа ТКЕ-56-ПД и включенное в измерительную цепь электронного потенциометра типа ЭПП-09-М-1, которое автоматически регулирует подачу охлаждающего агента и включение системы электрообогрева. Истрирующий металлический образец 8 приводится в соприкосновение с резиновым образцом 9. После соприкосновения резиновому образцу задается скорость, регулируемая в широких пределах (от 20 до 4000 об/мин). Скорость фиксируется по измерителю частоты 17 типа ЧЗ-7 (И4-7). Нагрузка на образец осуществляется при подаче давления в клапанно-мембранный механизм 1 через вентиль 21 и редуктор 20.

В дальнейшем процесс терморегулирования зависит как от собственного режима трения, т. е. от температуры, возникающей

на поверхности трения в зависимости от заданных давлений и скорости, так и от заданного значения температуры трения. Так, если заданная температура равна  $150^{\circ}\text{C}$ , а собственная температура трения составляет величину порядка  $200^{\circ}\text{C}$ , то включается система охлаждения, сжатый воздух поступает в термоголовку и снижает собственную температуру трения до нужного значения. Если же собственная температура трения меньше заданной, то через ЭПП-09-М-1 происходит включение системы обогрева, и температура на поверхности трения достигает заданной величины. Когда происходит попеременное увеличение

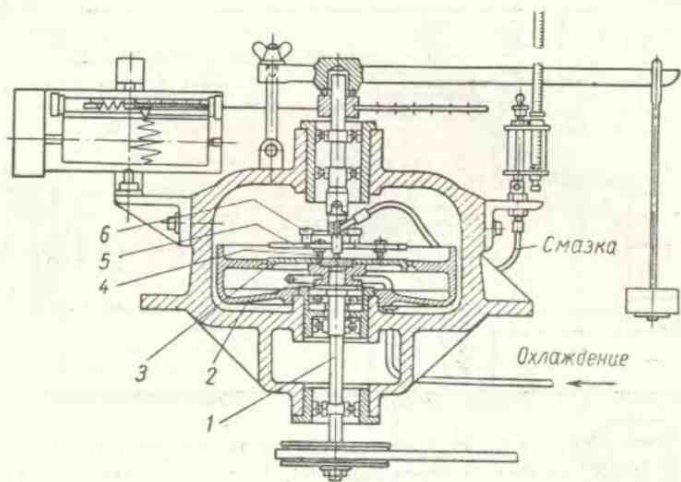


Рис. 204 Схема прибора трения АЕ-5

или уменьшение температуры от заданной, то системы обогрева и охлаждения включаются попеременно, тем самым поддерживая заданную температуру.

**Пальчиковый прибор трения Аничкова и Елина** [10] (по классификации I, 1, б) показан на рис. 204. Испытуемая пара трения представляет собой три пальчика, заключенные в кольцо 5 (один из испытуемых пальчиков обозначен цифрой 4). Пальчики прижимаются к эталонному диску 3 шайбой 6, на которую действует нагрузка, создаваемая рычажной системой. Диск, приводимый от вала 1, заключен в чаше для охлаждения 2, в которой собирается смазка. Диаметр диска 200—300 мм. Обычный диаметр образца (пальчика), трущегося торцом, 10 мм; скорость скольжения изменяется до 20 м/сек. Смазка осуществляется посредством подачи ее каплями к центру диска. Износ определяется взвешиванием образцов на аналитических весах.

Имеющиеся приспособления позволяют охлаждать или нагревать до 200° С поверхность диска. Машина АЕ-5 является одной из наиболее удобных для оценки материалов в условиях граничного трения.

Пользуясь ею, можно выявлять максимальную нагрузку при заедании, качества смазочных материалов и др. Образец из испытываемого материала движется по винтовой линии, причем радиальная подача на один оборот диска равна 1 мм.

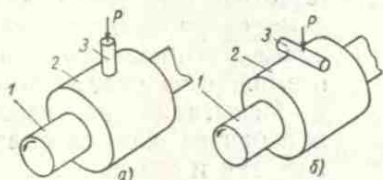


Рис. 205. Схемы трения цилиндрического образца по валу:

1 — вращающийся вал; 2 — кольцо; 3 — цилиндрический образец

**Пальчиковая машина Арчарда** (по классификации I, 2, б). Арчард применил две схемы трения цилиндрического образца по кольцу (рис. 205).

Цилиндрический образец (диаметром 6 мм) прижимается торцом (рис. 205, а) или образующей (рис. 205, б) вращающегося вала диаметром 25—30 мм. Изменяя в широком диапазоне нагрузку  $p$ , скорость и подавая смазку или

работая без смазки, удается воспроизвести различные виды износа. Износ определяется взвешиванием образцов или линейным измерением. Кроме того, измеряется суммарный износ посредством иглы профилографа, устанавливаемой сверху испытываемого образца. Преимуществом установки является ее исключительная простота и возможность контролирования площади касания.

**Установка Амслера** (по классификации I, 2, б) марки МИ-1м предназначена для испытания на износ подшипниковых материалов (рис. 206).

Испытание производится в двух вариантах: в первом на двух прижатых один к другому роликах, вращающихся с постоянным числом оборотов; во втором — на вращающемся ролике, к которому прижимается вкладыш. Диаметр ролика  $d = 40$  мм, число оборотов 200 в минуту. Вкладыш имеет ширину 10 мм и размер по хорде 20 мм. Нагрузка на ролик или вкладыш может быть изменена в пределах от 26 до 200 кг.

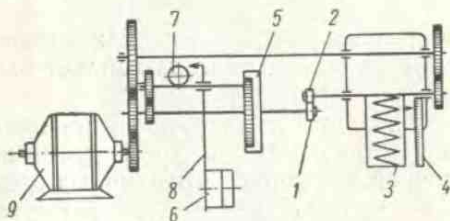


Рис. 206. Схема машины Амслера для испытания на износ

Испытуемые образцы 1 и 2 приводятся в движение от электродвигателя 9 мощностью 1 л. с. Нагрузка на образец создается пружиной 3, величина которой определяется по шкале 4. Момент трения замеряется рычагом 8 со сменным грузом 6. Величина момента

трения записывается на барабан 7. Передача движения производится шестерней 5.

Верхняя каретка может совершать колебательные движения вдоль оси с амплитудой 8 мм. На машине имеется эксцентрик, позволяющий периодически изменять нагрузку на образцы. Момент трения измеряется маятником, на котором можно менять грузы.

Существенным недостатком машины является ее малая скорость скольжения (до 0,4 м/сек), отсутствие устройства для самоцентрирования образца и его подогрева или возможности охлаждения.

Испытания на износ проводятся как со смазкой, так и без нее.

Дисковая машина трения Барвелла и Стронга [39] (по классификации I, 1, б) (рис. 207) состоит из движущегося диска 1, неподвижного образца 2, грузов 3, создающих нагрузку, и микроскопа 4. Для определения величины износа рычаг с неподвижным образцом перекидывается в положение, показанное штриховой линией. Образцы изготавливаются в виде цилиндров

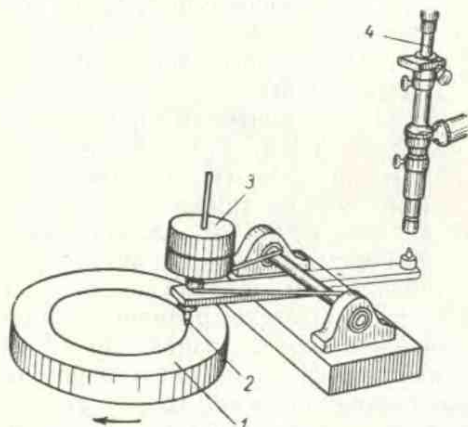


Рис. 207. Схема дисковой машины Барвелла и Стронга:

1 — диск; 2 — образец; 3 — грузы; 4 — микроскоп

или усеченных конусов. Минимальная величина суммарного линейного износа, которая может быть измерена микроскопом, составляет  $10^{-6}$  см.

Скорость изменяется в широком диапазоне посредством ступенчатой передачи. Кроме того, скорость можно изменять установкой образцов на различных радиусах, для чего в головке имеются соответствующие пазы. Внутри диска, для его охлаждения, подводится вода. Для смазки поверхности диска имеется специальное дозировочное приспособление. Высокая точность измерения износа позволяет вести кратковременные испытания.

Машина Х4-Б (рис. 208) конструкции М. М. Хрущева (по классификации I, 1, б) предназначена для испытания стойкости материала в режиме микрорезания. Образец в виде цилиндра диаметром 2 мм трется торцом об абразивную шкурку, натянутую на плоскую сторону диска диаметром 250 мм, вращающегося со скоростью 60—70 об/мин. Испытуемый образец перемещается радиально. Одна половина поверхности шкурки на диске

предусмотрена для испытуемого образца, другая — для эталона, испытываемого в таких же условиях. Отношение износа эталона к

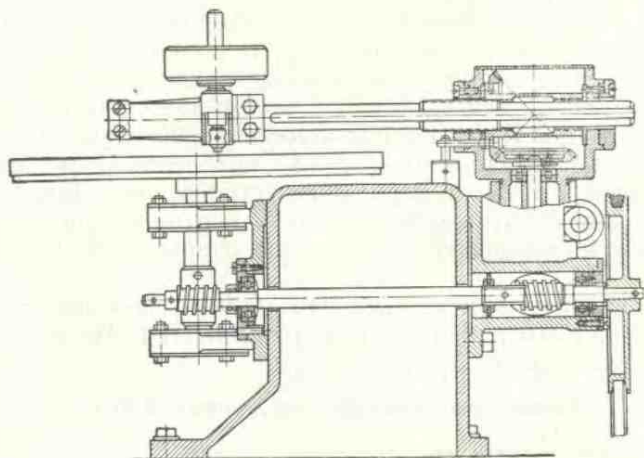


Рис. 208. Схема машины X4-Б

износу испытуемого образца характеризует величину относительной стойкости.

**Дисковая машина для исследования трения скольжения** (рис. 209). По металлическому диску, вращающемуся в горизонтальной плоскости, скользит на определенном расстоянии от центра испытуемый образец. Величина давления на образец создается электромагнитом, действующим на грибок, передающий нагрузку детали, к нижней поверхности которой прикреплен образец. Сила трения регистрируется по изгибу балки, защемленной одним концом. На балке крепятся тензодатчики (рабочий и компенсационный), которые через усилитель соединяются со шлейфовым осциллографом. При визуальной регистрации сила трения замеряется по углу закручивания проволоки, натянутой по диаметру стального кольца. На проволоке прикреплены рычажок и зеркало, отбрасывающее зайчик



Рис. 209. Внешний вид дисковой машины трения

на шкалу. Изгиб балки или закручивание проволоки происходят под воздействием нити, к другому концу которой прикреплена пластина, скользящая по диску. Скорость скольжения образца по диску создается изменением числа оборотов двигателя постоянного тока, питание которого осуществляется по схеме Леонардо. В некоторых случаях под диском располагаются нагревательные элементы для создания нужного температурного режима. Недостатком этой машины является невозможность осуществления больших нагрузок в связи с креплением образца, который соединен нитью с измеряющим устройством. Для больших нагрузок применяют жесткую рамку, центрированную относительно оси и имеющую обычно три опоры (как и в приборе АЕ-5).

Усовершенствованная дисковая машина для испытаний на трение и износ выпускается под маркой МДП-1. Техническая характеристика машины приведена ниже.

#### Техническая характеристика машины МДП-1

Количество одновременно испытываемых образцов . . .	3
Размеры испытываемых образцов в мм:	
диаметр; длина . . . . .	10; 20
диаметр; длина . . . . .	5; 20
сечение; длина . . . . .	10×15; 20
сечение; длина . . . . .	4×6; 20
Диаметр образца, образующего поверхность трения в мм:	
внутренний . . . . .	90
наружный . . . . .	350
Число оборотов диска в минуту	9—3000
Точность поддержания числа оборотов двигателя в %	±5
Величина радиуса, на котором ведется испытание в мм	60—150
Скорость скольжения в м/сек	0,06—47
Сила прижима в кг	10—450
Точность измерения момента сил трения в %	±5
Пределы измерения суммарного износа в мм	0,2—8
Точность измерения износа в %	±5

**Установки для испытания подшипников скольжения.** При испытании подшипниковых материалов определяется коэффициент трения и износ при трении вал — вкладыш в условиях статического нагружения. Одной из таких установок является машина НИДИ [30]. Образец 1 (вкладыш с поверхностью трения 5 см<sup>2</sup>) с небольшой дугой охвата, состоит из двух одинаковых полосок, разделенных широкой канавкой (рис. 210). Съемная цапфа образована стальным кольцом, сидящем на конусе консольного конца вала 2. Образец нагружается через серьгу 3 гирями 4, подвешенными на конец нагрузочного рычага 5. Максимальная нагрузка на образец 2500 кг, наибольшее давление 400 кг/см<sup>2</sup>. Скорость вращения цапфы 500 об/мин. Момент трения измеряется при помощи двуплечего рычага 6, на концах которого имеются чашки 7 для гирь.



К недостаткам установки следует отнести малую скорость скольжения и отсутствие устройства для самоориентировки образцов, что вызывает длительную приработку образцов между двумя последовательными испытаниями.

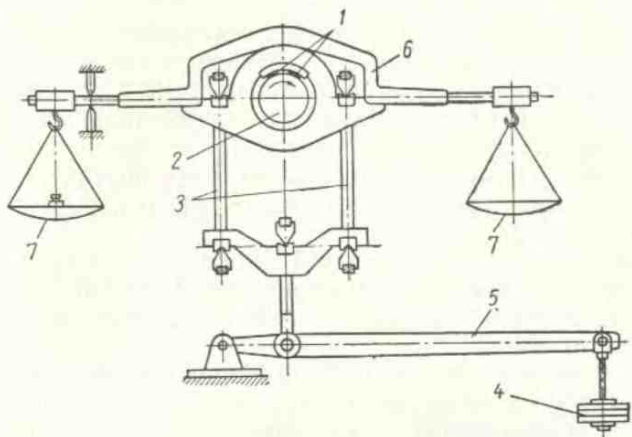


Рис. 210. Схема машины конструкции НИДИ для испытания подшипников скольжения

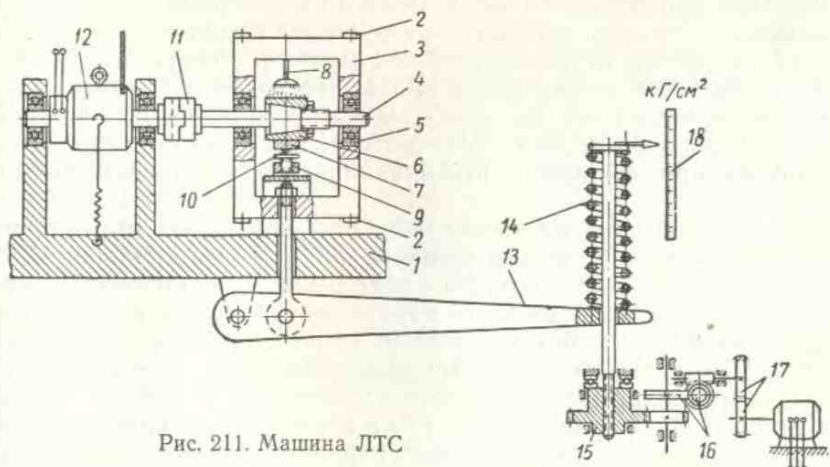


Рис. 211. Машина ЛТС

~2208

Машина ЛТС<sup>1</sup> (рис. 211) предназначена для испытаний различных антифрикционных материалов, в частности на ней производятся и испытания подшипников из пластмасс. Машина раз-

<sup>1</sup> Описание составлено И. Я. Альшицем.

работана И. Я. Альшицем и М. М. Хрущовым. В качестве испытуемого образца принят вкладыш 7, который для лучшей самостановки на валу опирается на призму 10 и шарики, свободно лежащие в чашке. В машине предусмотрено регулировочное устройство 9.

На рабочую конусную шейку вала 4 надевается сменное (для удобства перемонтажа) кольцо 6, зафиксированное на валу гайками. К этому кольцу прижимается испытуемый вкладыш. Кольцо находится посередине вала между двумя опорами 5, заключенными в корпус П-образной каретки 3. Каретка свободно висит на четырех консольных, прикрепленных к кронштейну 1, плоских пружинах 2 и имеет возможность вертикально перемещаться на незначительную величину.

Вал 4 вращается от мотор-весов 12 постоянного тока. Несоосность рабочего вала 4 и вала мотор-весов 12 компенсируется соединительной муфтой 11. Испытуемый подшипник нагружается через рычаг 13 и тягу.

Усилие создается за счет сжатия пружины 14, давящей на конец рычага. Сжатие пружины осуществляется поступательным перемещением связанного с пружиной винта при вращении зубчатого колеса 15. Медленное вращение зубчатому колесу сообщается через трехступенчатый комбинированный червячно-цилиндрический редуктор и пару сменных шестерен 17 от электродвигателя переменного тока. Сменными шестернями может быть получено несколько скоростей нагружения подшипников. Чтобы сократить время, необходимое для разгрузки подшипника, и увеличить скорость перемещения винта, поставлен дополнительный электродвигатель (на схеме не показан), соединяющийся с валом второй червячной пары 16. Момент трения на валу определяется по шкале, при отклонении стрелки, закрепленной на статоре мотор-весов.

Для исключения из общей величины крутящего момента на валу мотор-весов величины момента на коренных подшипниках качения производится тарировка последних. Для этого на машине устанавливается специальный тарировочный валик с четырьмя одинаковыми роликоподшипниками (того же размера, что и коренные). Каждый из этих подшипников нагружают силой, такой же, как и при нормальной работе машины. Половина замеренного момента будет равна моменту на коренных подшипниках, который при подсчетах коэффициента трения испытуемого подшипника должен вычитаться из общего момента трения.

Тарировка пружины для нанесения шкалы 18 нагружения подшипника производится с помощью кольцевого динамометра (стального кольца с индикатором). Динамометр устанавливается вместо испытуемого подшипника и нагружается ступенями. На каждой ступени нагрузки фиксируется соответствующая величина сжатия пружины, т. е. положение стрелки на шкале.

### Основные данные машины ЛТС

Диаметр вала в мм . . . . .	67—78
Длина вкладыша в мм . . . . .	40
Мощность двигателя в <i>квт</i> . . . . .	6
Наибольшая нагрузка на подшипник в <i>кг</i>	10 000
Число оборотов вала в минуту . . . . .	250—1200
Скорости нагружения в <i>кг/см<sup>2</sup></i> в минуту . . . . .	2 и 15
Величина сжатия пружины при $p=400$ <i>кг/см<sup>2</sup></i> в мм . . . . .	157 (или 7,15 <i>кг/мм</i> )
Мощность мотор-весов для механического нагружения в <i>квт</i> . . . . .	0,25
Число оборотов в минуту . . . . .	1450

Испытуемый вкладыш покрывается смазкой, поступающей струей из орошающей системы  $\delta$  на открытую часть вала.

На машине ЛТС подшипниковый материал испытывается комплексным методом в условиях, приближающихся к эксплуатационным (в отличие от испытаний на образцах, где отдельные явления, происходящие при трении, расчленяются, что обуславливает значительное отступление от условий эксплуатации).

Характеристиками для оценки работоспособности материала служат: грузоподъемность подшипника, способность его прирабатываться<sup>1</sup>, а также коэффициент трения, получаемый в зависимости от нагрузки на подшипник.

Испытания производятся следующим образом. Вкладыш ставится на испытание (без предварительной приработки) при определенной скорости нагружения (для пластмасс была принята скорость нагружения  $15$  *кг/см<sup>2</sup>* в минуту). Опыт продолжается, пока момент трения на мотор-весах резко возрастает; при величине момента, равной  $360$  *кг·см*, машина выключается. Затем опыт повторяется еще 2 раза. Наибольшая нагрузка, полученная в трех опытах, считается предельной грузоподъемностью. Однако рабочая нагрузка для подшипника выбирается несколько меньше и проверяется при более длительных испытаниях на установившемся режиме. При испытании подшипника фиксируются показания стрелки мотор-весов, нагрузка на подшипник, температура входящего масла, число оборотов. После каждого испытания поверхности вкладыша и цапфы осматриваются.

Машина МПИ-1 предназначена для сравнительных испытаний пластмасс на трение и износ по свежему следу. Узел трения представляет собой образец, трущийся по образующей барабана, на который наносится абразивная поверхность. Благодаря подаче образца вдоль образующей цилиндра, он всегда трется по свежей поверхности.

<sup>1</sup> Для пластмасс прирабатываемость обычно не определяется, так как в основном они обладают хорошей прирабатываемостью.

Техническая характеристика машины следующая:

**Техническая характеристика машины МПИ-1**

Размеры испытываемых образцов в мм:	
диаметр . . . . .	5
диаметр . . . . .	10
сечение . . . . .	10×10
сечение . . . . .	4×6
сечение . . . . .	10×15
Высота образцов в мм . . . . .	20
Размер выступающей части образца регулируется в пределах в мм . . . . .	
	0,5
Ход суппорта в мм . . . . .	465
Окружная скорость на барабане в м/сек . . . . .	0,25; 1
Подача суппорта за один оборот барабана в мм . . . . .	1; 5; 10
Нагрузка на образец в кг . . . . .	0,2—10
Диапазон измерения силы трения в кг . . . . .	0,2—10
Точность замера силы трения в % . . . . .	+5
Пределы регулирования температуры в °С . . . . .	+20—+200

Машина трения ГП (рис. 212) предназначена для определения статических характеристик трения при малых скоростях относительного перемещения ползуна. Она может быть применена так-

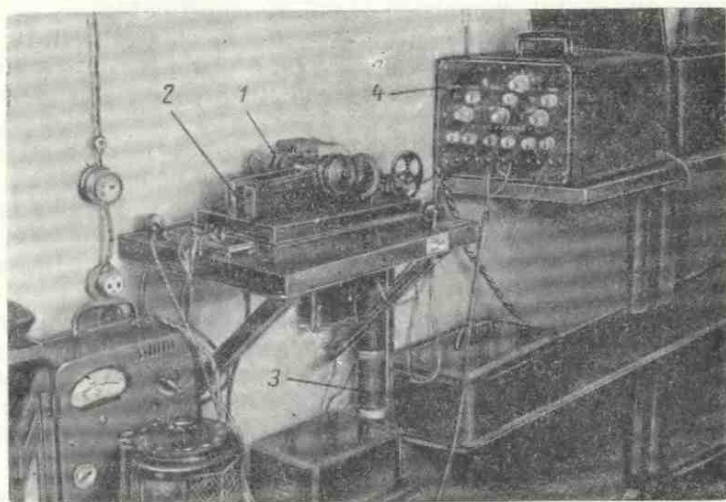


Рис. 212. Общий вид прибора ГП для определения коэффициента трения покоя:

1 — каретка, нагружающая верхний образец; 2 — направляющие, по которым скользит нижний образец; 3 — реостат для регулирования числа оборотов привода; 4 — усилитель к осциллографу

же для изучения механических релаксационных колебаний. Машина (рис. 213) действует от электродвигателя постоянного тока  $I$  мощностью 11 вт с номинальным числом оборотов 2000 в минуту. Электродвигатель укреплен на изолированном основа-

нии. Связь электродвигателя с остальными частями машинок осуществляется упругой передаточной муфтой, что почти полностью устраняет влияние вибрации основания электродвигателя. Число оборотов регулируется реостатом 2. От электродвигателя через упругую муфту 3 движение передается на червячный редуктор 4, колесо которого посажено на хвостовик ходового винта 5. Ходовой винт, вращаясь в маточной гайке 6, жестко связан с ползуном 7, передвигает последний по салазкам 18, укрепленным на станине 19. К ползуну прикрепляется подкладка 8, в зажимное приспособление 10 которой вставляется пластина 9 из испытуемого материала. К станине жестко крепится кронштейн 21 для

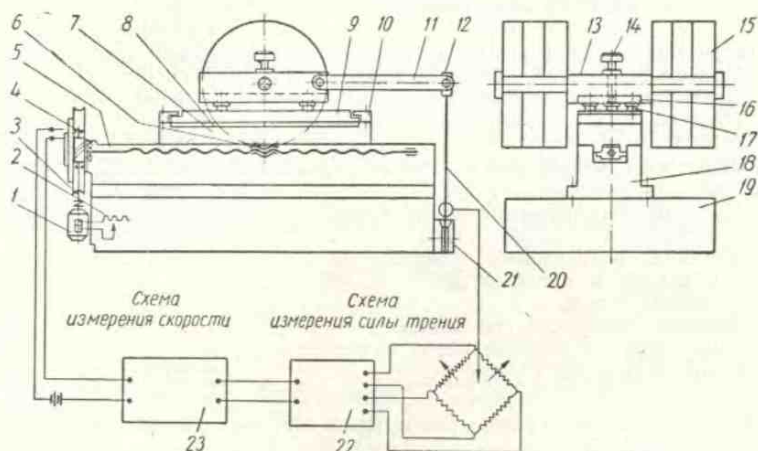


Рис. 213. Схема прибора ГП

зажима упругой измерительной балочки 20, имеющей на свободном конце гребенку 12 для крепления тяг 11.

Нагружающее устройство представляет собой седло 13 со вставленными в него сухарями, служащими для крепления тяг. Пластина 16 с укрепленными на ней образцами 17, изготовленными из испытуемого материала, помещается во внутренний паз седла и установочным винтом 14 прижимается к седлу. Седло с испытуемыми образцами размещается на подвижном ползуне так, чтобы образцы и пластина 9 были в соприкосновении, а тяги 11 своими проушинами с одной стороны были соединены с сухарями седла, а с другой — с гребенкой 12 балочки 20. Ось тяг при этом должна проходить в плоскости трения.

Нагрузка на соприкасающиеся детали создается сменными грузами 15, помещаемыми на равновеликие плечи седла. Сила трения фиксируется по величине прогиба упругой балочки, который измеряется с помощью датчиков сопротивления, наклеенных

на балочку. Электрические импульсы усиливаются промежуточным усилителем 22 и регистрируются шлейфовым осциллографом 23.

Машина трения типа ГП выпускается под маркой МПТ-1. Ее техническая характеристика приведена ниже.

#### Техническая характеристика машины МПТ-1

Размеры испытываемых образцов в мм:	
нижнего (пластины) . . . . .	$(80 \div 150) \times (45 \div 60) \times 10$
верхнего	$(80 \div 150) \times (30 \div 45) \times 5$
1) круглого диаметром . . . . .	10
прямоугольного . . . . .	$10 \times 15 \times 10$
2) круглого диаметром . . . . .	5
прямоугольного . . . . .	$4 \times 6 \times 10$
Пределы хода ползуна в мм . . . . .	$30 \div 100$
Пределы скоростей ползуна в м/мин . . . . .	$0,006 \div 0,6$
Диапазоны регулирования скорости . . . . .	$1 \div 100$
Максимальная нагрузка на образец в кг . . . . .	20
Диапазон получаемых температур в °С . . . . .	$-30 \div +200$
Пределы регулирования температуры в °С . . . . .	$+20 \div +200$
Точность поддержания температуры в камере в пределах от +20 до +200° С в % . . . . .	$\pm 5$
Точность измерения повышенных температур (от максимального значения) в % . . . . .	$\pm 5$

**Машина для исследования износа при возвратно-поступательном движении** [6] (по классификации II, 1, б). Для проведения испытаний при возвратно-поступательном движении, имеющем свою специфику, в основном в части иного характера деформирования поверхностных неровностей в условиях пластического контакта, применяется машина 77MT-1 конструкции Полякова и Гаркунова (рис. 214).

В ней верхний образец 2 прижимается рычажным устройством 4 к самоустанавливающемуся ползуну, на котором расположен нижний образец 1. Ползун движется возвратно-поступательно от кривошипного механизма 3. Длина хода образцов может изменяться от 30 до 70 мм; число двойных ходов в минуту составляет 100, 200, 300 и 400. Нагрузка изменяется в интервале от 10 до 60 кг. Самоустанавливающийся образец, обеспечивающий приработку как первоначальную, так и после промежуточного взвешивания, облегчает работу на машине. Испытания можно производить в различных жидких средах, так как образец помещается в ванну 5. Для испытаний могут быть использованы образцы, вырезанные из цилиндров и поршневых колец.

**Четырехшпиндельная машина с возвратно-поступательным движением** [19] (по классификации II, 1, б) разработана во Все-

союзном научно-исследовательском институте железнодорожного транспорта Т. В. Лариным и Б. М. Асташкевичем. Она является дальнейшим усовершенствованием машины 77МТ-1. На рис. 215 приведена кинематическая схема этой установки. От электродви-

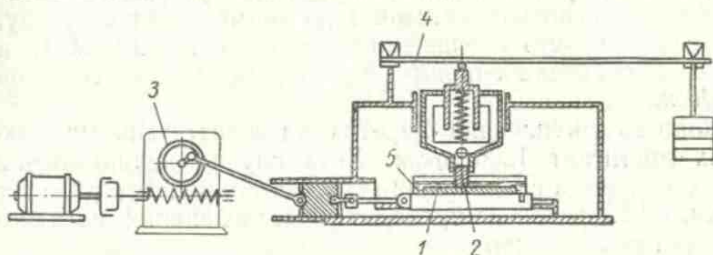


Рис. 214. Схема машины 77МТ-1 для исследования на износ

гателя 1 через коробку скоростей 2 и кривошипно-шатунный механизм 3 движение передается нижнему образцу 4. Верхний образец 5, укрепленный в державке, нагружается рычажным механизмом 6. Для испытаний в контролируемой атмосфере

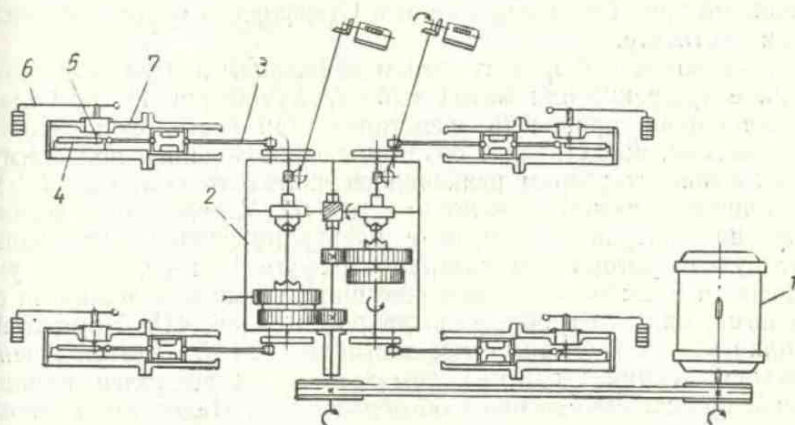


Рис. 215. Четырехшпindleльная машина Т. В. Ларина и Б. М. Асташкевича для испытания на износ

образцы помещаются в герметичные камеры 7. Нижний образец совершает возвратно-поступательное движение. Число двойных ходов в минуту регулируется в пределах от 30 до 800. Максимальное давление  $300 \text{ кг/см}^2$ . Температура контролируется термопарами, установленными в верхнем образце. Износ определяют как с помощью лунок, так и взвешиванием. Силу трения измеряют с помощью тензодатчиков.

## § 5. ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕНИЯ ПРИ СВЕРХВЫСОКИХ СКОРОСТЯХ СКОЛЬЖЕНИЯ

Тенденция увеличения скоростей, наблюдающаяся в технике, пробудила интерес к оценке сил трения в условиях скольжения со сверхвысокими скоростями. При торможении сверхзвуковых самолетов скорость скольжения достигает 130 м/сек. В артиллерийских системах снаряд движется по стволу со скоростью 800 м/сек.

Скорость скольжения кареток на испытательных ракетных треках достигает 1200 м/сек. Хотя случаи использования подобных скоростей скольжения встречаются редко, в ряде стран — Англии, США и СССР проводятся исследования сверхвысоких скоростей скольжения.

Для получения сверхвысоких скоростей скольжения используют как поступательное, так и вращательное движения. Ограниченность величины ускорения при разгоне и торможении движущейся поступательно установки приводит к необходимости создания точно выверенных направляющих, длина которых составляет несколько километров. Установку запускают, а иногда и затормаживают с помощью реактивных двигателей. Подобный ракетный трек был использован в Стэнфордском исследовательском институте.

В установках с вращательным движением используют равномерное вращение или метод выбега. Установка Н. Л. Голего, позволяющая проводить испытания при постоянной скорости скольжения, представляет собой дисковую машину, приводимую в движение стартером реактивного двигателя самолета ТУ-104 посредством системы зубчатых колес [7]. Метод выбега используют на ультрацентрифугах с электромагнитной подвеской и раскруткой ротора. На ультрацентрифуге Кэмбриджского университета применили торможение шара тремя или четырьмя образцами, как это изображено на рис. 217 [36, 41]. Нормальное усилие в этих экспериментах достигало 200 Г. Для получения больших усилий (до 8 кГ) там же был осуществлен принцип удара вращающегося шара об образец [37]. Недостатком упомянутых исследований на ультрацентрифуге явилась переменная площадь касания, а в случае падающего шара — и переменное нормальное усилие при торможении.

Способ торможения, примененный А. В. Семеновым в лаборатории трения ИМАШа на ультрацентрифуге УЦ-2-А, свободен от этих недостатков и позволяет задавать нормальные давления в пределах 1—70 кГ/см<sup>2</sup>. Путем увеличения тока соленоида ультрацентрифуги вращающийся шар 4 прижимается к трем образцам 1, установленным под углом 120° один к другому и под некоторым углом к оси вращения (рис. 216). Звездообразный упругий элемент 2 с датчиками сопротивления 3 позволяет регистрировать вертикальное усилие при торможении.



### Установка Боудена для исследования при больших скоростях.

При скоростях порядка 800 м/сек и более измерение силы трения связано с большими трудностями. Bowden и Freitag [36] применили для этой цели установку (рис. 217), в которой стальной шарик диаметром 15—20 мм подвешивался в магнитном поле соленоида. К шарiku, раскрученному до 100 000 об/мин и более, прижимают пластинку, которая заставляет его прижиматься к двум неподвижным опорам. Для измерения числа оборотов на поверхности шарика наносится риска, которая меняет

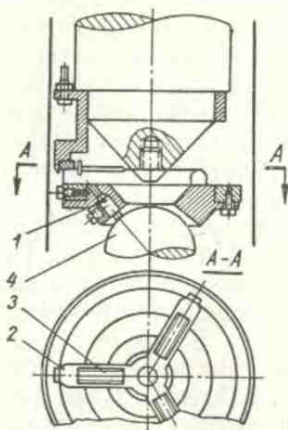


Рис. 216. Рабочий узел для испытания на трение при сверхвысоких скоростях (конструкция А. В. Семенова)

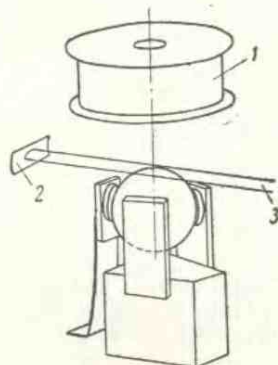


Рис. 217. Схема установки Боудена и Фрейтага для измерения силы трения скольжения с помощью шарика, вращающегося в магнитном поле:

1 — электромагнит; 2 — фотоэлемент; 3 — пучок света

интенсивность отраженного света, попадающего на фотоумножитель. Фотоумножитель подает сигнал генератору частоты, электрическое напряжение на выходе (пропорциональное числу оборотов шара) приводит в действие самопишущий прибор. Зная величину нормальной силы между поверхностями трения и регистрируя замедление шарика при его касании опор, можно определить коэффициент трения.

## § 6. ОБ ИЗМЕРЕНИИ СИЛЫ И МОМЕНТА ТРЕНИЯ

Определение величины силы и момента трения непосредственно в интересующих нас сопряжениях связано с известными трудностями, ибо необходимо измерять величину нагрузки, воспринимаемую парой трения, и величину тангенциального сопротивления. Для прямого определения этих величин существует несколько методов и приборов; опишем некоторые из них.

В качестве измерителя силы трения применяются динамометры, в частности пружинные, в сочетании с динамографом, в котором карандаш или перо, соединенное с пружиной, записывают на барабан или ленту кривую изменения силы по времени.

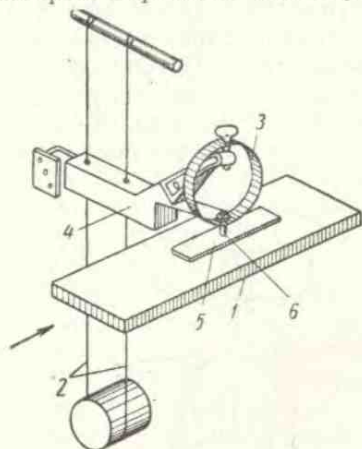


Рис. 218. Схема прибора Бодена и Лебена для измерения силы трения при малых давлениях

Если барабан или лента приводятся в движение непосредственно от измерителя, кривая изменения сил записывается по пути. В приборе (рис. 218) для измерения силы трения между плоской нижней поверхностью 5, расположенной на движущемся столе 1 с испытуемым пальчиковым образцом 6, закрепленном в кольце 3, используют упругость двух параллельно натянутых струн 2, несущих перпендикулярно закрепленный рычаг 4 [38]. По отклонению рычага судят о силе трения, по деформации кольца — о нагрузке. В другом приборе (рис. 219) для измерения силы трения

было применено следующее приспособление. Диск 1 при движении увлекает верхний образец 2 и изгибает проволоку 5 в горизонтальном направлении, пока величина реакции проволоки не

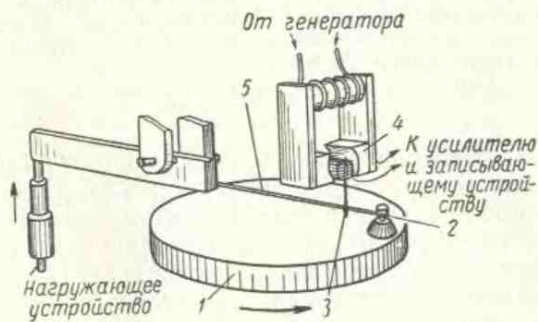


Рис. 219. Прибор Бодена и Лебена для измерения силы трения при нагрузках порядка миллиграммов

станет равной силе трения. Отклонение проволоки в горизонтальном направлении является мерой силы трения. Проволока 5 при движении отклоняет иглу 3, которая поворачивает подвижную катушку, помещенную между парой полюсных башмаков 4. Магнитное поле катушки возбуждается переменным током частотой

100 гц. Отклонение иглы изменяет индуцированное напряжение в катушке, которое передается через усилитель к перу регистрирующего устройства. Прибор начинает реагировать на колебания с периодом 0,1 сек.

Для измерения моментов трения применяются торсионы (динамометры кручения), по углу поворота которых судят о величине момента трения. На рис. 220 показана схема рабочего узла машины трения И-47 [15] для испытания цилиндрических образцов 1 при трении торцом. Нижний образец, опирающийся на

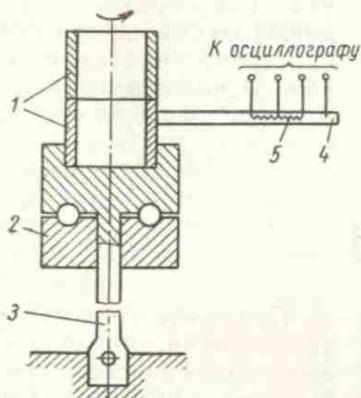


Рис. 220. Схема рабочего узла машины И-47

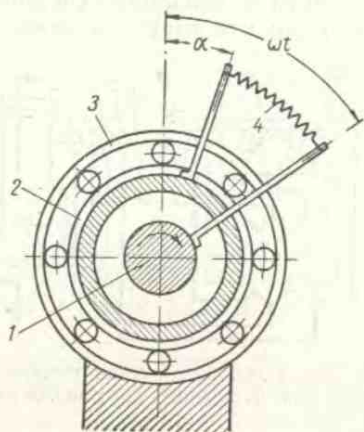


Рис. 221. Схема динамометра для замера момента трения в шариковом подшипнике

подшипник 2, жестко связан с торсионом 3. К нижнему образцу прикреплен гибкая балочка 4, на которой наклеены датчики сопротивления 5. Для испытания материалов имеется набор торсионов различной жесткости.

Торсионный динамометр применен для определения момента трения в прецизионных шарикоподшипниках [23]. В этом приборе (рис. 221) наружное кольцо шарикоподшипника 3 закреплено неподвижно. Ведущий вал 1 увлекает ведомую систему 2, связанную с ним упругим динамометром 4. Прибор позволяет измерять суммарные моменты трения двух подшипников, смонтированных на одном валу, в пределах от 0,15 до 15 Г·см. Измерительная часть прибора построена так, что регистрирующая система не дает механических нагрузок на ведущую ось. Погрешность прибора не превышает 10%.

Измерение сил и моментов трения при большом интервале их изменения производится проволочными датчиками сопротивления. Датчики можно наклеивать непосредственно на исследуемые детали. Для повышения чувствительности или же при

невозможности наклеивания датчика в исследуемом узле изготавливаются специальные приспособления для установки датчиков.

При измерениях крутящего момента на вращающихся деталях пользуются токосъемным устройством со скользящими контактами (схема такого устройства предложена Н. П. Раевским). На вал наклеиваются четыре проволочных датчика 1 (рис. 222), которые включаются по мостовой схеме, чтобы исключить влияние изгиба вала.

Одним из распространенных методов косвенного определения коэффициента трения является метод выбега. Он основан на том, что кинетическая энергия движущегося поступательно или вращающегося тела поглощается сочленением, где имеется трение, т. е.

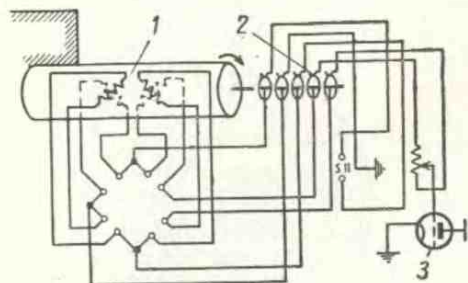


Рис. 222. Схема включения четырех датчиков для измерения крутящего момента:

1 — датчики; 2 — токосъемное устройство; 3 — ламповый усилитель.

$$\frac{mv^2}{2} = fNl;$$

$$\frac{J\omega^2}{2} = fNl.$$

Пользуясь приведенными уравнениями, можно вычислить коэффициенты трения. Однако таким методом можно определить лишь осред-

ненный коэффициент трения, предполагая, что он не зависит от скорости.

## § 7. МЕТОДЫ ИЗМЕРЕНИЯ ИЗНОСА

Для определения величины износа материала и распределения износа по поверхности трения применяются различные методы.

Наиболее распространенным является метод определения линейного износа. Измеряя размеры элементов пары трения до и после испытания и определяя разность линейных размеров, судят о величине линейного износа. Для измерения линейных размеров пользуются микрометрами, контактными приборами с индуктивными или проволочными датчиками и бесконтактными с пневматическими датчиками. При совместном замере износа пары трения весьма удобным является укрепление на одной из испытываемых деталей иглы профилографа, которая записывает величину износа во времени. Целесообразно линейный износ выражать в безразмерных единицах. Износ можно определять по потере в весе, но весовой способ определения износа является

интегральным, потому что фактически определяется суммарная потеря веса по всей поверхности трения. Весовой износ неудачно выражают в  $мг/км$  пути. Лучше выражать его в  $г/см^3$ , тогда весъма облегчается переход от линейного износа к весовому:

$$I_g = I_h \gamma,$$

где  $\gamma$  — удельный вес.

Как мы указывали в гл. V, интенсивность износа в условиях пластического контакта выражается уравнением

$$I_h = i_h \frac{A_r}{A_a} = i_h \frac{q_a}{H}.$$

Это выражение позволяет оценивать изнашиваемость по удельной интенсивности износа, для этого надо учитывать номинальные давления и твердость материала (при той температуре, при которой производились опыты).

Для определения величины износа наиболее широко применяются измерительные инструменты, микрометры, микрометрические нутромеры, индикаторные приборы. Погрешности измерения этих инструментов, если величина износа невелика, бывают относительно большими, а порой и соизмеримыми с величиной износа.

Количество изношенного металла можно определять по его содержанию в масле. При этом из масла отбирают пробу, которую сжигают, и в золе при помощи химического анализа или полерографическим методом определяют содержание металла. Метод отличается высокой чувствительностью. Следует отметить, что он является интегральным для всего сочленения, так как продукты износа отделяются от нескольких трущихся деталей, что является существенным его недостатком. В настоящее время метод определения износа по спектральному анализу масла существенно доработан и широко используется за рубежом. В СССР этот метод применяется на транспорте как экспресс-метод. Для установления точной величины износа кратко опишем некоторые из новых методов.

### Метод искусственных баз

В основе этого способа [31] лежит простая идея: определить количественную величину линейного износа по изменению размеров суживающегося углубления, сделанного на изнашиваемой поверхности, профиль которого известен. Геометрическая форма этого углубления должна обладать осью, нормальной к поверхности трения, вдоль которой мы должны отсчитывать местный линейный износ.

Таковыми углублениями могут быть выделенный отпечаток в форме пирамиды или конуса, высверленное коническое углубление, вырезанная, вытертая или вышлифованная лунка той или

ной формы. Все эти методы определения износа объединены под общим названием — метод искусственных баз, который включает в себя метод отпечатков, метод вырезанных лунок и др.

**Метод отпечатков** состоит в том, что искусственная база создается путем вдавливания алмазной пирамиды, которая служит для измерения твердости, или какого-либо другого индентора в поверхность, износ которой мы хотим измерить.

Обычно в качестве индентора применяется алмазная пирамида с квадратным основанием и двугранным углом при вершине, равным  $136^\circ$  (рис. 223).

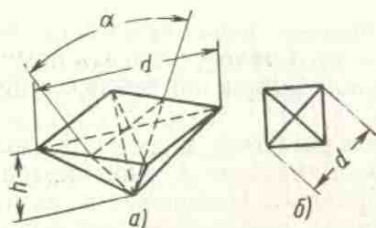


Рис. 223. Схема индентора, имеющего форму пирамиды с квадратным основанием (а), и проекция отпечатка, сделанного этой пирамидой (б)

Материалом для инденторов может служить не только алмаз, но и твердые сплавы, а при исследовании мягких металлов можно применять закаленную инструментальную сталь.

Величина линейного износа для отпечатка квадратной пирамиды на плоской поверхности пластического материала

$$\Delta h = h_1 - h_2 = \frac{1}{m} (d_1 - d_2),$$

где  $h_1$  и  $h_2$  — глубина отпечатка до и после испытания;  
 $m$  — коэффициент пропорциональности;

$d_1$  и  $d_2$  — длина диагонали до и после испытания.

При  $\alpha = 136^\circ$   $m = 7$ , поэтому

$$\Delta h = \frac{d_1 - d_2}{7}.$$

Опыт показывает, что для точного определения износа следует измерять диагональ, расположенную перпендикулярно к направлению скольжения, так как образующиеся на поверхности трения риски могут затруднить определение положения конца диагонали. Поэтому при вращательном движении вала следует измерять диагональ, расположенную вдоль образующей, и в этом случае величина износа определяется так же, как для плоских образцов. При поступательном движении плунжера относительно цилиндра следует измерять диагональ, расположенную перпендикулярно образующей, т. е. вдоль окружности. В этом случае с учетом кривизны цилиндра

$$\Delta h = \frac{d_1 - d_2}{m} - \frac{d_1^2 - d_2^2}{8R}.$$

Для отпечатка на выпуклой цилиндрической поверхности

$$\Delta h = \frac{d_1 - d_2}{m} + \frac{d_1^2 + d_2^2}{8R}.$$

**Метод накерненных отпечатков** состоит в том, что на поверхности, износ которой надлежит определить, ударом молотка или специального инструмента делают отпечаток с помощью конического керн ( $\alpha = 120 \div 140^\circ$ ), являющегося индентором. Неперпендикулярность оси керн к исследуемой поверхности служит основным источником возможной неточности этого метода, особенно, если керн или ударный инструмент удерживается от руки. Применение направляющих втулок позволяет избежать этой неточности.

Алмаз в качестве индентора тут не пригоден из-за опасности разрушения его при ударе, возможности скола его острия в результате неточности направления, а также трудности придания алмазу правильной конической формы. В качестве материала индентора рекомендуется применять закаленную сталь.

Этот метод несвободен от недостатков, присущих ранее описанному способу.

Величина износа

$$\Delta h = c \Delta d,$$

где

$$c = 0,5 \operatorname{tg} \left( 90^\circ - \frac{\alpha}{2} \right);$$

$\Delta d$  — изменение диаметра отпечатка.

**Метод вырезанных лунок** нашел широкое применение при исследовании износа различных пар трения. Принципиально он отличается от ранее описанных способов лишь тем, что база на исследуемую поверхность наносится с помощью резца, имеющего форму трехгранной пирамиды.

В методе вырезанных лунок особенно важным является расположение измеряемого параметра лунки относительно направления скольжения. При этом следует руководствоваться правилом, изложенным в методе отпечатков.

Кроме основных недостатков, которые могут быть отнесены к методу искусственных баз (местное вспучивание и отклонение лунок и отпечатков от истинной формы), существует еще достаточно высокая трудоемкость (продолжительность испытания измеряется сотнями и тысячами часов), а также необходимость создания механизмов для измерения величины износа.

### **Метод радиоактивных индикаторов**

Этот метод позволяет вести непрерывный контроль за износом угла трения в процессе его работы, не производя разборки исследуемого узла машины. Для изучения износа деталей при

помощи этого способа необходимо активизировать материал деталей, т. е. тем или иным путем ввести в них определенный радиоактивный элемент, который в дальнейшем будет служить индикатором величины износа.

Известны и применяются следующие методы активирования:

1. Введение радиоактивного изотопа в металл при плавке.
2. Нанесение радиоактивного электролитического покрытия.
3. Активирование в процессе диффузии.
4. Установка радиоактивных вставок.
5. Облучение нейтронами.

Выбор того или иного метода оценки величины износа зависит от условий эксперимента.

Определение скорости износа методом радиоактивных изотопов позволяет изучать процесс износа в динамике [21, 31]. При этом в исследуемый материал детали, износ которой хотят изучить, вводится радиоактивный изотоп. По мере износа вместе с продуктами износа попадает пропорциональное им количество атомов радиоактивного изотопа. По интенсивности излучения этого изотопа в пробе масла можно судить о количестве металла, попавшего в масло за определенный период времени.

Если имеется готовая деталь, то ее износ можно изучить, запрессовывая нормально к поверхности трения вставки в виде проволоки небольшого диаметра из сплава, содержащего радиоактивный изотоп. При наличии готовой детали ее можно сделать радиоактивной путем облучения в ядерном реакторе. Если используются детали, на поверхности трения которых имеются специальные покрытия, то в материал покрытия вводится радиоактивный изотоп.

Весьма удобным является измерение износа посредством запрессовывания на определенной глубине радиоактивного источника.

О величине износа судят по изменению интенсивности потока радиоактивных частиц, достигающих поверхности. Этот метод с применением радиоактивного таллия оказался весьма удобным для измерения износа шин. Методика эта была разработана научно-исследовательским институтом шинной промышленности и отличается большой чувствительностью.

**Дифференциальный метод радиоактивных индикаторов.** В. И. Постниковым [22] разработан и внедряется в промышленность метод непрерывного и периодического контроля за износом и использованием малых активностей радиоактивных изотопов. Метод основан на создании радиоактивного поверхностного слоя на заранее заданную глубину путем активации заряженными частицами (альфа-частицами, дейтонами и протонами) поверхности детали, которая подлежит исследованию или контролю. Вместе с деталью активируется образец или эталон, на кото-



ром одновременно замеряется износ и изменение активности, т. е. получается зависимость вида

$$\frac{N}{N_0} = f(\Delta b),$$

где  $N$  — скорость счета в данный момент в *имп/мин*;

$N_0$  — начальная скорость счета в *имп/мин*;

$\Delta b$  — снятый в процессе истирания слой в *мк*.

Полученные данные по изменению скорости счета в зависимости от истертого слоя являются эталоном для определения износа в процессе работы детали на машине по изменению скорости ее счета. Аппаратура, представляющая собой пересчетные установки (Б-2М, ПП-8, ПП-12 и др.) и ионизационные или сцинтилляционные счетчики, устанавливается в неисследуемой детали (пересчетные установки могут устанавливаться и в другом помещении). Малые активности применяемых радиоактивных изотопов (10 *мккюри* и ниже) позволяют использовать метод в обычных производственных условиях, а также при эксплуатации машин и механизмов для непрерывного или периодического контроля за их износом без остановки и разработки агрегатов. Метод применяется для контроля за износом цилиндро-поршневой группы двигателей внутреннего сгорания, различных шестерен, колец и других деталей. Чувствительность метода 1—2 *мк*.

## § 8. О МОДЕЛИРОВАНИИ ЛАБОРАТОРНЫХ ИСПЫТАНИЙ

Одним из наиболее сложных вопросов науки о трении и износе является выяснение того комплекса условий, который приводит к тому или иному виду повреждений поверхностей трения.

Решение этого вопроса позволяет воспроизводить в лабораторных условиях характер трения и износа, имеющий место в эксплуатации, и установить критерии, которые являются основой для расчета на трение и износ различных деталей.

Установление критериев приближенного моделирования должно исходить из природы процесса трения. Наиболее характерной чертой этого процесса является наличие контактной связи между поверхностями, возникающей вследствие сжимающих усилий. Шероховатость и волнистость поверхностей обуславливает дискретный характер контактирования. При скольжении эти контактирующие точки перемещаются по поверхности, и трение можно рассматривать как идущий во времени процесс образования и разрушения временных подвижных связей, характеризующих плотностью фрикционного контакта, т. е. числом пятен, приходящихся на 1 *см*<sup>2</sup> номинального фрикционного контакта при относительном перемещении поверхностей на 1 *см*, определяющей продолжительность «жизни» пятна, характеризуемой временем, в течение которого имеет место контактирование в данной точке, и продолжительностью «отдыха» пятна контакта, характе-

ризуемой временем между двумя последовательными контактированиями.

Трудность моделирования заключается в том, что применение одних и тех же материалов для модели и природы еще недостаточно для совпадения процессов трения и изнашивания, так как материалы при трении изменяют свои свойства различно в зависимости от ряда факторов. Важно выяснить, какой же из факторов является доминирующим. Рассмотрим три фактора: давление, скорость деформирования и температуру.

**Влияние давления** на механические свойства материалов, в частности на срез, можно характеризовать данными (табл. 46)

Таблица 46

**Влияние давления на механические свойства металлов**

Металл	Сопротивление на срез при атмосферном давлении $\sigma_0$ $\tau_0 = \frac{\sigma_0}{2}$ кг/см <sup>2</sup>	Сопротивление на срез $\tau_1$ при давлении $\sigma_1 = 40 \cdot 10^8$ атм в кг/см <sup>2</sup>	Пьезокоэффициент $\frac{\tau_1/\tau_0}{\sigma_1/\sigma_0}$
Медь . . . . .	1100	4900	$1 \cdot 10^{-4}$
Алюминий . . . . .	300	3200	$1,4 \cdot 10^{-3}$
Никель . . . . .	2500	8700	$1 \cdot 10^{-4}$
Цинк . . . . .	800	2000	$1,2 \cdot 10^{-4}$

Бриджмена, определившего сопротивление на срез некоторых чистых металлов при сжатии тонкого слоя металла между двумя дисками.

Из таблицы видно, что наибольший пьезокоэффициент имеет алюминий, однако величина его весьма невелика.

Влияние давления и, в частности, напряженного состояния на физико-химические процессы изучалось рядом ученых.

Следует учесть, что при увеличении номинального давления фактическое давление при упругом контакте растет медленно, в степени  $\frac{2\nu}{2\nu + 1}$ , при пластическом контакте — остается неизменным, равным  $c\sigma_s$ .

**Влияние скорости** скольжения и, соответственно, связанной с ней скорости деформирования, приводит к изменению механических свойств, однако этот эффект невелик. Об этом можно судить косвенно по данным Nadai и Mandjoy [42], выявивших влияние скорости деформации на временное сопротивление разрыву чистого армо-железа (табл. 47).

При увеличении скорости деформирования в 1 млн. раз предел прочности возрос для армо-железа при 0° С в 2 раза, для нагретого до 600° С — в 4 раза. Механизм разрушения материалов при трении несколько иной, он связан с тангенциальным пе-

Влияние скорости деформации на временное сопротивление разрыву для армко-железа

Скорость деформации в см/сек	Предел прочности в кг/мм <sup>2</sup>		Скорость деформации в см/сек	Предел прочности в кг/мм <sup>2</sup>	
	при 600° С	при 6° С		при 600° С	при 0° С
10 <sup>-3</sup>	8	26	10	21	33
10 <sup>-2</sup>	9	26	10 <sup>2</sup>	26	40
10 <sup>-1</sup>	11	26	10 <sup>3</sup>	34	48

ремещением внедрившихся контактов, однако соответствующие эксперименты по внедрению индентора в материал при различных скоростях при переходе от статического нагружения к ударному показали, что сопротивление материалов разрушению обычно возрастает на 20—30%, и лишь в редких случаях, для очень немногих, весьма пластических, материалов, это сопротивление возрастает в 2—3 раза.

Увеличение скорости скольжения может влиять на физико-химические процессы. В основном это влияние сводится к возрастанию скорости, уменьшает продолжительность «отдыха», что сокращает время взаимодействия материала с окружающей средой.

П. А. Ребиндером с сотрудниками [24] изучено влияние окружающей среды на механические свойства материалов при резании. Имеются также специальные исследования применительно к трению [27, 40].

Наиболее резко механические свойства материалов изменяет температура. Для иллюстрации в табл. 48 приведены данные зависимости сопротивления разрыву от температуры для двух металлов и двух фрикционных пластмасс 6КФ-32 и Ц-17-52.

Как видим из данных табл. 48, механические свойства материалов снижаются при возрастании температуры тела весьма интенсивно. Следует учесть, что хромистый чугун является одним из наиболее стабильных по отношению к температуре материалов.

Протекание физико-химических процессов также существенно зависит от температуры. Незначительное изменение температуры резко влияет на диффузионные процессы, так как коэффициент диффузии зависит от температуры, входящей в показатель степени. Влияние температурного градиента на превращения в металлах, связанных с диффузией, было выявлено в исследованиях И. А. Одингга; применительно к трению — в исследованиях В. В. Чернышева и Б. И. Костецкого в его известной монографии об изнашивании металлов.

Зависимость сопротивления разрыву от температуры

Температура в °С	Предел прочности в кг/мм <sup>2</sup>			
	Хромистый чугун (по Гречину)	Чистое желе- зо (по Надаи и Манджой)	Пластмасса 6КФ-32 (по Косте- рину)	Пластмасса Ц-17-52 (по Косте- рину)
-100	—	30	—	—
0	80	25	3,5	2,1
100	—	—	2,3	1,8
200	70	39	2,0	0,5
300	—	—	1,6	0,5
400	65	20	0,65	0,5
500	—	—	0,1	0,5
600	42	7	—	—
800	22	2	—	—
1000	—	2	—	—

Температура может изменить характер взаимодействия поверхностей, привести к образованию различных пленок, структурным изменениям материалов и др. Таким образом, температура является фактором, наиболее сильно влияющим на трение и износ.

Тепло, генерируемое в контактной, всегда дискретной зоне, частично рассеивается и частично распространяется в глубь трущихся тел, создавая обычно большой температурный градиент. Наиболее значительный нагрев имеет место в тонком слое, порядка 5—20 мк.

На рис. 224 показаны кривые изменения температуры по глубине в тормозной колодке экскаватора 1 и в стальной рубашке авиатормоза 2 в момент торможения. Как видно, температура наиболее резко изменяется в поверхностном слое, в толщинах порядка 1 мм. Поскольку механические свойства материалов зависят от температуры, температура поверхностного слоя и температурный градиент приводят к изменению механических свойств материалов, что соответственно отражается на характере разрушения поверхностей, и коэффициентов трения. Это заставляет различать следующие характеристики температурного поля, влияющие на трение и износ: контактную температуру; температуру трения; температурный градиент; объемную температуру (расчет температур см. гл. IV).

Для иллюстрации приведем экспериментальные данные, характеризующие влияние температурного режима на условия разрушения поверхностей трения армко-железа.

На рис. 225 изображена зависимость интенсивности износа стали У8 при трении ее по армко-железу от скорости скольже-

ния при испытании на машине И-47-К-54. Из рисунка видно, что при скорости 0,9 м/сек интенсивность износа снижается (примерно в 500—600 раз), характер разрушения резко меняется, имевшее место глубинное вырывание сменяется полированием. Расчет температуры трения показал, что при этой скорости значение контактной температуры достигает 1000°С, а так как при температуре около 900°С скорость коррозии возрастает скачкообразно, то этим и объясняется резкое изменение интенсивности износа.

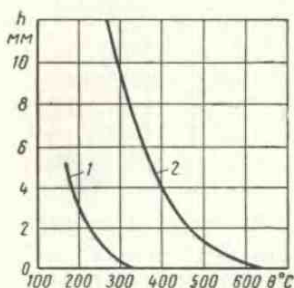


Рис. 224. Распределение температуры по глубине трения деталей:

1 — пластмасса ретинакс, условия стационарного режима; 2 — стали 45 при быстром торможении, режим нормальный

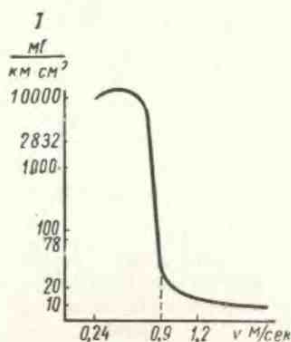


Рис. 225. Изменение интенсивности износа стали У8 в зависимости от скорости скольжения

Для проверки влияния температурного поля на трение и износ нами был произведен при весьма малой скорости скольжения искусственный нагрев контактов электрическим током до той же температуры (1000°С). Для этого потребовался кратковременный пропуск через образцы тока 600 а. В этом случае независимо от скорости износ носил полировальный характер и интенсивность его была весьма мала.

В следующем опыте, наоборот, производилось искусственное охлаждение образцов, при котором в закрытое пространство между образцами вводился жидкий азот; последний, испаряясь, проходил через поверхность раздела образцов. В этом случае независимо от скорости скольжения всегда имело место глубинное вырывание, характеризуемое весьма интенсивным износом.

На рис. 226 показано изменение коэффициента трения в зависимости от температуры пластмассы ретинакс при трении ее по чугуно СЧ 21-40. Изменение температуры осуществлялось путем увеличения скорости скольжения. Испытания были проведены также на кольцевых образцах при трении их торцами.

Как видно из рис. 226, при одной и той же поверхностной температуре коэффициент трения имеет различное значение в зави-

симости от условий тепловода, т. е. коэффициент трения зависит от температурного градиента (рис. 227).

На температурный режим трения, а следовательно, на коэффициент трения и интенсивность износа имеет большое влияние коэффициент взаимного перекрытия поверхностей трения, изменяющий коэффициент распределения тепловых потоков.

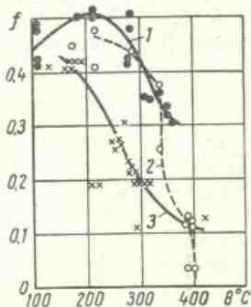


Рис. 226. Зависимость коэффициента трения от температуры при различных режимах испытаний:

1 — обдувке; 2 — нормальном режиме; 3 — обмазке

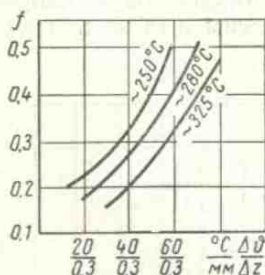


Рис. 227. Зависимость коэффициента трения от средних температурных градиентов при фиксированных температурах (пластмасса ретинакс по чугуну ЧНМХ)

Например, для фрикционной пластмассы марки Ц-4-52 при трении ее по армко-железу (при одинаковой площади пластмассового образца, удельном давлении  $15 \text{ кг/см}^2$ , скорости скольжения  $3,34 \text{ м/сек}$ ) получены следующие данные (табл. 49).

Таблица 49

**Влияние коэффициента взаимного перекрытия на коэффициент трения и интенсивность износа при постоянном  $qv$**

Исходные данные	Температура в °C	$f$	$I_h$
$K_{вз} = 1$ (трение торцами двух кольцевых образцов)	400	0,14	400
$K_{вз} = 0,05$ (трение пальчика по диску)	100	0,30	14,7

Эксперименты показали, что существенное влияние на температурный режим оказывает не только коэффициент взаимного перекрытия, но и взаимное расположение элементов контактирующих поверхностей.

Таким образом, для моделирования лабораторных испытаний на трение скольжения важно сохранение двух температурных характеристик: суммарной температуры и температурного градиента. При моделировании износа объемная температура имеет меньшее значение, за исключением весьма напряженных узлов

трения. Поэтому при оценке трения необходимо на лабораторной установке сохранять температурный режим природы. При оценке износа задача упрощается. Суммарная температура представляет собой сумму температуры вспышки и поверхностной температуры, поэтому, увеличивая объемную температуру, искусственно подогревая образец или создавая значительную нагрузку, можно получить ту же суммарную температуру при меньшей скорости скольжения.

Объемная температура обусловлена мощностью трения и условиями теплоотдачи. Решающее влияние на нее оказывает коэффициент взаимного перекрытия. Объемную температуру можно изменять, регулируя условия теплоотдачи, применяя обдув, обмазку, искусственный подогрев.

Вопросу моделирования температурных полей применительно к расчету тормозов подъемно-транспортных механизмов посвящена работа М. П. Александрова [2]. На основе системы дифференциальных уравнений в частных производных, описывающей процессы нагрева и охлаждения тормозного устройства, устанавливаются условия однозначности, выделяющие из совокупности рассматриваемое частное явление. Методами теории подобия составляются общие критериальные уравнения, из анализа которых выясняются те величины, которые необходимо измерить опытным путем. Обработка результатов опытов позволяет установить конкретные зависимости между соответствующими критериями.

Основные соотношения подобия температурных полей трущихся тел, а также некоторых других параметров, характеризующих трение, были исследованы В. С. Щедровым, А. В. Чичинадзе и Г. И. Троянской [34]. Упомянутые в этой работе критериальные соотношения получены на основе уравнения теплопроводности и граничных условий, которые наиболее типичны для процесса теплообразования на скользящем контакте.

Приведем основные критериальные соотношения, применяемые при приближенном моделировании температурных полей, возникающих в процессе трения.

Первое из них — число Фурье, представляющее собой отношение произведения температуропроводности на время действия к квадрату характерного размера:

$$Fo = \frac{aL}{L^2}.$$

Второе — число Био — отношение коэффициента теплоотдачи к коэффициенту теплопроводности, умноженное на характерный размер тела:

$$Bi = \frac{\varepsilon}{\lambda}.$$

Третий критерий был назван числом Ампера. Это отношение произведений характерного размера одного тела на теплопроводность к произведению характерного размера другого тела на теплопроводность:

$$Am = \frac{L_1 \lambda_2}{L_2 \lambda_1}.$$

Четвертый критерий был назван числом Мейера. Это отношение произведения характерной температуры на теплопроводность к количеству тепла за счет работы трения, поступающего в данное тело (с учетом коэффициента распределения тепловых потоков):

$$Me = \frac{\theta \lambda}{Ljqv};$$

здесь  $a$ ,  $t$ ,  $\varepsilon$ ,  $\lambda$ ,  $\alpha$ ,  $f$ ,  $\theta$ ,  $q$ ,  $v$  — соответственно температуропроводность; время; коэффициенты: теплоотдачи, теплопроводности, распределения тепловых потоков, трения; температура, удельная нагрузка, скорость;

$L$  — характерный размер тела.

Для подобия температурных полей трущихся тел необходимо совпадение указанных выше безразмерных соотношений, т. е.

$$(Fo)_1 = (Fo)_2; (Bi)_1 = (Bi)_2; (Me)_1 = (Me)_2,$$

где индекс 1 относится к модели, индекс 2 — к натуре. Как уже упоминалось, возможно только лишь приближенное моделирование температурных полей, что следует из неразрешимости частного интеграла Фурье, удовлетворяющего граничным и начальным условиям, относительно величин  $L_i$ .

Соблюдение изложенных выше безразмерных соотношений позволяет переносить результаты лабораторных экспериментов на реальные объекты. Это весьма плодотворное направление успешно развивается А. В. Чичинадзе и его учениками [4, 33]. Оно дает возможность переносить результаты испытания, полученные с малыми образцами, на натуру.

## § 9. СТЕНДЫ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ НА ТРЕНИЕ И ИЗНОС

Вследствие того что моделирование условий трения возможно только приближенное, следующим этапом исследований являются испытания на стендах, имитирующих эксплуатационные условия. Приведем описание двух инерционных стендов, применяемых для исследования фрикционных пар.

**Стенд для испытания фрикционных пар в камерных и дисковых тормозных авиационных колесах.** Принцип проведения испытаний на инерционном стенде состоит в том, что путем разгона маховиков и барабана стенда до требуемых оборотов сначала накапливают запас энергии вращения его маховых масс, равный кинетической энергии, приходящейся на испытуемый тормоз, за-



тем эту энергию поглощают и рассеивают путем торможения испытуемым тормозом до полной остановки маховых масс и барабана с прижатым к нему колесом. В процессе торможения автоматически записываются изменение тормозного момента, давления в тормозе и изменение времени оборота стэнда при торможении.

#### Основные данные стэнда

Двигатель ПН-1320:

Мощность в <i>квт</i> . . . . .	150
Число оборотов вала двигателя в минуту . . . . .	1500
Максимальная окружная скорость барабана в <i>км/ч</i> . . . . .	400
Моменты инерции вращающихся масс в <i>кг·сек<sup>2</sup></i> :	
$J_{\max}$ . . . . .	211
$J_{\min}$ . . . . .	28
Максимальный размер испытуемого колеса в <i>мм</i> . . . . .	850×250
Статическая нагрузка в <i>кг</i> . . . . .	3800

Колесо прижимают к барабану силой, равной радиальной нагрузке, приходящейся на данное колесо от веса самолета на стоянке. Силу прижатия контролируют по усадке шины. В испытуемом тормозе создается давление (пневматически или гидравлически), величина которого подбирается такой, чтобы получить расчетный тормозной момент. В существующих камерных тормозах применяют давление  $p = 15 \div 40 \text{ кг/см}^2$ . У многодисковых тормозов давление в цилиндре по величине мало отличается от давления в камерном тормозе, а в однодисковом тормозе давление в цилиндре значительно выше, чем у камерных и многодисковых тормозов (в некоторых однодисковых тормозах давление в цилиндре достигает  $180 \text{ кг/см}^2$  и больше).

Согласно нормам, окружная скорость барабана стэнда, а следовательно, и скорость прижатого к нему колеса с испытуемым тормозом в момент начала торможения должны быть  $v_{\text{окр}} = 0,8 v_{\text{нос}}$ . При испытаниях изолированного от колеса тормоза обороты вала должны быть равны оборотам колеса, обеспечивающим скорость, равную  $0,8 v_{\text{нос}}$ .

Количество маховиков, присоединенных к валу стэнда, должно быть таким, чтобы при данной окружной скорости кинетическая энергия маховых масс стэнда была равна

$$A_n = 0,036 P_{\text{стат}} v_{\text{нос}}^2 + u,$$

где  $A_n$  — нормированная для данного тормоза кинетическая энергия;

$P_{\text{ст}}$  — радиальная стояночная нагрузка на колесо;

$v_{\text{нос}}$  — посадочная скорость самолета, для которого предназначено данное колесо с тормозом;

$u$  — потери энергии в стэнде на преодоление трения в подшипниках вала, аэродинамического сопротивления вращению маховых масс и сопротивления качению колеса по барабану.

После того как стенд остановится, колесо отжимают от барабана и охлаждают до температуры помещения. Затем цикл повторяется, т. е. стенд снова разгоняют до требуемой скорости, колесо прижимают к барабану и включают испытуемый тормоз до полной остановки стенда.

Главный вал стенда (рис. 228), несущий на себе маховики 2, и барабан 3, установлен на четырех подшипниках качения, из которых два расположены по сторонам барабана, а два — у маховиков. К правому концу вала через эластичную муфту присоединен электродвигатель, к левому — тормозной барабан для ис-

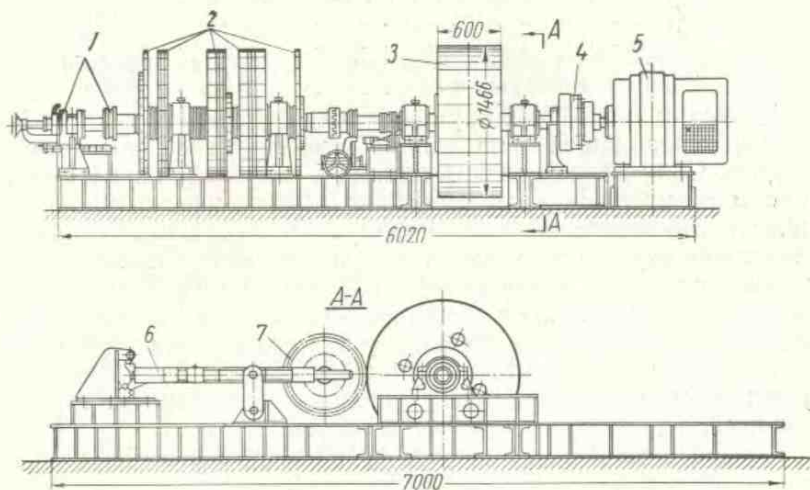


Рис. 228. Схема инерционного стенда

питания изолированных тормозов. Между барабаном стенда и маховиками установлена муфта, позволяющая разъединить вал и отключать все маховики сразу. Вал с системой маховиков, барабаном и подшипниками покоится на устоях, установленных на общей массивной станине, сваренной из швеллеров и присоединенной анкерными болтами к фундаменту. Маховики стенда сделаны в виде массивных стальных шайб различной толщины. Каждый из маховиков может быть легко присоединен к валу и отъединен от него. Когда маховики нужно присоединить к валу, их привертывают болтами к планшайбам, жестко соединенным с валом. Отъединенные, неработающие маховики покоятся на специальных цилиндрических опорах, укрепленных на упорах. Количество и вес маховиков выбраны так, чтобы при определенной окружной скорости  $v_{окр}$  можно было задавать величину кинетической энергии с точностью до  $\pm 5\%$  в диапазоне от  $A_{стар\ min}$  до  $A_{стар\ max}$ .

Барабан 3 стэнда состоит из стальной обечайки, приваренной к двум стальным дискам, соединенным со ступицей, наглухо посаженной на вал стэнда.

Аварийный тормоз 4 состоит из сдвоенного камерного тормоза диаметром 507 мм, шириной 140 мм, неподвижно укрепленного на кронштейне (установлен на станине стэнда), и стального тормозного барабана, соединенного с фланцем, плотно сидящим на главном валу. Вес тормозного барабана аварийного тормоза выбран таким, чтобы при поглощении максимальной энергии стэнда при экстренном торможении он нагревался до температуры 500°С. Максимальный тормозной момент аварийного тормоза равен 250 000 кг·см при  $q = 17 \text{ кг/см}^2$ .

При скорости  $v = 400 \text{ км/ч}$  тормоз останавливает стэнд в течение 6 сек, аварийный тормоз включается в пульт управления стэндом.

Электродвигатель 5 стэнда постоянного тока получает питание от системы двигатель — генератор, установленной отдельно. С полностью подключенными маховиками двигатель разгоняет стэнд до максимальных оборотов вала за 2 мин. Управление запуском и остановкой электродвигателя и регулировка скорости разгона двигателя производятся с пульта управления.

Прижимная установка 6 служит для прижатия колеса 7 с испытуемым тормозом к барабану стэнда. Она состоит из двух рам, расположенных в одной горизонтальной плоскости. Первая из этих рам шарнирно укреплена на станине стэнда, вторая — на цилиндрических направляющих первой рамы. Вторая рама может скользить по направляющим первой рамы и совершать возвратно-поступательное движение под действием гидроцилиндра. Колесо с осью устанавливается на второй раме. Ось колеса неподвижно укрепляется в зажимах второй рамы.

Испытуемый тормоз устанавливается на ось колеса свободно, так что под действием тормозного момента он может легко поворачиваться около центра оси. К тормозу прикрепляется рычаг, который своим свободным концом опирается на поршень гидравлической месдозы, передающей по трубопроводу давление в манометрический самописец, расположенный на пульте управления.

Прижимная установка имеет гидравлическую систему, при помощи которой колесо прижимается к барабану и отжимается от него. Скорость прижатия и скорость отжатия равны 0,5 м/сек. Сила прижатия регулируется редукционным клапаном, включенным в линию помпа — гидроцилиндр, и контролируется по величине радиальной усадки шины прижатого к барабану колеса. Управление гидросистемой прижимной установки осуществляется с пульта.

Установка 1 изолированного испытания тормозов состоит из суппорта, на котором укрепляется испытуемый тормоз. Установка

имеет гидравлическую мессозу, соединенную трубопроводом с самописцем на пульте; на мессозу опирается свободный конец рычага тормозов. Сменный тормозной барабан укреплен неподвижно на конце вала, с которым он вращается вместе.

**Стенд СТН для испытания тормозных накладок легковых автомобилей.** Принцип действия стенда СТН, сконструированного

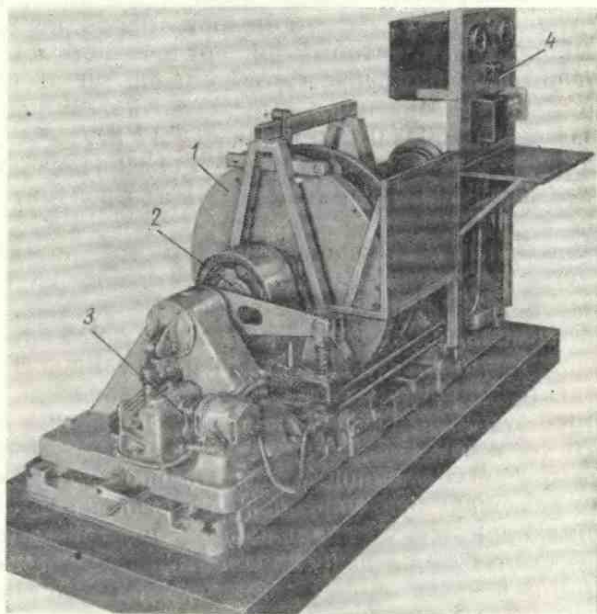


Рис. 229. Стенд НАМИ для испытания тормозных накладок

в НАМИ для испытания автомобильных тормозных накладок, такой же, как и описанного выше. Однако относительно автомобильных тормозов существенным является оценка фрикционного материала применительно к режимам многократно повторного торможения, поэтому этот стенд работает циклически, автоматически производя разгоны и торможения, причем в нем могут быть испытаны различные по конструкции тормоза. Приведем описание этого стенда, составленное О. Л. Левенстерн.

Стенд СТН (рис. 229) состоит из двигателя узла маховых масс 1, приводимых в движение электродвигателем мощностью 14 квт, тормозного механизма 2, автоматических механизмов управления стендом 3, приборов для замера и записи параметров 4 и установки для воздушного охлаждения тормозного узла (на рисунке не показана).

Электродвигатель разгоняет маховые массы и тормозной барабан до заданных оборотов. Затем одновременно с автоматическим отключением двигателя включается тормозной механизм, который затормаживает барабан и маховые массы до останова. После останова барабана тормоз автоматически выключается. Этот цикл торможения может повторяться с заданным интервалом времени.

Узел маховых масс состоит из пяти больших и пяти малых дисков, размещенных соосно на одном валу. Размеры и моменты инерции дисков приведены в табл. 50.

Один из больших дисков укреплен болтами к фланцу ступицы, запрессованной на валу на шпонке. Нужно для испытаний каждого типа накладок количество больших и малых дисков крепятся болтами к первому большому диску. Вал с маховыми дисками расположен на радиально-сферических шарикоподшипниках в двух стойках, укрепленных на фундаментной плите стенда.

На той же плите на специальной подставке укреплен приводной электродвигатель, вал которого через гибкую муфту соединен с валом стенда.

На другом конце вала на шлицах смонтирована ступица тормозного барабана, который крепится к ступице с учетом возможных деформаций барабана. При включении приводного электродвигателя тормозной барабан вращается вместе с укрепленными на валу дисками. Ненужные при данных испытаниях диски перемещаются вдоль вала, устанавливаются на специальные подставки на стойках стенда и закрепляются.

Тормозные накладки испытываются на стенде в натуральную величину в собранном тормозе. Для контрольных испытаний фрикционных материалов тормозных накладок необходимо исключить влияние конструкции тормозного механизма на работу накладок. Для этого тормозной механизм стенда имеет специальную конструкцию с жестким барабаном и симметричными колодками с разнесенными опорами. Чтобы иметь возможность испытывать тормозные колодки различных автомобилей, были соответственно изготовлены три взаимозаменяемых тормозных механизма одинаковой конструкции, но с различными диаметрами тормозных барабанов (230, 280 и 305 мм), равные диаметрам тормозных барабанов автомобилей «Москвич», ГАЗ-М20 и ЗИЛ-110. Материал тормозных барабанов стенда аналогичен материалу тормозных барабанов автомобилей. Так как на стенде должны проводиться испытания на нагрев, а работа гидрав-

Таблица 50

Размеры и моменты инерции дисков стенда

Наименование дисков	Диаметр в мм	Толщина в мм	Момент инерции в $\text{кгм} \cdot \text{см}^2$
Большой . . . .	1008	25	2,00
Малый . . . .	800	12,5	0,4

лического привода при нагреве может нарушиться, привод к тормозу станда сделан механическим. Во избежание ударного приложения тормозного усилия при затормаживании рычаг под действием груза опускается по эксцентрику, что создает постепенное нарастание тормозного усилия. При опускании рычага груза по эксцентрику стальная лента, связанная с рычагом, перемещает осевой клин тормозного механизма, что вызывает радиальное перемещение распорных клиньев, раздвигающих колодки и вызывающих затормаживание.

Обороты тормозного барабана, при которых начинается торможение, устанавливаются вращением штурвала и могут быть заданы в пределах от 250 до 700 в минуту. Тахометр, размещенный на щите приборов 4 (рис. 229), показывает число оборотов тормозного барабана.

Интервал времени между циклами торможения может быть задан от 45 сек до 3 мин и выдерживается автоматически. Блок контактов обеспечивает при этом своевременное включение и выключение пускового двигателя, затормаживание и растормаживание.

Для замера температуры в теле барабана на глубине 2 мм от рабочей поверхности устанавливается хромель-копелевая термопара (в теле барабана имеется четыре отверстия разной глубины для термопар). При износе и расточке барабана термопара переставляется в следующее отверстие так, что расстояние спая термопары от рабочей поверхности изменяется в незначительных пределах (2—0,35 мм). Термопара через токосъемник и компенсационный провод соединена с гальванометром, шкала которого проградуирована и вынесена на щиток приборов.

Таким образом, во время испытаний на стенде осуществляется постоянный контроль числа оборотов, соответствующих началу торможения до полного торможения, числа циклов торможения, интервала времени между циклами торможения и температуры тормозного барабана. Число циклов торможения фиксируется автоматически; путь торможения записывается.

Конструкция станда позволяет установить скоростные и тепловые режимы, удельные давления и законы их распределения. Теплоотвод от накладок и обдув воздухом тормозных барабанов соответствует реальным условиям работы тормозных накладок в автомобильных тормозах. Вследствие этого определяемые на стенде фрикционные свойства накладок достаточно отражают их эксплуатационные качества, выявляемые при дорожных испытаниях.

Большой интерес представляют малые инерционные стенды. К ним можно отнести инерционный стенд В. К. Щетинина [35] и машину ИМ-58. Идея малого инерционного станда заключается в том, что в малом испытываемом образце мощность трения в процессе всего торможения должна совпадать с натурой.

Малый инерционный стенд ИМ-58 (рис. 230), сконструированный А. Э. Баумгартэ, А. В. Чичинадзе, И. К. Субботиным и Т. Г. Сапроновым, является дальнейшим усовершенствованием машины трения И-47. Он предназначен для испытания фрикционных пар при нестационарных и стационарных режимах торможения. Машина ИМ-58 позволяет проводить как модельные испытания образцов фрикционных пар при различных тормозных режимах, так и испытывать эти же пары на фрикционную теплостойкость.

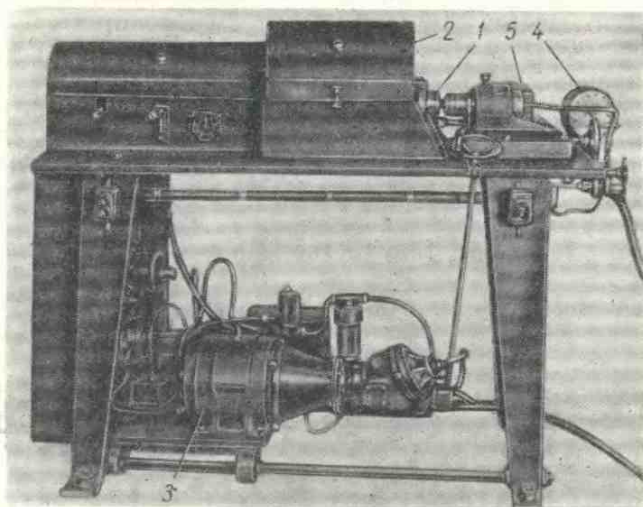


Рис. 230. Малый инерционный стенд ИМ-58:

1 — бабки подвижная и неподвижная с испытательными головками аналогично конструкции машины И-47-К-54; 2 — узел маховых масс (набор из семи дисков большого диаметра и восьми дисков малого диаметра); 3 — гидропривод для вращения рабочего вала машины; 4 — пневматический привод для создания давления на испытываемых образцах; 5 — узел регистрации момента трения

В подвижной бабке крепится невращающаяся головка для установки образцов и вмонтировано приспособление для создания давления на испытываемые образцы. В неподвижной бабке проходит вал, на котором крепится вращающаяся головка для установки образцов. На этом же валу свободно сидят инерционные диски.

Приводом к машине служит гидромуфта, позволяющая плавно изменять число оборотов от 100 до 6000 в минуту. В некоторых случаях возможны разгоны до 8000 об/мин. Максимальный диаметр испытуемого образца 75 мм, поэтому линейная скорость может изменяться от 0,2 до 20 м/сек. Принцип действия гидромуфты следующий. Электродвигатель переменного тока приводит в действие насос, который нагнетает масло из масля-

ного бачка в маслоотстойник. Затем через переходной клапан масло подается в гидродвигатель, приводящий во вращение вал машины. Давление на испытуемые образцы создается сжатым воздухом, поступающим из баллона. Сила трения замеряется индукционным датчиком и записывается на электронный потенциометр.

Температура трения замеряется хромель-алюмелевой термопарой, заделанной в образец на глубине 1 мм от поверхности трения, и тоже записывается на электронный потенциометр. Скорость вращения вала измеряется таходинамой. Время испытания отсчитывается секундомером. Необходимое количество больших и малых дисков крепится болтами к фланцу ступицы, жестко сидящей на валу. Диски разгоняются до скорости, обеспечивающей заданное количество кинетической энергии на 1 см<sup>2</sup> поверхности образца. Затем посредством сжатого воздуха к поверхности образца, вращающегося с маховыми массами, прижимается неподвижный образец. Начальная скорость торможения и давление обеспечиваются такими, чтобы время торможения (т. е. тепловая мощность) соответствовало заданным условиям.

К машине ИМ-58 предусмотрены сменные головки трения для кольцевых испытуемых образцов наружными диаметрами 28, 42 и 75 мм.

Пневматический привод позволяет при большом образце (75 мм) иметь удельное давление на кольцевой поверхности трения до 50 кг/см<sup>2</sup>. Давление регистрируется манометром и может записываться на самописце.

Узел маховых масс машины ИМ-58 позволяет аккумулировать такие удельные кинетические энергии торможения для испытуемых образцов при скоростях скольжения порядка 20—25 м/сек\*, которые практически перекрывают удельные кинетические энергии торможения всех современных узлов сухого трения. Необходимое количество больших и малых маховиков (дисков) для получения требуемой кинетической энергии крепится болтами к фланцу ступицы рабочего вала. Маховики, не участвующие в эксперименте, остаются закрепленными на полом вала и не вращаются. Закрепленные на рабочем валу маховики раскручиваются до требуемой скорости скольжения. При этом суммарный момент инерции выбранных маховиков должен обеспечивать необходимый запас кинетической энергии для моделирования процесса торможения.

После достижения нужной скорости специальной муфтой отключается гидропривод и единственным аккумулятором энергии для испытуемых образцов являются вращающиеся выбранные

\* Такие скорости скольжения обеспечиваются при разгоне вала до 8000 об/мин.



маховые массы. Далее подается требуемое давление на испытываемые образцы, и к вращающемуся вместе с маховиками испытываемому образцу прижимается неподвижный испытываемый образец.

Запас кинетической энергии — скорость скольжения и давление — при правильном выборе обеспечивает одинаковое с реальным тормозом время торможения, т. е. одинаковую мощность торможения.

В процессе торможения регистрируются тормозной момент, давление, изменение скорости и температура в зоне трения об-

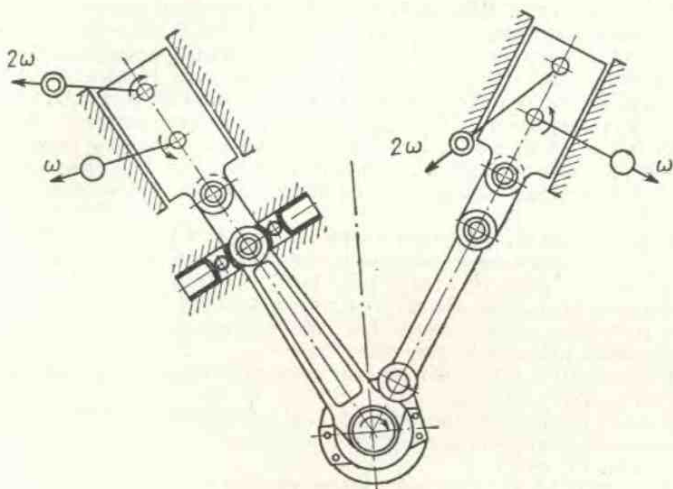


Рис. 231 Схема установки Дьячкова для испытания подшипников скольжения

разцов. После определенного количества циклов торможений определяется износ образцов.

Преимуществом такого метода испытания является получение близких к эксплуатационным фрикционных и износных характеристик испытываемых пар, а также получение диаграмм изменения коэффициента трения в процессе торможения и от числа торможений.

**Установка для испытания подшипников скольжения.** Различные формы нагружения (сложные и простые), скоростной режим, зазор, смазку можно исследовать на установках, сконструированных А. К. Дьячковым [9]. Схема одной из таких установок показана на рис. 231. Исследуемый подшипник помещен в шатун V-образного двигателя. Грузы размещены на траверсах малых головок главного и прицепного шатунов. Угловые скорости грузов первого и второго вида разнятся. Траверсы свободно перемещаются вдоль своей оси, совпадающей с осью своего

шатуна. Большая головка шатуна свободно перемещается только в пределах зазора подшипника. Конструкция машины позволяет проводить опыты при различных жесткостях шатунов и при различном размещении места подведения смазки. Интервал скоростей на этой установке 1400—2300 об/мин ( $v = 5,5 \div \div 9,03$  м/сек) при давлении 52—143 кг/см<sup>2</sup>.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Адамс, Лам. Статистический анализ в исследовании твердых смазок. «Техническая механика» (русский перевод), 1963, № 2, стр. 189—194.
2. Александров М. П. Моделирование при проектировании и расчете тормозных устройств. Сб. «Повышение эффективности тормозных устройств. Свойства фрикционных материалов». М., Изд-во АН СССР, 1959, стр. 159—170.
3. Безбородько М. Д., Виноградов Г. В., Подольский Ю. Я., Шабаров Л. И. Четырехшариковые машины трения и их модифицирование для изучения антифрикционных свойств и износостойкости пластмасс. Сб. «Методы испытания на изнашивание». М., Изд-во АН СССР, 1962, стр. 81—89.
4. Браун Э. Д., Чичинадзе А. В., Смирнова Р. Г., Байков В. В. Моделирование процесса торможения на машине трения ИМ-58. «Машиноведение», 1965, № 2, стр. 105—116.
5. Васильев И. В. Испытание материалов на изнашивание при трении в водных растворах электролитов. Сб. «Методы испытания на изнашивание». М., Изд-во АН СССР, 1962, стр. 205—211.
6. Гаркунов Д. Н. Повышение износостойкости деталей самолетов. М., Оборонгиз, 1960, 140 стр.
7. Голего Н. Л. Испытательные машины для исследования процессов трения и износа при больших скоростях скольжения. «Заводская лаборатория», 1963, № 6, стр. 761—763.
8. Голего Н. Л. Схватывание в машинах и методы его устранения. Киев, Изд-во «Техника», 1965, 231 стр.
9. Дьячков А. К. Исследование тепловыделения при трении подшипника скольжения. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. X, М., Изд-во АН СССР, 1955, стр. 297—335.
10. Елин Л. В. Машина для испытания материалов на износ при трении в условиях граничной смазки. «Заводская лаборатория», 1940, № 3, стр. 340—344.
11. Зайцев А. К. Методика лабораторных испытаний материалов на износ. (Методы и машины). Труды Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. I, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1939, стр. 310—328.
12. Зайцев А. К. Основы учения о трении, износе и смазке машин. Ч. 2, М.—Л., Машгиз, 1947.
13. Клейфильд Э. Дж., Метьюз Дж. Б., Уиттен Т. В. Значение адгезии между металлом и маслом для смазки. Сб. «Международная конференция по смазке и износу машин». Под ред. д-ра техн. наук проф. А. И. Петрусевича. М., Машгиз, 1962.
14. Конвисаров Д. В. Трение и износ металлов. М.—Свердловск, Машгиз, 1947, 184 стр.
15. Крагельский И. В., Чичинадзе А. В. Методика испытания тормозных материалов на новой установке трения И-47. «Заводская лаборатория», 1954, № 5, стр. 607—611.
16. Крагельский И. В., Шраго Н. М. Метод оценки тангенциальной прочности адгезионного шва, возникающего при трении. Сб. «Теория трения и износа». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 324—327.

17. Крагельский И. В., Гриб В. В. Метод оценки и установка для испытания материалов пар трения в высоком вакууме. «Заводская лаборатория», 1965, № 2, стр. 220—223.
18. Курицина А. Д. Определение краевых углов смачивания пластмасс. Сб. «Пластмассы как антифрикционные материалы». М., Изд-во АН СССР, 1961, стр. 15—21.
19. Ларин Т. В., Асташкевич Б. М. Машина трения с возвратно-поступательным движением. «Заводская лаборатория», Т. XXVI, 1960, № 2, стр. 239—241.
20. Лозинский М. Г. Высокотемпературная металлография. М., Машигиз, 1956, 312 стр.
21. Нисневич А. И. Применение радиоактивных изотопов для изучения долговечности деталей машин. М., Госатомиздат, 1962, 184 стр.
22. Постников В. И. Новый метод непрерывного контроля за износом деталей машин. Сб. «Изотопы в СССР», М., Атомиздат, № 3, 1966, стр. 11—16.
23. Пекар С. И., Спыну Г. А., Бланчук В. М., Рябчук Г. П., Немец О. Ф. Измерение моментов трения в прецизионных шарикоподшипниках при непрерывном вращении. Сб. «Повышение износостойкости и срока службы машин». Киев—М., Машигиз, 1956, стр. 173—182.
24. Ребиндер П. А., Епифанов Г. И., Плетнева П. А. О механизме действия активных сред при резании металлов. ДАН СССР. Т. 97, № 2, 1954, стр. 277—279.
25. Рыбалов С. Ш. Машина с терморегулированием для исследования трения и износа резины по металлической поверхности. Сб. «Теория трения и износа», М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 302—305.
26. Соловьев А. И. Коэффициент полезного действия механизмов и машин. М., Изд-во «Машиностроение», 1966, 179 стр.
27. Тененбаум М. М. Об основных направлениях и задачах стандартизации методов испытаний на трение и изнашивание. Сб. «Методы испытания на изнашивание». М., Изд-во АН СССР, 1962, стр. 5—11.
28. Харач Г. М. Новый прибор и методика определения усталостных характеристик поверхностных слоев материалов при трении. Сб. «Трение твердых тел». М., Изд-во «Наука», 1964.
29. Хрущов М. М. Основные положения к методам испытания на изнашивание. Труды Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. I, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1939, стр. 297—310.
30. Хрущов М. М. Исследование приработки подшипниковых сплавов и цапф. М.—Л., Изд-во АН СССР, 1946.
31. Хрущов М. М., Беркович Е. С. Определение износа деталей машин методом искусственных баз. М., Изд-во АН СССР, 1959.
32. Хрущов М. М., Бабичев М. А. Методика испытания металлов на изнашивание при трении об абразивную поверхность. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. I, М., Изд-во АН СССР, 1941, стр. 68—89.
33. Чичинадзе А. В., Браун Э. Д. Модельные испытания фрикционных пар железнодорожных тормозов. «Вестник машиностроения», 1964, № 8, стр. 32—37.
34. Щедров В. С., Чичинадзе А. В., Трояновская Г. И. Влияние температурного поля на фрикционные характеристики и моделирование процесса трения. Труды III Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. М., Изд-во АН СССР, 1960, стр. 245—261.
35. Щетинин В. К. Повышение эффективности тормозных устройств. М., Изд-во АН СССР, 1959.
36. Bowden F. P., Freitag E. H. The Friction of Solids at Very High Speeds. «Proc. Roy. Soc.» 1958, No. 1254, vol. 248 Ser. A, pp. 350—367.
37. Bowden E. P., Persson P. A. Deformation, Heating and Melting of Solids in High—Speed Friction. «Proc. Roy. Soc.», 1961, No. 2303, vol. 260, Ser. A, pp. 433—458.

38. Bowden F. P., Tabor D. Friction and Lubrication of Solids. Oxford, 1950.

39. Burwell J. T. and Strong C. D. On Empirical Law of Adhesive Wear. «J. Appl. Phys.», 1952, vol. 23, No. 1, vol. 23, pp. 18—28.

40. Fink M. und Hoffmann V. «Archiv für das Eisenhüttenwesen», 1932, Nr. 4, Bd. 6, SS. 161—164.

41. Miller D. R. Friction and Abrasion of Hard Solids at High Sliding Speeds. «Proc. Roy. Soc.», 1962, No. 1338, vol. 269, Ser. A., pp. 368—384.

42. Nadai A. and Mandjoy M. High — Speed Tension Tests at Elevated Temperatures. «Am. Soc. Testing Matls», 1940, No. 40, p. 16.

---

### § 1. ТРЕБОВАНИЯ, ПРЕДЪЯВЛЯЕМЫЕ К МАТЕРИАЛАМ

Быстрое развитие техники вызвало необходимость применения особо форсированных режимов работы тормозных устройств на самолетах, экскаваторах, бурильных лебедках, автомобилях и подвижном составе железных дорог. Тяжелые условия работы тормозов выдвинули повышенные требования к их конструкции и в особенности к свойствам материалов, применяемых в качестве пар трения.

Ранее применявшиеся фрикционные материалы оказались непригодными для этих целей в основном из-за их малой теплоустойкости.

Понадобились принципиально новые тормозные материалы, причем вследствие специфичности требований к узлам трения применительно к различным областям техники эти материалы стали создаваться специализированными, в зависимости от назначения машины.

Изучению процесса торможения, так же как и созданию пригодных для современной техники фрикционных материалов, посвящены специальные исследования.

Применительно к авиационным тормозам ряд данных можно найти в работах Г. Е. Чупилко [11]; по железнодорожным тормозам у Б. Л. Карвацкого и В. М. Казаринова [6], Л. М. Пыжевича [10], Н. П. Шапова [12]; по автомобильным тормозам — у Н. А. Бухарина [3].

Капитальное исследование по расчету тормозных устройств и характеристикам фрикционных материалов проведено М. П. Александровым [1], установившим зависимость эффективности применения различных материалов в зависимости от конструкции узла трения и режима процесса торможения.

Взаимосвязи процессов, протекающих в тормозных материалах, и их фрикционных свойств посвящена работа Г. А. Георгиевского [4].

Структурные исследования материалов и изменения, происходящие в процессе торможения, описаны Б. И. Костецким и Ф. К. Германчуком [7].

Фрикционные характеристики и вопросы применения теплостойкого материала ретинакс в тормозах самолетов, экскаваторов, тракторов, прессах и т. д. рассмотрены в работе [9].

Стремление сделать тормоза компактными и одновременно с этим увеличение скоростей и веса машин привели к тому, что количество кинетической энергии, приходящейся на 1 см<sup>3</sup> объема колеса тормоза, за последние годы возросло в несколько раз; например, для автомобилей в 3—4 раза, а для самолетов, если принять во внимание современные истребители, до 10 раз.

Так как при торможении кинетическая энергия, поглощаемая тормозами, переходит в тепло, а длина тормозного пути не



Рис. 232. Тенденция роста требований по теплостойкости тормозных материалов

должна быть больше прежней, то, естественно, что секундное выделение тепла достигает весьма больших значений [7]. Каждый квадратный сантиметр рабочей поверхности тормоза выделяет за время торможения (10—15 сек) по 350 ккал тепла. Тенденция роста требований по теплостойкости тормозных материалов иллюстрируется рис. 232 [14].

Одним из основных требований, предъявляемых к современным тормозным парам трения, является их высокая фрикционная теплостойкость, т. е. способность пары трения сохранять устойчивое значение коэффициента трения и обладать малым износом в широком диапазоне температур.

Однако условия работы современных машин весьма сложны, поэтому к фрикционным материалам предъявляются еще и другие требования. Рассмотрим некоторые из них.

**Достаточная величина и стабильность коэффициента трения.** Коэффициент трения фрикционной пары должен быть не менее 0,2 и не более 0,5, причем он должен быть достаточно стабильным. Например, в процессе торможения авиационного колеса допускается изменение коэффициента трения не более чем на  $\pm 15\%$ . Процесс трения должен быть плавным, без скачков и вибраций, для чего величина коэффициента трения должна по возможности возрастать с увеличением скоростей или, по крайней мере, как можно меньше падать (см. гл. VII).

**Прирабатываемость.** Элементы фрикционной пары должны прирабатываться достаточно быстро, так чтобы при первом торможении тормозной момент составлял не менее 80% и не более

120% от расчетной величины. При этом на поверхности трения не должны образовываться задиры.

**Несхватываемость.** Пары не должны схватываться (свариваться) как в процессе торможения, так и в других случаях, например после торможения, когда горячий тормоз остается заторможенным.

**Коррозионная стойкость.** Элементы фрикционной пары должны обладать достаточной коррозионной стойкостью при длительном пребывании во влажной атмосфере (до 100%) и температуре от  $-60$  до  $+150^{\circ}$ . Фрикционные материалы не должны вызывать коррозию сопряженных с ними деталей из малоуглеродистых, легированных сталей, алюминиевых и магниевых сплавов.

**Огнебезопасность.** При торможениях в натуральном тормозе, а также непосредственно после торможения фрикционные материалы и продукты их износа или разложения не должны загораться пламенем. Не должен выделяться также дым и неприятные запахи.

**Механическая прочность** на разрыв должна составлять при предельной объемной температуре, развивающейся в тормозе, не меньше  $1,5 \text{ кг/см}^2$ .

При многократных торможениях фрикционные материалы должны хорошо противостоять тепловому удару, возникающему при интенсивном торможении. При этом не должно происходить скалывания фрикционного материала, радиальных и других остаточных деформаций деталей, а также расслоения деталей (при многослойном их выполнении), образования трещин и других повреждений, нарушающих работу тормоза.

**Износостойкость.** Износ элементов пары трения не должен превышать заданных значений. Наиболее удобно задаваться удельным износом  $i_h$ , который для мягких режимов работы не должен превышать  $10^{-8}$ — $10^{-7}$ , для жестких ( $1000^{\circ}$  и более) —  $10^{-5}$ .

**Теплофизические параметры.** Желательно, чтобы материал обладал большой теплопроводностью и теплоемкостью.

**Технологические требования.** Все фрикционные материалы должны удовлетворительно обрабатываться на станках отечественного производства. Чугуны, металлокерамические и другие подобные материалы должны надежно свариваться и спекаться с каркасом из углеродистых сталей. Желательно, чтобы эти материалы хорошо сваривались также с легированными и жаропрочными сплавами. При изыскании фрикционных чугунов и металлокерамических сплавов нужно стремиться создавать материалы, способные выдерживать нагрузки и надежно работать без стального каркаса.

Часто к фрикционным материалам предъявляются дополнительные требования, связанные с маслостойкостью, водостойко-

стью, бесшумностью в работе, способностью к приклеиванию, стойкостью в арктических и тропических условиях. Требования, предъявляемые к фрикционным материалам фирмой Ферадо, можно найти в статье [16].

Рассмотрим более подробно некоторые из перечисленных требований.

**Величина и стабильность коэффициента трения.** Величина коэффициента трения должна быть достаточной, чтобы обеспечить нужную силу трения при давлениях, вызываемых в существующих конструктивных схемах приводов тормозов. Обычно давление на тормозной элемент составляет для автомобильных тормозов 3—7 кг/см<sup>2</sup>, для самолетных 15—20 кг/см<sup>2</sup>; в отдельных случаях оно может достигать 30—40 кг/см<sup>2</sup>. Материалы, коэффициент трения которых больше 0,2, относятся к фрикционным.

Фрикционный материал должен иметь устойчивое значение коэффициента трения независимо от давления и скорости, т. е. должен быть теплостойким.

Стабильность коэффициента трения учитывается показателем

$$\alpha_{cm} = \frac{M_{T\text{ ср}}}{M_{T\text{ max}}}.$$

Колебания коэффициента трения в процессе торможения характеризуются величиной

$$\gamma = \frac{M_{T\text{ min}}}{M_{T\text{ max}}}.$$

Эффективность торможения

$$\beta_{эф} = \frac{\alpha_{cm}}{t_{\tau}^2},$$

где  $t_{\tau}$  — время торможения в сек.

Устойчивость коэффициента трения очень важна, так как при уменьшении его со скоростью (температурой) не будет обеспечено эффективное торможение. Это — так называемое увядание тормоза, когда при длительном и повторном торможении тормоз не останавливает экипажа.

Существуют материалы, у которых имеет место необратимое изменение их свойств при нагреве. Если после нагрева значение коэффициента трения у таких материалов снижается, то они не могут быть использованы как фрикционные.

**Прирабатываемость.** Из-за неточности изготовления, коробления, шероховатости, волнистости и т. п. колодки, секторы дисков и другие детали, выполненные из фрикционных материалов, при установке не имеют точного прилегания к поверхности тормозного барабана или диска и касание их происходит на отдельных участках, площадь которых составляет незначительную часть от номинальной площади.



В период приработки в точках фактического контакта возникают большие температуры, в результате которых вызывается быстрый локальный износ. С течением времени такой последовательный локальный износ приводит к тому, что поверхность касания постепенно увеличивается, принимая характерную для данного режима работы шероховатость.

Приработка тормозных колодок, установленных на тормозном барабане экскаватора ЭШ-4/40, была детально изучена Г. Е. Лазаревым.

На рис. 233 показан набор колодок из материала ретинак марок ФК-24А в сбегающей и набегающей частях ленты, которые были установлены на тормозном шкиве экскаватора при работе на вскрытие грунта III—IV категории в карьерах при строительстве Волгоградской ГЭС. Тормозные ленты изготовлялись из стали толщиной 6—8 мм. К ним с помощью заклепок прикреплялись фрикционные накладки-колодки.

Как видно из рисунка, при выработке 8000 м<sup>3</sup> грунта не все колодки приработались. Пятна приработки на колодках расположены хаотично, отдельные колодки приработались лучше других. В набегающей части ленты, где был перекосяк, видна односторонняя приработка.

Для процесса приработки характерно изменение температуры от максимальной до некоторой средней установившейся, при одновременном увеличении момента торможения.

Таким образом, прирабатываемость характеризуется двумя процессами: ростом фактической пло-

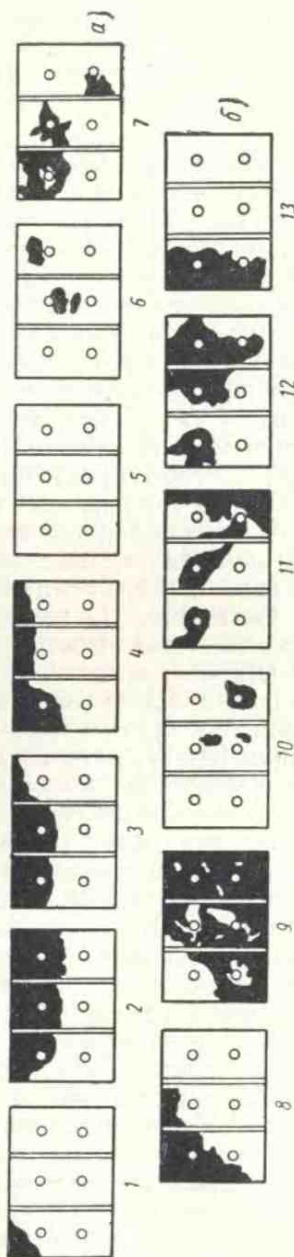


Рис. 233 Площадь касания ленты с тормозными колодками экскаватора ЭШ-4/40:

*а* — набегающая лента; *б* — сбегающая лента; приработанные места заштрихованы; цифры 1—13 означают место колодки в ленте

щадя касания тормозной обшивки с барабаном и образованием на поверхности трения фрикционного материала рабочего слоя, обладающего устойчивыми фрикционными характеристиками, причем этот слой должен непрерывно возобновляться по мере его износа.

Одним из важнейших свойств фрикционных материалов является свойство **не схватываться** при трении. Например, некоторые фрикционные пластмассы при больших температурах начинают гореть и взаимодействовать с чугуном, что приводит к термическому схватыванию поверхностей, а это, в свою очередь, может вызвать заклинивание тормоза.

Для работы пластмассовых материалов при высоких температурах в их состав вводят металлическую проволоку [8]. Последняя, размягчаясь при термическом разложении пластмассы, создает на поверхности промежуточный слой, отделяющий пластмассу от чугуна и являющийся как бы полутвердой смазкой, вырабатываемой из самого материала. Этот слой, содержащий твердые частицы продуктов разложения пластмассы, обеспечивает высокий коэффициент трения. Вследствие большой пластичности основы он хорошо противостоит передеформированию.

Материалом проволоки может быть медь и ее сплавы [5]. Очень важно, чтобы температура размягчения металлической добавки была ниже температуры деструкции пластмассы. Полезно вводить в пластмассу противозадирные присадки, например барит ( $BaSO_4$ ), который создает в поверхностном слое одновременно фрикционные частицы и противозадирную пленку.

Хорошими противозадирными свойствами обладает металлокерамика КЦ-IV, которая дает достаточно высокий и стабильный при изменении температуры коэффициент трения. В ней содержится большое количество меди, графита и двуокиси кремния в качестве материалов, создающих поверхностный фрикционный слой (исходная структура — среднепластинчатый перлит — является структурой, обеспечивающей хорошие фрикционные свойства).

**Износостойкость.** Тормозная пара должна обладать достаточной стойкостью против истирания. Обычно замена тормозных накладок связана со значительными трудностями. Кроме того, при износе увеличиваются зазоры, что также нарушает работу тормозной пары. В связи с этим необходимо, чтобы материал обеспечивал достаточно длительную работу. Так, например, автомобильные колодки обычно сменяют через 30 000—40 000 км пробега, когда износ их достигает примерно 4 мм. Колодки нефтебутовых лебедок выдерживают 15—20 спуско-подъемных операций. Колодки экскаваторов приходится менять после выемки 100 м<sup>3</sup> грунта. В самолетных тормозах при скорости скольжения 25—50 м/сек и удельном давлении 15—50 кг/см<sup>2</sup> износ не должен превышать 0,3 мм на одно торможение.

**Стойкость против тепловой усталости.** Многократное нагревание и охлаждение тормозных колодок обкладок приводит к возникновению в них температурных напряжений [1]. Они бывают выше напряжений от действия механических нагрузок [3]. Это может привести к разрушению материала вследствие тепловой усталости.

## § 2. ПРОЦЕССЫ, ПРОТЕКАЮЩИЕ В МАТЕРИАЛАХ

При контактировании двух поверхностей в условиях сухого или полужидкостного трения всегда происходит их взаимное внедрение вследствие гетерогенности структуры или различной ориентации отдельных зерен. Неодинаковая глубина внедрения контактирующих выступов приводит к различным видам нарушения фрикционных связей. При малых нагрузках имеют место упругое и пластическое отеснения материала деформирующим выступом. Последнее чаще наблюдается для фрикционных материалов, работающих в средних по нагруженности тормозных устройствах.

При больших нагрузках пластические деформации достигают предельных значений и наступает процесс микрорезания. Кроме взаимного внедрения отдельных площадок и молекулярного схватывания поверхностных пленок (которое имеет место всегда), в некоторых сочленениях при трении возможно схватывание самих трущихся материалов. Последнее приводит к глубинному вырыванию сцепившихся материалов (задиры и царапины).

Для оценки влияния схватывания на износ необходимо учитывать как возможность (или вероятность) схватывания, так и характер разрушения поверхностей трения после схватывания.

При больших скоростях скольжения работа формоизменения, сконцентрированная в тонком поверхностном слое, переходя в тепло, высоко поднимает местную температуру, создавая температурный градиент. Сильно разогретый поверхностный слой имеет пониженную прочность. Возникает положительный градиент механических свойств по глубине. В этом слое локализуются процессы разрушения фрикционных связей.

Создание у поверхностей трения тем или иным способом положительного перепада механических свойств по глубине является одним из методов повышения износостойкости фрикционных материалов.

Градиент механических свойств можно осуществить искусственным введением между поверхностями трения промежуточного слоя или путем применения материала, который под действием больших скоростей и градиента температур в результате различных физико-химических процессов в контактном слое

самопроизвольно создавал бы этот промежуточный слой. Для таких фрикционных материалов, как ретинакс и металлокерамики КЦ-1, характерно образование в процессе трения тонкого поверхностного слоя. Этот слой является как бы пластичной, вязкой, теплопроводной смазкой, вырабатываемой из самого материала. Поверхностный слой, являясь пластичным при комнатной и особенно при повышенных температурах по сравнению с основными материалами фрикционной пары, обеспечивает создание положительного перепада механических свойств по глубине и хорошо противостоит передеформированию. Пластичность поверхностного слоя способствует снижению местных удельных давлений, уменьшению поверхностных температур и хорошей прирабатываемости.

Поверхностный слой обладает гетерогенной структурой, т. е. представляет собой смесь пластичной основы с мелкими (микроскопическими) и мельчайшими (субмикроскопическими) твердыми частицами. Присутствие в поверхностном слое микроскопических твердых частиц способствует повышению сопротивления на сдвиг. Если материалы в процессе трения образуют на поверхности твердые слои, создающие отрицательный градиент механических свойств по глубине, то они не обеспечивают достаточную износостойкость пары и работают неудовлетворительно.

Для эффективной работы фрикционной пары важно не только требование высокой износостойкости при форсированных режимах торможения, но и обеспечение высокого и стабильного при различных скоростях и температурах коэффициента трения. Наиболее эффективным будет тот материал, у которого отношение коэффициента трения к интенсивности износа наибольшее.

Известно, что

$$f = \frac{\tau}{q_r} \text{ и } I_h = i_h \frac{q_a}{q_r};$$

тогда отношение

$$\frac{f}{I_h} = \frac{\tau}{i_h q_a}.$$

При скольжении деформируемого материала по абсолютно жесткому шероховатому контртелу

$$i_h = \frac{h}{d(v+1)n}.$$

Подставив это выражение в предыдущее уравнение, получим

$$\frac{f}{I_h} = \frac{\tau d(v+1)n}{h q_a},$$

т. е. эффективность работы фрикционного сочленения повышается по мере уменьшения номинального удельного давления. По-

этому в тормозных устройствах обычно применяют незначительные удельные давления (в автомобильных тормозах 3—5 кг/см<sup>2</sup>). Целесообразно также увеличивать число циклов  $n$ , гладкость поверхности  $v$  (это приводит к увеличению длины фрикционной связи  $d$ ), удельную силу трения и уменьшать глубину деформативной зоны  $h$  (см. гл. VI.).

Устойчивое значение  $\frac{\dot{f}}{I_h}$  может обеспечить только тот материал, у которого физико-механические свойства незначительно изменяются от температуры. Однако большинство материалов характеризуется тем, что их свойства сильно зависят от температуры. Приведем данные, характеризующие зависимость механических свойств материала ФК-16Л от температуры (рис. 234).

Для достижения устойчивого значения  $\frac{\dot{f}}{I_h}$  материал в зоне контакта должен обладать особой структурой и свойствами, обеспечивающими достаточное сопротивление пластическому оттеснению при высоких температурах, отсутствием повреждений поверхности трения основных материалов, т. е. прочность связи элементов промежуточного слоя должна быть меньше прочности связи частиц в основных материалах трущейся пары. Так как в теплонапряженных тормозах при высоких скоростях скольжения температура достигает настолько больших значений (до 1200°С), что происходит разложение неметаллических фрикционных материалов, важно, чтобы продукты разложения отличались достаточной износостойкостью и высокими фрикционными свойствами.

Результаты изучения структурных изменений на поверхностях трения фрикционных материалов можно найти в работе В. М. Гудченко [5] и др. Комплекс исследований по изучению химических процессов, протекающих во фрикционных материалах при торможении, провел Г. А. Георгиевский [4].

Он показал, что возникающие при трении температуры приводят к разложению связующего. В процессе его распада происходит образование жидких и газообразных продуктов деструкции. Жидкие продукты распада органического связующего зывают непосредственное влияние на фрикционную теплостойкость и износостойкость. Газообразные продукты деструкции состоят из углекислого газа CO<sub>2</sub>, органических веществ, сгораю-

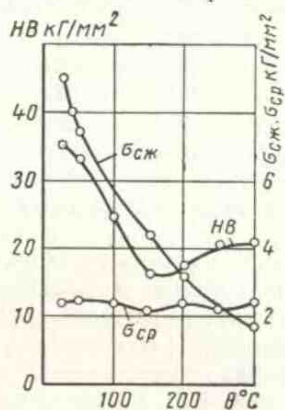


Рис. 234. Зависимость механических свойств материала ФК-16Л от температуры

щих при высоких температурах и обуславливающих при трении вспышки и горения пластмассовых фрикционных материалов, а также окиси углерода  $CO$ , создающей условия для протекания химических превращений с неорганическими инградентами.

Исследования Георгиевского выявили, что восстановительно-окислительные процессы, протекающие при трении в условиях высоких температур, распространяются на значительную глубину фрикционного материала и приводят к образованию новой фрикционной поверхности с новым составом и новой структурой. Им было установлено, что введение в состав фрикционных неметаллических материалов незначительных добавок химически реакционных инградентов обеспечивает регулирование процесса распада органического связующего, что, в свою очередь, позволяет регулировать фрикционные свойства и дает возможность сократить или полностью уничтожить явления вспышек и горения фрикционных неметаллических материалов.

### § 3. ВИДЫ МАТЕРИАЛОВ

В настоящее время применяются следующие фрикционные материалы: металлические; асбокаучуковые; асбосмоляные; металлокерамические; органические (кожа, пробка, войлок и др.). Все они работают в паре с металлами. В высокотемпературных узлах трения — это чугуны ЧНМХ, в менее напряженных — чугуны СЧ 21-40 или сталь, на железнодорожном транспорте — бандажная сталь (У7, У6), в нефтебуровых лебедках — марганцовистая сталь.

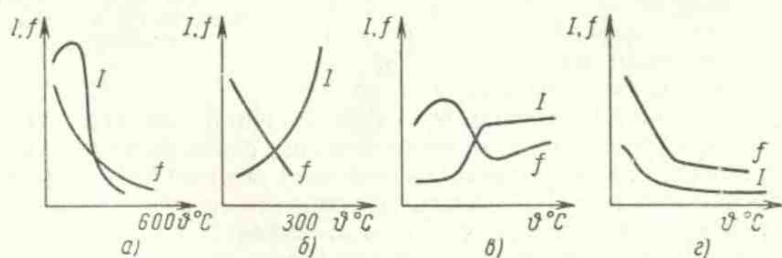


Рис. 235. Изменение коэффициента трения и величины износа от температуры:

а — чугун — бандажная сталь; б — асбокаучук (6КХ-1) — чугун; в — ретинакс — чугун; г — металлокерамика на чугунной основе — чугун ЧНМХ

Металлический фрикционный материал — серый чугун — используется для железнодорожных тормозных колодок (ГОСТ 6921—54); работает в паре с бандажной сталью. Существенным недостатком его является резкое падение коэффициента трения от температуры (рис. 235, а).

Асбокаучуковые материалы применяются в качестве тормозных накладок в тормозах автомобилей, кольцах сцепления тракторов, автомобилей и других машинах. Недостатком этих материалов является резкое падение коэффициента трения от температуры и малая их теплостойкость. Они могут работать лишь до  $300^{\circ}\text{C}$ , так как каучуковое связующее разлагается (рис. 235, б).

Асбосмоляные материалы используются в авиационных тормозах, на экскаваторах, нефтебуровых лебедках. Они имеют более высокую температуру разложения связующего (около  $400^{\circ}\text{C}$ ). Наилучшим из этих материалов является ретинакс (рис. 235, в). Он выдерживает температуру до  $1000^{\circ}\text{C}$ , имеет довольно устойчивый коэффициент трения, хотя при температуре около  $400^{\circ}\text{C}$  последний переходит через минимум. Заслуживает внимания материал эскол и материал марки 6КВ-10.

Весьма перспективными являются порошковые металлокерамические материалы как на медной, так и на железной основе. Последние отличаются высокой теплостойкостью, однако им присущ недостаток металлических материалов — они склонны к схватыванию (при низких температурах) и имеют резко выраженную падающую характеристику коэффициента трения — температура. Наибольшее распространение получила металлокерамика ФМК-11. Перспективным является применение пористых металлокерамических материалов, пропитанных различными пластмассами (фенольно-формальдегидной смолой). Интерес к металлокерамическим материалам заметно возрастает в связи с их высокой теплостойкостью [13, 14, 15].

Органические фрикционные материалы находят ограниченное применение из-за их низкой теплостойкости и используются преимущественно в малонагруженных узлах трения.

Для принципиальной оценки пригодности материала и выбора его наиболее важными являются две величины: предельная температура (поверхностная и объемная) и максимальное удельное давление, которое может выдержать материал. Первый параметр зависит от режимов торможения, второй — от конструктивного исполнения машины.

Мы предлагаем все фрикционные материалы разделять на следующие группы:

1) материалы для легких условий трения (кратковременная температура до  $200^{\circ}\text{C}$ , длительная — до  $120^{\circ}\text{C}$ ; давление до  $8\text{ кг/см}^2$ );

2) материалы для средних условий трения (кратковременная температура до  $400^{\circ}\text{C}$ , длительная — до  $250^{\circ}\text{C}$ ; давление до  $15\text{ кг/см}^2$ );

3) материалы для тяжелых условий трения (кратковременная температура до  $1100^{\circ}\text{C}$ , длительная — до  $400^{\circ}\text{C}$ ; давление до  $60\text{ кг/см}^2$ ).

Приведем данные по некоторым фрикционным материалам. Так, как на рис. 236 показаны сравнительные результаты испытаний ретинакса ФК-24А и материала 22АВС, выпускаемого английской фирмой Герлинг [2].

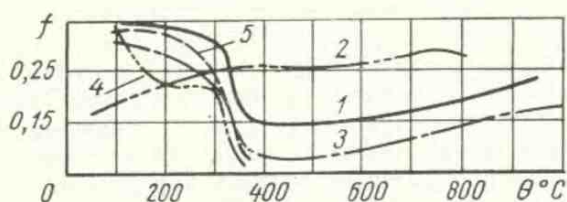


Рис. 236. Зависимость коэффициента трения от температуры при  $q_a = 15 \text{ кг/см}^2$ :

1 — 22 АВС; 2 — К15-13; 3 — ФК-24А; 4 — 4-108-59; 5 — 6КХ-1

Характеристика некоторых пластмассовых материалов приведена ниже и в табл. 51—54.

Таблица 51

Состав фрикционных материалов в %

Марка асбокаучука	Асбест	Синтетический каучук	Окись цинка	Сурик железный	Сера	Ускорители	Смола	Графит	Лагуная стружка	Регенерат	Свинец
6КХ-1	45	15	10	26	3,0	1,0	—	—	—	—	—
7КФ-31	50	13	—	—	3,0	1,5	8,5	4	13	7	—
6КФ-32	41	18	10	20	3,6	0,4	—	—	—	—	7
6КВ-10	25	20	30	20	4,0	1,0	—	—	—	—	—

Таблица 52

Характеристика фрикционных материалов

Параметры	6КХ-1	7КФ-31	Ретинакс ФК-16Л	Ретинакс ФК-24А	6КФ-38	6КФ-32
Коэффициент трения	0,4—0,6	0,36—0,4	0,37—0,4	0,33—0,38	0,4—0,45	0,38—0,42
Износ в мм за 2 ч	0,14—0,20	0,06—0,10	0,1—0,15	0,06—0,10	0,11—0,16	0,1—0,14



Таблица 53

## Свойства некоторых пластмассовых фрикционных материалов

Материал	Плотность в г/см <sup>3</sup>	Сопротивление в кг/мм <sup>2</sup>		Теплопроводность в ккал/м × × ч · град	Теплоемкость в ккал/кг × × град	Твердость НВ в кг/мм <sup>2</sup>
		разрыву	срезу			
7КФ-31	1,79	—	—	0,480	0,269	20
6КХ-1	2,10	—	5,2	0,315	—	25
6КВ-10	2,72	—	—	0,465	0,188	—

Таблица 54

Характеристика фрикционных материалов (наполнитель—асбест),  
применяемых для автотракторных колец сцепления

Наименование	КФ-1 (6КХ-16)	КФ-2 (7КФ-31)	КФ-4 (6ЛП-31)	Тканеба- келитовые	Картоно- бакелито- вые
Тип связующего . . . . .	Каучук СКБ	Каучук СКБ, регенерат, смола, кре- золформаль- дегидная	Латекс- ный каучук ДП-60	Фенольно-формаль- дегидная смола	
Твердость НВ в кг/мм <sup>2</sup> : в нормальных усло- виях . . . . .	24,5— 31,5	21,5—24,5	19,0— 20,5	27—43	29—47
после нагревания в течение 3 ч при 280° С . . . . .	38,5— 39,8	28,0—30,0	20,0— 22,0	—	—
Коэффициент трения по чугуну СЧ 15-32: в нормальных усло- виях . . . . .	0,43— 0,44	0,36—0,40	0,43— 0,44	0,35— 0,38	0,37— 0,40
после нагревания в течение 3 ч при 280° С . . . . .	0,41— 0,43	0,37—0,39	0,43— 0,44	—	—
Износ по чугуну СЧ 15-32 за 2 ч в мм . . . . .	0,18— 0,20	0,05—0,08	0,11— 0,13	0,05— 0,10 (за 1 ч)	0,06— 0,08 (за 1 ч)
Увеличение после набу- хания в воде в тече- ние 4 ч в %: толщины . . . . .	0,3—0,4	0,2—0,3	0,3—0,4	—	—
веса . . . . .	—	—	—	1,0—2,2	0,5—0,6
Увеличение толщины после набухания в авто- ле-10 в течение 4 ч в %	—	—	—	0,4—2,0	0,15— 0,35

### Характеристика ретинакса

	ФК-24А	ФК-16Л
Предел прочности в $\text{кг/см}^2$ при:		
сжатии . . . . .	1350	950
сдвига . . . . .	—	250
статическом изгибе . . . . .	—	600
Сопротивление на срез в $\text{кг/мм}^2$ . . . . .	4,8	3
Модуль упругости в $\text{кг/см}^2$ . . . . .	$16 \cdot 10^4$	$1,3 \cdot 10^4$
Предел усталости в $\text{кг/см}^2$ . . . . .	550	350
Теплостойкость по Мартенсу в $^{\circ}\text{C}$ . . . . .	—	150
Удельная ударная вязкость в $\text{кгМ/см}^2$ . . . . .	—	13
Теплопроводность $\text{ккал/м} \cdot \text{ч} \cdot \text{град}$ . . . . .	0,52	0,55
Теплоемкость $\text{ккал/кг} \cdot \text{град}$ . . . . .	0,23	0,20
Плотность в $\text{г/см}^3$ . . . . .	1,80	2,20
Водопоглощение за 24 ч в % . . . . .	1,00	1,00

Данные по коэффициенту трения и износу (табл. 52) получены на дисковой (пальчиковой) машине трения. Размер образцов  $22 \times 27$  мм, удельное давление  $2,7 \text{ кг/см}^2$ , скорость  $7,5 \text{ м/сек}$ .

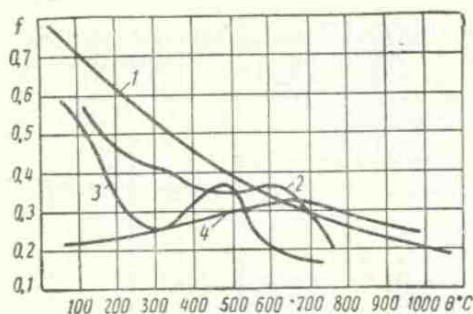


Рис. 237. Изменение коэффициента трения металлокерамических фрикционных материалов в зависимости от температуры при сухом трении их по чугуну ЧНМХ: 1 — ФМК-8; 2 — композиция железо, барит, смола; 3 — МК-3; 4 — МК-5.

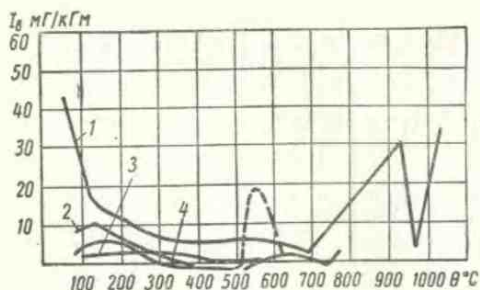


Рис. 238. Изменение интенсивности износа металлокерамических фрикционных материалов в зависимости от температуры при сухом трении их по чугуну ЧНМХ: 1 — МК-5; 2 — МК-3; 3 — ФМК-8; 4 — композиция барит, железо, смола.

Данные по коэффициентам трения и износу для различных металлокерамик приведены на рис. 237 и 238. Одним из наиболее теплостойких фрикционных материалов является металлокерамика ФМК-11, применяемая для тяжело нагруженных тормозов, где развиваются при трении температуры до  $1000^{\circ}\text{C}$ .

### Свойства металлокерамики ФМК-II

Твердость <i>HV</i> в $\text{кг/мм}^2$ . . . . .	60—100
Сопротивление в $\text{кг/мм}^2$ на:	
срез . . . . .	7—9
сжатие . . . . .	35—50
Теплопроводность в $\text{кал/см} \cdot \text{сек} \cdot \text{град}$ . . . . .	$9-10^{-6}$
Удельный вес в $\text{Г/см}^3$ . . . . .	6,0

Для иллюстрации приведем данные по американскому фрикционному материалу «Кобра», применяемому для изготовления тормозных железнодорожных колодок.

Материал представляет собой

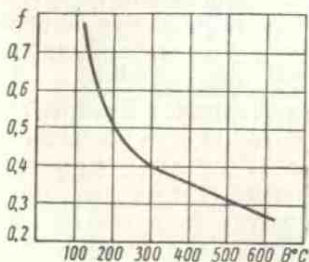


Рис. 239. Коэффициент трения в зависимости от температуры при трении чугуна (ГОСТ 6921—54) по бандажной стали

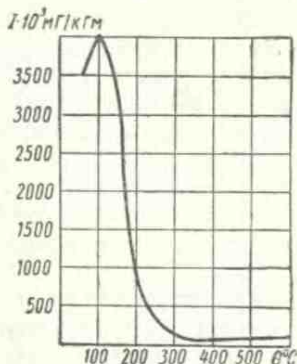


Рис. 240. Интенсивность износа в зависимости от температуры при трении чугуна (ГОСТ 6921—54) по бандажной стали

черную массу с удельным весом  $2,97 \text{ Г/см}^3$ . Этот композиционный материал на каучуковом связующем содержит 38—40% мелких частиц белого чугуна. Размер частиц колеблется от 0,07 до 0,2 мм. Микротвердость чугунных частиц 680—900  $\text{кг/мм}^2$ .

Химический состав частиц белого чугуна: 4,7% С; 1,6% Si; 0,82% S; 0,5% Mn; 0,28% P; остальное Fe. Материал содержит также 16,3% Pb; 7,3% Al; 9,6% S; 7% асбеста.

Ряд данных по коэффициентам и износу металлических и металлокерамических фрикционных материалов приведен на рис. 239, 240, 241.

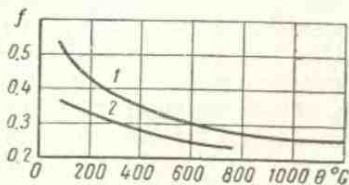


Рис. 241. Зависимость коэффициента трения от температуры металлокерамических материалов «Диафрикт-Ф» (1), «Диафрикт-S» (2)

#### § 4. ПУТИ СОЗДАНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Асбокаучуковые и асбосмоляные композиции являются наиболее целесообразными материалами для фрикционных изделий. Они обладают малой теплопроводностью, что легко обеспечивает создание положительного перепада механических свойств (размягчение тонкого поверхностного слоя) вследствие больших температурных градиентов, возникающих при трении. Эти материалы резко отличаются по природе межмолекулярных связей от металлов, в результате чего образуются непрочные мостики схватывания с металлами. При добавлении специальных противозадирных присадок они совершенно не схватываются. Имея низкий модуль упругости, они могут хорошо противостоять разрушению при передеформировании и обеспечивать большие фактические площади соприкосновения трущихся деталей и равномерное давление. Эти материалы хорошо поглощают и удерживают твердые фрикционные частицы, повышающие коэффициент трения пары; при этом твердые фрикционные частицы, легко внедряясь в относительно мягкую основу фрикционного материала, не повреждают поверхность другого элемента пары трения.

Существенным недостатком этих материалов является их низкая температура разложения, при которой они способны взаимодействовать с чугуном или сталью (другим элементом пары трения), образуя карбиды и пересыщенные твердые растворы. Поверхностный слой при этом становится твердым и хрупким, что приводит к повреждению поверхностей и повышенному износу. Таким образом, для фрикционных материалов чрезвычайно важно, чтобы связующее имело как можно более высокую температуру разложения. При этом желательно, чтобы при повышении температуры происходили наряду с процессом разложения также процессы коксообразования.

На рис. 242 и 243 показаны графики фрикционной теплостойкости типичных фрикционных материалов.

Как видно из них, коэффициент трения асбокаучуковых материалов (6КХ-1, 6КВ-10) при повышении температуры от 20° до 400° С непрерывно изменяется от 0,45—0,6 почти до 0. Падение коэффициента трения обусловлено размягчением связующего. При температуре 350° С поверхность трения слегка дымит, постепенно чернеет. В местах контакта появляется черный мелкий рыхлый порошок продуктов сгорания связующего. При увеличении скорости скольжения температура растет медленно. Потемнение постепенно распространяется на боковые поверхности, образец выделяет едкий дым и затем рассыпается в виде порошка. Очевидно, при первом незначительном дымлении происходит процесс обгорания, но он захватывает только тонкую пленку материала. Интенсивность изнашивания асбокаучуковых материалов с увеличением температуры возрастает, причем при температуре порядка 370—400° С наблюдается катастрофический

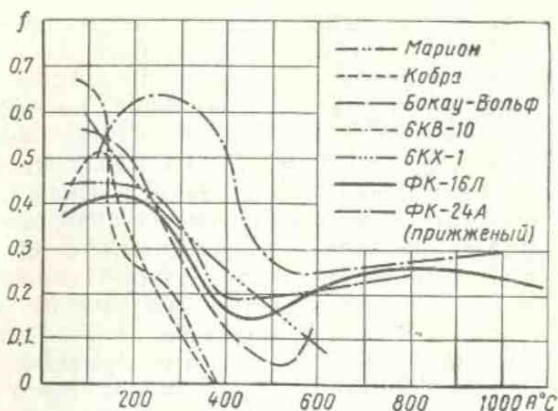


Рис. 242. Изменение коэффициента трения в зависимости от температуры для пластмассовых фрикционных материалов при сухом трении их по чугуну ЧНМХ

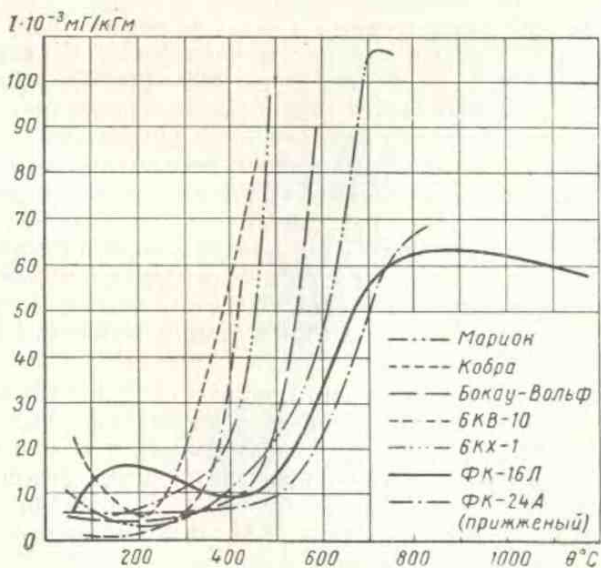


Рис. 243. Изменение интенсивности износа в зависимости от температуры для пластмассовых фрикционных материалов при трении их по чугуну ЧНМХ

износ фрикционного материала (образец вспыхивает и рассыпается).

Коэффициент трения асбосмоляных материалов при температуре от 100 до 400° С также падает за счет выделения на поверхности трения жидких фракций — продуктов деструкции смолы. Однако при температуре выше 500° С коэффициент трения ретинакса стабилен и равен 0,27—0,3. Интенсивность износа материала не превосходит  $70 \text{ мг/кгм} \cdot 10^{-3}$ . Особенностью ретинакса является то, что под воздействием высоких температур, развивающихся при торможении, интенсивно происходит процесс коксования. Вследствие этого поверхностный слой образуется не из рыхлых порошкообразных продуктов сгорания (как это имеет место в асбокаучуковых композициях) и не из жидкой смазывающей пленки легких фракций смолы (как это имеет место в обычных материалах со смоляным связующим), а из жаропрочного ячеистого коксового состава, заполненного порошкообразными и жидкими продуктами сгорания, и деструкции смолы.

Присутствие барита в этом слое способствует микронеоднородности твердости поверхностного слоя, а тем самым стабилизации коэффициента трения, и предупреждает возможность намазывания и схватывания поверхностей трения. Такой поверхностный рабочий гетерогенный (неоднородный) слой, обеспечивающий положительный перепад механических свойств по глубине, сохраняется до температуры 600—700° С. При большей температуре, развивающейся при трении, поверхностный слой металлического контртела размягчается, коксовые ячейки заполняются не только продуктами износа асбосмоляного материала, но и металла; попутно происходят процессы восстановления окислов и их спекание. Эти превращения способствуют сильному упрочнению поверхностного слоя колодок, режущих поверхность контртела, и могут привести к термическому свариванию поверхностей трения, что ограничивает область применения ретинакса ФК-24А конструкциями, в которых температура при трении не превышает 700° С.

Для обеспечения возможности работы ретинакса при больших температурах в его состав была введена латунь в виде проволоки (ретинакс ФК-16Л). Латунь, размягчаясь в момент сгорания пластмассы, заменяет выгорающее связующее, поглощает некоторое количество тепла (удельная теплота плавления латуни 42 кал/г). При этом расплавленная латунь, лавинно обволакивая новые очаги вспышек, препятствует дальнейшему повышению температуры и выгоранию смолы. Размягченная латунь, раскатанная по поверхности трения, создает промежуточный рабочий слой, содержащий твердые частицы полусгоревшего связующего, что обеспечивает высокий коэффициент трения при повышенных температурах.

Вследствие большой пластичности основы латунный поверхностный слой хорошо противостоит передеформированию, обеспечивает равномерное распределение давления, что в сочетании с хорошей теплопроводностью значительно снижает поверхностные температуры. Сравнительная малая твердость поверхностного латунного слоя обеспечивает положительный градиент механических свойств по глубине чугуниного барабана. Вследствие того что медь не реагирует с углеродом, устраняется возможность глубинных вырывов и на поверхности трения тормозных колодок. Последнему способствует также присадка барита.

При разработке металлопластмассовых композиций необходимо подбирать входящие в состав композиции металлические сплавы так, чтобы температура размягчения металла соответствовала температуре вспышки связующего. Если температура вспышки связующего ниже температуры размягчения металла, то металл не окажет связующего и защитного действия.

С целью облегчения образования рабочего фрикционного слоя — третьего тела, — на поверхность трения тормозных барабанов целесообразно наносить пластичные теплопроводные слои. Такие слои способствуют более равномерному распределению давлений, а тем самым снижению местных поверхностных температур, определяющих процессы трения, износа, трещинообразования и приработки.

Зарождение трещин в слабых местах и выходящих на поверхность микротрещинах (по графитовым прожилкам и т. п.) особенно интенсивно происходит в момент приработки при неравномерном распределении давлений и высоких местных температурах. Образованию термических трещин в большой степени способствует увеличение размеров чугунных изделий. Одной из причин увеличения последних является проникновение окислительных газов внутрь изделия. Наличие пластичных поверхностных слоев способствует уменьшению интенсивности образования термических трещин вследствие устранения (замазывания и залечивания) поверхностных дефектов, слабых мест, играющих роль надрезов и каналов для проникновения газов из атмосферы внутрь металла.

На основе приведенного краткого анализа можно наметить следующие основные положения, которые следует учитывать при разработке фрикционных материалов.

Для увеличения коэффициента трения полезным является осуществление достаточного взаимного внедрения материалов, сопровождающееся многократным деформированием поверхностных слоев.

Для снижения интенсивности износа необходимо: а) обеспечить положительный градиент механических свойств по глубине от поверхности трения, что предохранит поверхность от разрушения в результате глубинного вырывания; б) чтобы материал

в контактной зоне противостоял многократному передеформированию вследствие механического внедрения.

Успешная работа фрикционной пары будет иметь место, когда исходные материалы обеспечивают создание поверхностного рабочего фрикционного слоя (в котором происходят все поверхностные процессы при трении), возникающего и непрерывно воспроизводящегося в процессе трения.

Для обеспечения положительного градиента механических свойств по глубине, способности противостоять передеформированию, снижения местных удельных давлений, а тем самым и поверхностных температур, хорошей прирабатываемости поверхностный (промежуточный) рабочий слой должен быть достаточно пластичным.

Для получения высокого и стабильного при различных скоростях и давлениях коэффициента трения промежуточный рабочий слой должен обладать особой гетерогенной структурой и свойствами, обеспечивающими большой коэффициент внутреннего трения при высоких температурах, а также отсутствием повреждений поверхности трения основных материалов. При этом прочность связи промежуточного слоя с любым из элементов пары трения должна быть меньше прочности связи частиц в основных материалах, что может быть достигнуто специальными пленками.

При трении на соприкасающихся поверхностях возникают высокие температуры, поэтому материалы, предназначенные для работы тормозов при форсированных режимах, должны быть достаточно жаропрочными и обеспечивать возможно меньшую температуру на поверхностях трения. Последнему способствуют высокая теплопроводность, высокая теплоемкость и пластичность поверхностных слоев. Для уменьшения склонности к трещинообразованию вследствие термических напряжений материал должен обладать наименьшим коэффициентом линейного расширения.

Плотность образующихся твердых продуктов разложения должна соответствовать плотности исходного продукта, чтобы исключить возможность трещинообразования и разрушения возникшего рабочего слоя.

Для повышения коэффициента трения необходимо, чтобы материал возможно меньше размягчался при повышении температуры.

При расстановке металлов в сочленении необходимо учитывать отношение величин поверхностей трения и твердостей соприкасающихся деталей машин.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Александров М. П. Тормозные устройства в машиностроении. М., Изд-во «Машиностроение», 1965, 676 стр.



2. Бегиджанова А. П., Попов С. Н., Харач Г. М. Испытания фрикционных материалов для узлов трения тракторов. «Тракторы и сельхозмашины», 1961, № 8, стр. 15—17.
  3. Бухарин Н. А. Тормозные системы автомобилей. Л.—М., Изд. Министерства коммунального хозяйства РСФСР, 1946, 139 стр.
  4. Георгиевский Г. А., Варламова В. А. и Захарова И. М. Фрикционные материалы для дисковых тормозов. «Новости асбестовой промышленности». Бюллетень № 2, Ярославль, ВНИИАТИ, 1962, стр. 3—14.
  5. Гудченко В. М., Крагельский И. В. Основы создания фрикционных материалов для напряженных тормозов. Сб. «Трение и износ в машинах». Вып. XII, М., Изд-во АН СССР, 1958, стр. 78—119.
  6. Карвацкий Б. Л., Казаринов В. М. Автотормоза М., Трансжелдориздат, 1956, 288 стр.
  7. Костецкий Б. И., Германчук Ф. К. Анализ эксплуатации и некоторые результаты исследований фрикционных материалов тормозных устройств. «Новости асбестовой промышленности». Бюллетень № 2, Ярославль, ВНИИАТИ, 1962, стр. 15—34.
  8. Крагельский И. В., Чупилко Г. Е., Чичинадзе А. В. Процессы трения в тормозах авиаколес. Подбор фрикционных пар. М., Изд-во АН СССР, 1955, 190 стр.
  9. Крагельский И. В., Чичинадзе А. В., Харач Г. М. Применение теплостойких материалов в машиностроении. Сб. «Новые материалы», Сер. VI-81. М., ЦИНТИАМ, 1963, 80 стр.
  10. Пыжевич Л. М. Экспериментальные исследования процесса износа тормозных колодок вагонов. Труды Московского ордена Ленина и ордена Трудового Красного знамени института инженеров железнодорожного транспорта. Вып. 109, Подольск, Трансжелдориздат, 1958, стр. 16—29.
  11. Чупилко Г. Е. Самолетные тормозные устройства. М., Оборонгиз, 1940, 328 стр.
  12. Шапов Н. П. О выборе типа тормозных колодок. «Железнодорожный транспорт», 1951, № 2, стр. 91—92.
  13. Brooks C. A. and Atkins A. G. The Friction and Hardness of Refractory Compounds Plaussee Proceedings 1964 — Metals for the Space Age. 5 — th Rlense Seminar J. 22—26, 1964, pp. 712—721.
  14. Dufek V. Kovokeramické třecí materiály. Praha, 1965.
  15. Mordike B. L. The Frictional Properties of Carbides and Borides at High Temperatures. «Wear», 1960, No. 5, vol. 3, pp. 374—387.
  16. Research into Friction. «Engineer». No. 5366, pp. 206.
-

### § 1. ТРЕБОВАНИЯ, ПРЕДЪЯВЛЯЕМЫЕ К МАТЕРИАЛАМ

Антифрикционные материалы, так же как и фрикционные, отличаются по своим свойствам в зависимости от их назначения. Наиболее многочисленной группой являются материалы, предназначенные для подшипников скольжения. Исследованием подшипниковых материалов и механизмом их действия занимались А. М. Бочвар [6], А. К. Зайцев [14], М. М. Хрущов [37, 38], Н. А. Буше [7, 8], А. И. Шпагин [43], Kühnel [54], Siebel [63], Dayton [51], Kindscher [64] и др.

Согласно принятой классификации для подшипниковых материалов должны быть исключены 3-й и 5-й виды нарушения фрикционных связей; при тяжелых режимах работы — 2-й и 4-й виды, легких — 1-й и 4-й.

В подшипниках скольжения при нормальной работе присутствует жидкая или консистентная смазка, которая надежно предохраняет поверхности трения от образования металлических связей.

Опасным является пусковой режим, когда еще не успел образоваться масляный клин и поверхности разделяются тонким слоем смазки. При перегрузке, имеющей место в форсированных режимах, пленка смазки сильно утончается, в связи с чем может легко возникнуть повреждение поверхностей и дальнейшее заедание их. Применение низкоплавких металлов предохраняет от этого.

В ряде случаев применение жидких и консистентных смазок оказывается неэффективным или вообще невозможным. Например, работа узлов трения в восстановительных средах (в жидком водороде) исключает образование на поверхностях трения окисной пленки, препятствующей схватыванию трущихся деталей.

Совместное пребывание масел и других органических веществ с жидким кислородом и другими сильными окислителями вообще исключается. Наличие даже ничтожных количеств масла недопустимо в кинопроекторной, звукозаписывающей аппаратуре, а также в механизмах контроля, управления и т. п.

Это привело к разработке материалов, обеспечивающих работу узлов трения без жидкой или консистентной смазки.

Продолжительное время основными материалами для подшипников скольжения являлись белые металлы: сплавы на основе олова и свинца, сплавы кадмия, мягкие сплавы алюминия, сплавы меди и свинца. Пленки окислов, возникающие на бронзах и меди, являются весьма хорошей смазкой. Этим объясняется широкое применение медных сплавов в качестве антифрикционных материалов.

Защитную пленку, играющую роль смазки, можно создать, примешивая к сплавам графитовые порошки, дисульфид молибдена и другие твердые смазочные материалы.

Последнее время в связи со значительным повышением точности изготовления удается применять жесткие подшипниковые материалы, позволяющие осуществлять упругое контактирование, что резко повышает их износостойкость.

Улучшение условий смазки и создание гидростатического давления в смазочной системе, обеспечивающей всплывание вала при пуске двигателя, позволяет безопасно применять твердые, в частности хромированные подшипники.

Так как чаще всего подшипники работают при наличии смазки, то теория антифрикционности должна учитывать влияние всех трех элементов (два материала и смазка), входящих в антифрикционное сочленение. Необходимость этого неоднократно подчеркивалась П. А. Ребиндером, С. Ф. Чукмасовым [41], К. С. Рамайя [30].

Влияние вида материала и смазки на работу подшипников детально изучено в исследованиях [12] и [56].

Siebel, Kindscher и Cappen [64] предлагают оценивать металлические материалы для подшипников по следующим механическим, физическим и технологическим свойствам.

#### **Механические свойства:**

- 1) высокая статическая и динамическая прочность при повышенных температурах (высокое сопротивление деформированию и выносливость при продолжительной эксплуатации);
- 2) малая чувствительность к боковым давлениям (хорошая приспособляемость при формовании);
- 3) низкий коэффициент трения;
- 4) способность легко прирабатываться;
- 5) высокая несущая способность;
- 6) способность работать при ненадежной смазке;
- 7) высокая износостойкость.

#### **Физические свойства:**

- 1) высокая теплопроводность;
- 2) низкий коэффициент теплового расширения;
- 3) низкий удельный вес (в особых случаях);
- 4) хорошая смачиваемость маслом.

### Технологические свойства:

- 1) не расслаиваются при литье или прессовании;
- 2) хорошая ковкость;
- 3) легко поддаются механической обработке.

Они отмечают, что общих правил для подбора подшипниковых материалов установлено быть не может. Материалы должны выбираться в зависимости от условий эксплуатации.

М. М. Хрущов так формулирует условия антифрикционности [37].

1. Антифрикционности в условиях трения при граничной смазке соответствуют те свойства материала подшипника, которые обеспечивают более низкую температуру на поверхности трения, предохраняющую граничный смазочный слой от разрушения. Этими свойствами могут быть: высокая теплопроводность; высокая теплоемкость; особое геометрическое строение поверхности, улучшающее снабжение смазкой участков трения или теплоотвод от них; свойство подшипникового материала легко пластически деформироваться при трении или износе, в результате чего достигается перераспределение передаваемой на подшипник нагрузки и снижение местных удельных давлений и температуры (так называемая прирабатываемость); свойство подшипникового материала давать под нагрузкой сравнительно большую упругую деформацию (вследствие низкой величины модуля упругости), в результате чего также достигается более равномерное распределение нагрузки на поверхности подшипника.

2. Антифрикционности соответствует свойство подшипникового материала образовывать более прочный граничный слой смазки, т. е. слой, разрушающийся при более высоких температурах (и давлениях). Разные чистые металлы имеют различную активность при взаимодействии со смазкой (различие в теплоте смачивания); применительно к подшипниковым сплавам вопрос этот еще не исследован.

3. Антифрикционности соответствуют те свойства подшипникового материала, в результате которых быстро восстанавливается граничный смазочный слой в тех местах, где он почему-либо был разрушен (перегрев, перерыв в подаче смазки и т. д.). Такое свойство может быть, например, связано с выделением смазки из пор самого подшипникового металла при местном его нагреве. На этом основано действие пористых антифрикционных подшипников, поверхностных пористых покрытий и т. д.

4. Антифрикционности соответствует свойство подшипникового материала после местного разрушения граничного смазочного слоя и при местном трении без смазки обеспечивать по возможности дольше низкий коэффициент трения и предотвратить заедание на валу. Такое свойство может быть вызвано смазывающим действием тонкого покрытия мягкого металла либо нанесенного на твердое основание, либо образуемого при выделении из

подшипникового материала (например, свинца в безоловянной бронзе).

Исходя из развиваемых нами концепций, все эти четыре положения отвечают сформулированным нами выше правилам положительного градиента механических свойств и способности фрикционного слоя выдерживать многократные деформации.

Немаловажным требованием, представляемым к подшипниковым материалам, является их способность к приработке. Способность к приработке оценивается критерием

$$\frac{\eta\omega}{k},$$

где  $\eta$  — вязкость смазки при данной температуре подшипника;

$\omega$  — угловая скорость вращения вала;

$k$  — удельная нагрузка (на единицу площади проекции).

В зависимости от продолжительности приработки кривые в координатах  $f - \frac{\eta\omega}{k}$  для материалов получают различные, но имеют во всех случаях минимальное значение коэффициента трения. Параметр  $\frac{\eta\omega}{k}$  называется характеристикой режима подшипника, а его значение при наименьшей величине коэффициента трения — критической величиной характеристики режима подшипника. По мере приработки критическая величина характеристики уменьшается. Перестроив полученные ранее кривые в координатах  $\frac{\eta\omega}{k} - t_{np}$  (где  $t_{np}$  — время приработки), можно судить о прирабатываемости того или иного подшипникового материала.

М. М. Хрущовым разработана методика оценки прирабатываемости при ступенчатом нагружении [38], которая сводится к следующему. К образующей цилиндрического диска прижимается образец, при скольжении в образце вытирается лунка. Для характеристики прирабатываемости материала строятся диаграмма  $q - h_c$  (где  $q$  — удельное давление на проекцию поверхности стабильной лунки;  $h_c$  — глубина стабильной лунки). Тангенс угла наклона этой кривой, называемой коэффициентом интенсивности приработки, характеризует прирабатываемость:

$$C = \frac{\Delta h}{\Delta q}.$$

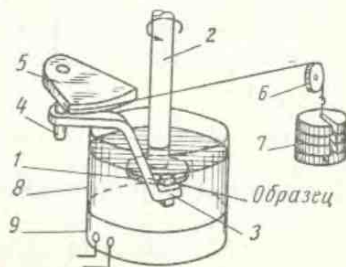


Рис. 244. Схема машины X-2:

1 — стальной диск; 2 — шпиндель; 3 — рычаг; 4 — валок; 5 — деталь для зажима троса; 6 — ролик; 7 — груз; 8 — сосуд; 9 — электрическое нагревательное устройство

Испытания проводятся на машине X-2 (рис. 244), специально сконструированной для этой цели М. М. Хрущовым. Характеристика прирабатываемости некоторых металлов по М. М. Хрущову (табл. 55) приводится ниже.

Прирабатываемость тонких гальванических покрытий можно оценить на машине трения АЕ-5.

Таблица 55

Характеристика прирабатываемости технически чистых металлов

Показатели	Cu	Al	Zn	Cd	Sn	Pb
$q_{\text{плах}}^{\text{в}}$ кг/см <sup>2</sup> . . . . .	695	500	300	182	140	28
$C \cdot 10^8$ . . . . .	1,07	2,7	1,6	7,5	22,1	106

## § 2. О ПРИРОДЕ АНТИФРИКЦИОННОСТИ

Согласно нашим представлениям, основным свойством антифрикционной пары трения (при этом рассматриваются пары трения и взаимодействие ее со смазкой) является обеспечение положительного градиента механических свойств по глубине (4-й вид нарушения фрикционных связей) в сочетании с упругим деформированием (1-й вид нарушения), приводящим к минимальной работе объемного деформирования, а при пластическом деформировании (2-й вид нарушения) — способности к многократному передеформированию, не приводящему к охрупчиванию материала.

Для достижения положительного градиента механических свойств пользуются смазками. Однако этого еще недостаточно. При вытеснении, разрыве смазки (пусковые режимы, перегрузки) необходимо обеспечить положительный градиент механических свойств в самом твердом теле. Последнее возможно при подборе или таком составе антифрикционного материала, который обеспечивает на своей поверхности при трении образование защитной пленки (окисла), или, как показал Н. А. Буше [8], пленки перенесенного мягкого металла из структурных составляющих, а также при нанесении на поверхность твердого тела специальных покрытий, менее прочных и более легкоплавких, чем основа, на которую они наносятся. Для этой цели пригодны тонкие пленки пластмасс и другие неметаллические покрытия.

При разработке антифрикционных материалов широкое распространение получило правило Шарпи, которое заключается в том, что все сплавы, применяемые в качестве антифрикционных, имеют один общий характер: они состоят из твердых зерен, распределенных среди пластичной массы. Такое строение, наблюдаемое почти во всех сплавах, признанных практически наилучшими, вполне отвечает тем двум условиям, которым должны

удовлетворять сплавы для подшипников: давление передается на твердые зерна, дающие невысокий коэффициент трения и не имеющие способности задираТЬ шейку вала, пластичность же связующего сплава позволяет подшипнику принять форму вала и тем уничтожает возможность появления местных избытков давления, что представляет главную причину выхода подшипников из строя.

Проверка этого правила М. М. Хрущовым и А. Д. Курициной [39] не подтвердила гипотезу Шарпи, хотя, по нашему мнению, такое расположение зерен твердого материала весьма рационально; оно обеспечивает равномерное распределение давления при контакте с шейкой коленчатого вала (конечно, сами зерна должны состоять из материала, исключающего когезионное разрушение поверхности).

Далее, дискретное касание, имеющее место по отдельным выступающим зернам, исключает возможность развития схватывания на больших участках, т. е. возможность возникновения задиров и глубинного вырывания. К. В. Савицкий [32] указывает на желательность скелетообразного расположения твердых структурных составляющих.

Разумеется, для тонкослойных подшипников такое строение антифрикционного сплава невыгодно [7] из-за низкой усталостной прочности.

В капитальном исследовании [51] детально изучаются следующие физические свойства подшипниковых материалов: температура плавления, коэффициент линейного расширения, теплопроводность, склонность к заеданию, устойчивость против ползучести, усталостная прочность, твердость при нормальной и повышенной температурах, ударная прочность и износостойкость.

Заслуживает внимания работа Дакворта и Форестера, устанавливающая коррелятивную зависимость между физическими свойствами подшипниковых материалов и их поведением при эксплуатации [47].

Дакворт и Форестер предложили следующее соотношение, дающее наибольший коэффициент корреляции с относительным износом:

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{HA^3}{F} \sqrt{mS},$$

где  $H$  — твердость по Виккерсу;

$A$  — атомарный размер основного компонента (обычно более 80% от веса материала) в Å;

$F$  — свободная энергия образования пленки окисла для основного элемента в кал/г · моль кислорода;

$m$  — температура плавления наиболее низкоплавкого компонента материала в °К;

$S$  — удельная объемная теплоемкость материала в *кал/г·моль·град.*

Относительный износ  $\frac{d\omega}{dt}$  является отношением скорости износа вала при работе с испытуемым подшипником к скорости износа вала с подшипником из баббита (безразмерная величина, изменяющаяся в опытах Дакворта и Форестера от 0,8 для олова до 3 для железосвинцового сплава).

Как утверждают авторы, относительный износ больше для твердых материалов, имеющих большую постоянную кристаллической решетки. Более износостойкими являются материалы, имеющие меньшую температуру плавления и теплоемкость. Этот результат не является неожиданным, так как в данном случае обеспечивается более эффективное выполнение правила положительного градиента. Если учесть, что приведенные данные относятся лишь к наиболее легкоплавкой компоненте сплава, то совершенно отчетливо выявляется общая тенденция того, что наиболее эффективно ведет себя материал с жестким скелетом, на поверхности которого имеется тонкий размягченный слой. Чем больше свободная энергия образования пленки окисла, тем меньше износ. Это положение очевидно, так как чем больше свободная энергия, тем эффективнее процесс окисления поверхности, что обеспечивает отсутствие схватывания ювенильных поверхностей. Попытка Дакворта и Форестера выявить, пользуясь методами теории вероятностей, связь между физическими свойствами материалов и их износостойкостью заслуживает всяческого одобрения.

Опыт показал, что пропагандируемая Боуденом и Тейбором идея о нанесении на твердую подкладку весьма тонкого слоя пластичного вещества, имеющего малую адгезию с контртелом, дает весьма хороший эффект. Это естественно, так как в этом случае вновь выполняются два правила, обеспечивающие оптимальное взаимодействие двух трущихся твердых тел, а именно, правило положительного градиента и правило, по которому обеспечивается способность поверхностного слоя к передеформированию. В данном случае весьма тонкая пленка гарантирует пару трения от возникновения глубинного вырывания даже при значительной адгезии в контакте. Однако большая трудность при осуществлении этой идеи возникает при необходимости возобновления указанной тонкой пленки.

Перспективной является идея [12] о возможности обеспечения нормальных условий скольжения за счет осуществления избирательного переноса мягкой составляющей сплава с одной поверхности на другую. В этих условиях при трении пары сталь — бронза, в частности в глицериновой среде, с поверхности бронзы на сталь переносится тонкий слой меди, практически обеспечивая работу такой пары трения без износа.



Действенным средством борьбы с износом является ценная идея Э. М. Натансона [24] и М. Л. Барабаша о применении мадел, в которые введены органозоли железа; последние вновь образуют на поверхности тонкую защитную пленку.

Пока рано окончательно формулировать основные положения об антифрикционности, однако теория антифрикционности должна выявить основные физико-механические свойства материалов, определяющие их успешную работу в сочленении. Так, согласно формулам Егера, температура трения зависит от скорости скольжения, давления на пятне касания, которое в условиях пластического деформирования равно твердости материала, теплопроводности и температуропроводности. Поэтому антифрикционный материал должен отличаться малой твердостью, высокой теплопроводностью и температуропроводностью.

Описанные выше общие положения о положительном градиенте механических свойств по глубине, о способности поверхностного слоя к передеформированию, о предотвращении глубинного вырывания за счет локализации контактных зон (Шарпи) или применения весьма тонкого слоя (Боуден) позволяют ориентироваться в выборе антифрикционных композиций. К сожалению, большинство современных исследователей обращает недостаточное внимание на свойства пленок, возникающих на поверхностях твердых тел, в то время как эти пленки и обеспечивают нормальную работу сочленения. Антифрикционный материал должен оцениваться с точки зрения его способности воспроизводить защитную пленку. Если она недостаточна, то приходится в тяжелых условиях трения применять искусственные покрытия. Это направление сейчас широко развивается.

### § 3. МЕТАЛЛИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ

**Баббит.** В 40-х годах прошлого столетия Баббитом был предложен сплав на оловянной основе, содержащий сурьму и медь. В дальнейшем различные подшипниковые сплавы стали называть баббитами. Наиболее распространенными из них являются антифрикционные сплавы на основе олова и свинца. Детальные исследования баббитов были выполнены А. М. Бочваром [6]. Им были введены сплавы на свинцовой основе.

Исследованиями А. М. Бочвара были заложены основы создания сплавов свинца с щелочными и щелочноземельными металлами и сплавов на алюминиевой основе.

Стремление сэкономить олово привело к созданию безоловянных баббитов. Работами М. П. Славинского [36], О. Е. Кестнера, И. В. Пичугина и др. были созданы мышьяковокадмиевые баббиты.

Капитальные исследования были проведены Н. А. Буше [7] по созданию и внедрению кальциевых баббитов для вагонных

и дизельных подшипников и свинцовистосурьмянистого баббита БС.

Значительным шагом вперед явилось внедрение в технику тонкослойных подшипников (менее 1 мм), которые выдерживают значительные давления и температуры.

Сопротивление пластическому деформированию мягкого металла, нанесенного на твердое основание, резко повышается по мере уменьшения толщины слоя.

В. А. Кисликом [6] были поставлены следующие опыты. На торец цилиндра наносился слой бронзы. Радиусы цилиндра изменялись от 5 до 20 мм, толщина слоя — от 1 до 10 мм. Прижимая торец цилиндра к гладкому твердому контртелу, определяли напряжение, соответствующее началу текучести. Это напряжение резко возросло при уменьшении отношения высоты к радиусу (рис. 245). Теоретически указанное хорошо объясняется С. В. Айнбиндером, получившим следующее выражение для оценки величины среднего напряжения сжатия в зависимости от геометрических размеров сжимаемого пластического слоя между двумя жесткими шероховатыми

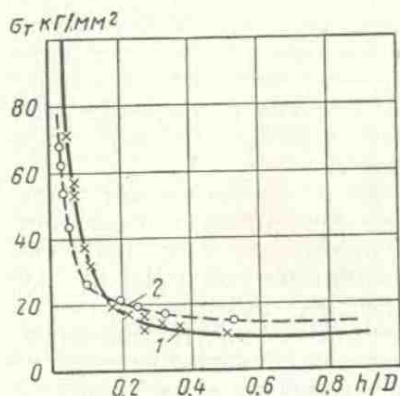


Рис. 245. Зависимость напряжения, соответствующего началу текучести бронзы марки Бр. ОЦС 5-5-5 в тонком слое в зависимости от величины отношения толщины слоя к диаметру цилиндра:

1 — опытная кривая; 2 — теоретическая кривая по Губкину

ми плитами для случая, когда толщина слоя много меньше его ширины:

$$\frac{\sigma_{ср}}{K} = - \left( \frac{\pi}{2} + 0,167 \frac{d}{h} \right),$$

где  $\sigma_{ср}$  — среднее напряжение сжатия слоя;

$K$  — предел текучести на сдвиг;

$d$  — диаметр слоя;

$h$  — толщина слоя.

**Сплавы на медной основе.** Обычно антифрикционные сплавы на медной основе разделяют на два вида:

1) сплавы меди с оловом — бронзы;

2) сплавы меди с цинком — латуни.

Подробные сведения об этих материалах и их применении, например, для подшипников можно найти у А. И. Шпагина [43].

**Подшипниковые сплавы на алюминиевой основе.** Различают алюминиевые сплавы, содержащие тугоплавкие (хром, железо,

марганец, кремний) и легкоплавкие добавки (олово, сурьму, свинец, магний, кадмий).

Эти сплавы хорошо сопротивляются усталостному выкрашиванию, хорошо отводят тепло и сравнительно дешевы. Однако противозадирные свойства их не достаточно высокие.

Алюминиевые антифрикционные сплавы, содержащие до 20% олова, могут конкурировать с такими дорогостоящими материалами, как безоловянная бронза.

Алюминиевые сплавы изготавливаются в виде монометаллических или биметаллических сталеалюминиевых вкладышей. Последние применяются в автомобильной и тракторной промышленности. Изготавливаются они в виде полос, получаемых при совместной прокатке алюминиевого сплава и стали. Можно указать на два таких материала — сплав АСС-6-5 (ИМАШ) и АСМ (НАТИ).

В настоящее время применяются подшипниковые сплавы, в которые входят до 10 элементов. Например, в двигателе автомобиля «Волга» биметаллические вкладыши состоят из стальной ленты, залитой баббитом следующего состава: олово 3,5%, сурьма 3,5%, мышьяк 1,5—2,3%, медь до 0,05%, кадмий до 0,05%, висмут до 0,07%, железо до 0,08%, натрия и кальция вместе до 0,05%, свинец остальное.

Фирма Дженерал Моторс применяет алюминиевый сплав «Морен 400». Для обеспечения правила положительного градиента эти вкладыши покрываются слоем сплава свинца с оловом (20 мк). Большое количество исследований по алюминиевым антифрикционным сплавам выполнено А. Д. Курициной. Подробные сведения об алюминиевых подшипниковых сплавах можно найти в монографии Н. М. Рудницкого [31], содержащей также сведения о применении различных подшипниковых сплавов как в СССР, так и за рубежом.

О применении новых подшипниковых материалов на железнодорожном транспорте см. в работе [8].

**Антифрикционные чугуны.** Несмотря на низкую стоимость, антифрикционные чугуны не нашли широкого распространения, так как по сравнению с другими антифрикционными материалами стойкость истиранию у них меньше.

Применяются три типа таких чугунов:

- 1) серные с пластинчатым графитом;
- 2) модифицированные, содержащие глобулярный графит;
- 3) ковкие (обладающие высокой пластичностью).

Полагают, что чем больше свободного графита в чугунах, тем лучшими антифрикционными свойствами они обладают. При увеличении количества перлита повышается износостойкость чугуна.

Большое количество исследований по антифрикционным чугунам выполнили Я. Г. Лифшиц [21] и В. А. Кислик [16].

#### § 4. НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ

Все большую роль в качестве подшипниковых материалов начинают играть различные неметаллические материалы: пластмассы [2, 4], самосмазывающиеся материалы [30], пластифицированная древесина, металлокерамика [3, 29] и резина [17]. Данное направление быстро развивается за рубежом, где ряд специализированных фирм производит самые разнообразные неметаллические подшипниковые материалы [33, 65].

Применение полимерных материалов в узлах трения осуществляется несколькими путями: покрытием металлической поверхности тонким слоем полимера с наполнителем (например, твердой смазкой) или без наполнителя изготовлением детали из блока полимера; пропиткой полимером пористых металлических основ; путем переноса тонкой пленки в процессе трения (метод ротапринта). Для антифрикционных полимерных материалов сохраняются в основном все требования, предъявляемые к тормозным материалам на основе полимерного связующего, за исключением того, что значения коэффициента трения должны быть возможно малыми. Здесь также одним из основных требований является требование достаточной теплостойкости материала. К сожалению, современные полимерные материалы, как правило, работают до температур 150—200°С и лишь немногие до 300—350°С. Специфической особенностью для полимерных материалов, работающих в подшипниках скольжения и ряде подобных узлов, является требование малого по величине коэффициента линейного расширения.

Наибольшее применение в настоящее время находят полимерные материалы на основе фенольно-формальдегидных смол, полиамидов, политетрафторэтилена, эпоксидных смол и др. Результаты исследований различных полимерных материалов на трение и износ освещены в работах [1, 2, 4, 22, 34]. Вопросам трения полиамидов посвящены исследования И. Я. Альшица [1] и В. П. Митровича [22]. Результаты испытаний, проведенных в ЦНИИТМАШе, а также данные эксплуатации показывают, что грузоподъемность и диапазон рабочих температур у нейлона и капрона примерно те же, что и у баббита, а износостойкость значительно превосходит износостойкость бронз и баббитов. Л. Н. Богуславский и С. М. Нехай [5] исследовали вопросы применения капрона в подшипниках прессов. Б. А. Киселев [15] отмечает, что тонкие пленки полиамида хорошо предохраняют силовые зубчатые передачи от износа.

Вопросы применения капрона в качестве манжет и их изготовление освещены в работе С. Н. Ганза и В. Д. Пархоменко [11]. С. В. Щербаков [42] исследовал работоспособность полимерных зубчатых колес.

Следует отметить, что, как правило, ненаполненные полимерные материалы работают в узлах трения в присутствии смаз-

ки, в связи с чем антифрикционные свойства полимеров следует рассматривать в совокупности со смазкой и действием окружающей среды [23].

Дальнейшее улучшение антифрикционных свойств полимерных материалов идет по пути введения в материал различных наполнителей, улучшающих механические и теплофизические свойства материалов [57].

## Самосмазывающиеся материалы

Ограничение областей применения жидких и консистентных смазок [23, 44] послужило причиной исследования и изыскания материалов, способных работать без жидкой смазки.

Полимерные, пористые металлические и металлокерамические композиции, в состав которых входят или наносятся на поверхность твердые или жидкие смазки, получили название самосмазывающихся. Наличие смазки препятствует схватыванию трущихся поверхностей, уменьшает трение и износ материалов.

Соблюдение правила положительного градиента исключает глубинное вырывание, так как разрушение образовавшихся фрикционных связей локализуется в зоне, близкой к поверхности раздела трущихся материалов.

Отличием узлов трения с самосмазывающимися материалами является возможность работы их «всухую», без подачи в узел жидких или консистентных смазок, что приводит к значительной простоте эксплуатации машин, снижает их вес и стоимость.

В качестве твердой смазки применяется графит, политетрафторэтилен, а также  $\text{MoS}_2$ ,  $\text{WS}_2$ ,  $\text{MoSe}_2$ ,  $\text{WSe}_2$ ,  $\text{NbSe}_2$ ,  $\text{CdJ}_2$ ,  $\text{CdCl}_2$  и другие материалы.

В зависимости от вида твердой смазки могут существенно изменяться такие свойства, как физико-химическое взаимодействие с трущимися материалами, термостойкость, коррозионные характеристики, способность образования на поверхностях трения пленок определенной толщины, прочность, теплопроводность, электросопротивление и др. Выбирая необходимую основу и твердую смазку, можно создавать самосмазывающиеся материалы для работы в различных условиях.

**Материалы, содержащие фторопласты.** Другим видом самосмазывающихся материалов, получивших сравнительно недавно распространение в машиностроении [40], являются фторопласт и фторопластосодержащие антифрикционные материалы. Фторопласт, или политетрафторэтилен представляет собой полимер

со структурной формулой  $\left( \begin{array}{cc} \text{F} & \text{F} \\ | & | \\ -\text{C} & - & \text{C}- \\ | & | \\ \text{F} & \text{F} \end{array} \right)_n$ . Физико-механические

и фрикционные свойства политетрафторэтилена достаточно хорошо изучены. Однако единого мнения по вопросам физической

причины антифрикционности фторопласта в настоящее время нет. Shooter и Tabog [62] полагают, что низкий коэффициент трения обеспечивается малой адгезией политетрафторэтилена за счет химической инертности молекулы, размеры атомов фтора и их расположение в которой таковы, что они блокируют углеродную цепь.

В связи с низкой теплопроводностью и резкой зависимостью механических свойств от температуры, а также в связи с «псевдотечением» фторопласта даже при сравнительно небольших нагрузках чистый фторопласт не нашел большого распространения в узлах трения.

Фторопласт рекомендуется применять: 1) в виде тонких пленок, наносимых на металлические поверхности путем наклеивания, осаждения из суспензии, и в композиции с лаком; 2) в композиции с различными тонкодисперсными наполнителями, а также 3) путем введения в пористую основу [34, 40].

К первой группе материалов относятся лаки и суспензии, разрабатываемые Ленинградским НИИПП (например, лак Ф-БФ-74, содержащий в сухом остатке 74% фторопласта и 26% фенольно-формальдегидной смолы), а также выпускаемые в Англии суспензии «Эмарлон-810» на основе терморективной смолы и «Эрмалон-820» на основе термопластичной смолы.

Созданию материалов второй группы посвящено большое количество работ [11]. Роль наполнителей сводится к уменьшению износа. Следует отметить, что создание самосмазывающихся материалов путем введения во фторопласт металлических наполнителей, решает задачи, связанные с улучшением теплопроводности.

В Англии [5], а позднее в Советском Союзе [34], были созданы биметаллические материалы, представляющие собой стальную основу с тонким пористым слоем бронзы, пропитанной фторопластом или смесью фторопласта и дисульфида молибдена. В Англии такой материал получил название DU и выпускается фирмой Глассир.

#### Физико-механические свойства материала DU

Сопrotивление сжатию — минимум в $\text{кг/см}^2$ . . . . .	3160
Коэффициент линейного расширения в $\text{град}$ . . . . .	$1,5 \cdot 10^{-5}$
Теплопроводность в $\text{кал/см} \cdot \text{сек} \cdot \text{град}$ . . . . .	0,1

Материал DU рекомендуется для работы в диапазоне температур от  $-200$  до  $+280^\circ \text{C}$ . Он может работать как со смазкой, так и без нее.

Самосмазывающиеся материалы с фторопластом нашли распространение в химической промышленности для работы в агрессивных средах и химически чистых газах, в авиационной промышленности и энергетике. Замена узлов трения с жидкой смазкой на самосмазывающиеся материалы позволила повысить произ-

водительность некоторых паровых машин и агрегатов. Самосмазывающиеся материалы с фторопластом рекомендуются использовать, когда применение смазки ненадежно или нежелательно: при высоких и низких температурах, в механизмах с возвратно-поступательным или вращательным движением, когда гидродинамический слой смазки не успевает образовываться и т. д.

**Материалы с дисульфидом молибдена и другими твердыми смазками.** В качестве материалов пар трения, работающих в высоком вакууме и подверженных действию радиации, представляют большой интерес самосмазывающиеся материалы с тверды-

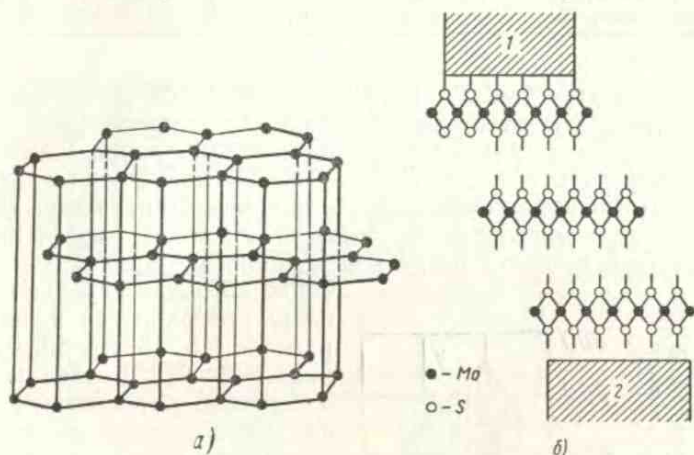


Рис. 246. К объяснению смазывающих свойств графита (а) и дисульфида молибдена (б):

1 — скользящая поверхность; 2 — неподвижная поверхность

ми смазками (дисульфид молибдена, йодистый кадмий, йодистый свинец и т. д.), имеющие слоистую структуру.

Сравнительные фрикционные свойства некоторых твердых смазок в обычных условиях и в вакууме показаны в табл. 56 [50, 60].

Значения коэффициента трения в табл. 56 даны при трении стального кольцевого образца торцом по стальному диску, на поверхность которого наносилась твердая смазка (скорость скольжения 0,03 м/сек, нагрузка 18 кг).

Наибольшее распространение получили материалы с дисульфидом молибдена. Дисульфид молибдена имеет гексагональную кристаллическую решетку с постоянными  $a = 3,15 \text{ \AA}$  и  $c = 12,3 \text{ \AA}$  (рис. 246, б). В решетке MoS<sub>2</sub> каждый слой атомов молибдена с обеих сторон связан со слоем из атомов серы. Расстояние от слоя атомов молибдена до слоя из атомов серы составляет 2,41 Å.

## Влияние среды на коэффициент трения некоторых твердых смазок

Материал	Коэффициент трения		Давление в мм рт. ст.
	на воздухе	в вакууме	
Йодистый кадмий . . . . .	0,5	0,18	$9 \cdot 10^{-8}$
Йодистый висмут . . . . .	$0,39 \pm 0,05$	$0,48 \pm 0,05$	$7 \cdot 10^{-6}$
Фталоцианин . . . . .	$0,35 \pm 0,02$	$0,33 \pm 0,03$	$1 \cdot 10^{-6}$
Дисульфид молибдена . . . . .	0,2	0,07	$2 \cdot 10^{-9}$
Дисульфид вольфрама . . . . .	0,17	0,15	$8 \cdot 10^{-9}$

Два слоя серы, между которыми находится слой молибдена, представляют слоистый пакет. Пакеты касаются один другого слоями серы, между которыми и происходит трение. Слабые молекулярные силы обеспечивают легкость скольжения пакетов и, тем самым, низкий коэффициент трения. При трении  $\text{MoS}_2$  в вакууме имеет место значительное уменьшение коэффициента трения по сравнению с обычными условиями. Влиянию температуры, нагрузки, среды и обработки поверхностей посвящены работы [45, 46, 52, 53, 61].

На рис. 247—249 показаны соответственно зависимости коэффициента трения от обработки поверхности [46], от нагрузки (по данным Бойда и Робертсо-

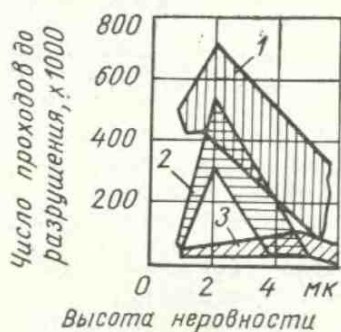


Рис. 247. Зависимость долговечности покрытия  $\text{MoS}_2$  от шероховатости поверхности трения, предварительно подвергнутой: 1 — пескоструйной обработке, фосфатированию; 2 — пескоструйной обработке; 3 — шлифованию

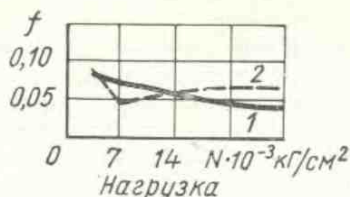


Рис. 248. Зависимость коэффициента трения от нагрузки: 1 —  $\text{MoS}_2$ ; 2 — графит

на) и температуры. Способы получения самосмазывающихся материалов с твердыми смазками принципиально мало чем отличаются от способов получения материалов с фторопластом.

Из конструкционных самосмазывающихся материалов заслуживает внимания материал аман, разработанный совместно Институтом элементоорганических соединений АН СССР, Инсти-



тутом машиноведения, Московским механическим заводом и Всесоюзным Научно-исследовательским институтом подшипниковой промышленности на основе специальных смол с наполнителями [18].

Детали из этого материала изготавливаются способом горячего прессования, после чего могут быть подвергнуты различной механической обработке. Изделия, изготовленные из амана, приклеиваются к металлам эпоксидными смолами клеем БФ-2,88 и др.

Аман применяется как термоустойчивый, вибростойкий, конструкционный материал, работающий без жидкой смазки при

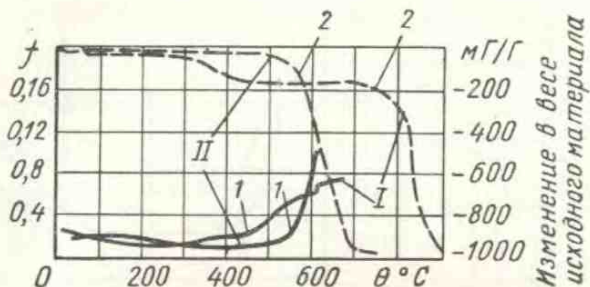


Рис. 249. Зависимость коэффициента трения (I) от температуры и данные термогравиметрического анализа (2):

I — графит; II — дисульфид молибдена

нормальной и повышенной температурах. Он используется для втулок подшипников скольжения, сепараторов подшипников качения, намазывающих вкладышей и шестерен. Некоторые свойства амана и сравнительные данные отечественных и зарубежных материалов показаны в табл. 57.

Таблица 57

**Характеристики самосмазывающихся материалов различного происхождения**

Материал	Коэффициент трения	Давление в кг/см <sup>2</sup>	$i_h$	Предельная температура в °C	НВ в Г/мм <sup>2</sup>
Аман . . . . .	0,06—0,1	50	$10^{-8}$	300	25
Молибдум 20 . . . . .	0,12	50	$10^{-7}$	220	19
DU . . . . .	0,06—0,2	300	$10^{-8}$	280	200

Добавление в полимерные самосмазывающиеся материалы наполнителей (асбеста, стекловолкна) расширяет температурный диапазон эксплуатации этих материалов, делает их более теплостойкими и позволяет применять в более нагруженных узлах

трения. К числу таких материалов относится антифрикционный материал АФ-Зам, разработанный совместно Институтом машиностроения и Всесоюзным Научно-исследовательским институтом асбестоцементных изделий (ВНИИАТИ). Зависимости коэффициента трения от температуры, полученные на машине типа И-47 по методике оценки на фрикционную теплостойкость в обычных условиях, показаны на рис. 250, в вакууме — на рис. 251 [19].

**Графит и графитовые материалы.** Графит имеет слоистую кристаллическую структуру (см. рис. 246, а), в которой атомы в слоях решетки плотно упакованы (расстояние до ближайших

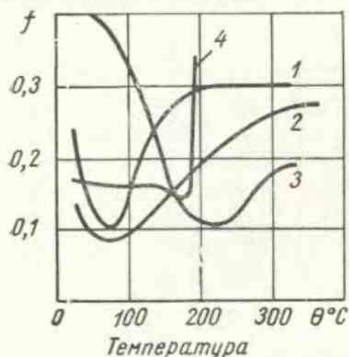


Рис. 250. Зависимость коэффициента трения от температуры для некоторых самосмазывающихся материалов на воздухе при  $q_c = 2 \text{ кг/см}^2$ :

1 — аман-2; 2 — металлокерамика с  $\text{MoS}_2$ ; 3 — АФ-Зам; 4 — типа DU

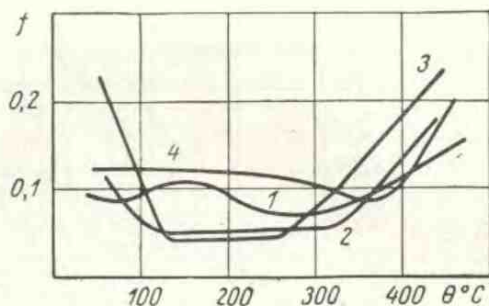


Рис. 251. Зависимость коэффициента трения от температуры в вакууме  $10^{-5}$ — $10^{-6}$  мм рт. ст. ( $q_c = 2 \text{ кг/см}^2$ ):

1 — аман-2; 2 — металлокерамика с  $\text{MoS}_2$ ; 3 — АФ-Зам; 4 — материал типа DU

атомов  $1,42 \text{ \AA}$ ), а отдельные слои расположены друг от друга на расстоянии  $3,25 \text{ \AA}$ . Атомы в слое связаны силами ковалентной связи, а атомы в соседних слоях — более слабой металлической связью. Различие связей в кристалле приводит к большой анизотропии свойств [27].

Антифрикционные свойства графита определяются способностью его кристаллов легко расщепляться по плоскости спайкости; ориентироваться под воздействием нагрузки, перпендикулярно направлению воздействия, а также образовывать на поверхностях трения тонкую сплошную пленку ориентированных чешуек графита, прочно связанную с металлом за счет ненасыщенных связей, возникающих при расщеплении.

Антифрикционные свойства графита и графитовых материалов достаточно хорошо изучены [26, 28]. В настоящее время в практике машиностроения широко применяются различные виды графитовых материалов. Физико-механические свойства некото-

**Физико-механические свойства некоторых отечественных  
и зарубежных графитовых антифрикционных материалов**

Материалы	Технологическая группа	Предел прочности в кг/см <sup>2</sup>		Модуль упругости в кг/см <sup>2</sup>	Твердость по Шору	Термический коэффициент линейного расширения в см/см·град·10 <sup>6</sup>	Теплопроводность в ккал/м·ч·град	Объемный вес в г/см <sup>3</sup>
		Сжатие	Изгиб					
АВ-1500	1 (СССР)	1500— 1800	600— 800	160 000	60—65	2,5	80	1,65— 1,70
АГ-1500	2 (СССР)	800— 1000	400— 500	130 000	45—50	2,7	160	1,70— 1,80
АО-1500-Ф	3 (СССР)	3000— 3500	1400— 1700	165 000	70—75	2,5	80	1,75— 1,80
АО-1500-С05	4 (СССР)	2600— 2800	1000— 1200	170 000	70—75	3,7	90	2,70— 3,00
АТМ	5 (СССР)	1000— 1200	400— 500	90 000	50—60	8,5	35	1,80— 1,85
ЗЕ-8	1 (ЧССР)	700— 800	—	180 000	50—55	—	95	1,55— 1,60
Т-3	1 (ЧССР)	900— 1000	—	120 000	60—65	—	95	1,65— 1,70
СУ-10С	3 (Англия)	2100— 2200	900— 1000	165 000	80—85	2,5	80	1,75— 1,78
МУ-10А	4 (Англия)	3600— 3700	1200— 1300	165 000	70—75	5,3	110	2,60— 2,70
ЕК-2092	5 (ФРГ)	1400— 1500	600— 700	130 000	60—70	10	—	1,60— 1,65

рых из них приведены в табл. 58 [26]. По технологическим признакам графитовые материалы разделяют на:

- 1) обожженные твердые;
- 2) графитированные;
- 3) пропитанные смолами, обожженные и графитированные;
- 4) материалы со связующими из полимерных смол;
- 5) пропитанные металлами, обожженные и графитированные.

Графитовые антифрикционные материалы применяют главным образом для изготовления поршневых и уплотнительных колец, а также подшипников скольжения, электрощеток, направляющих и лопаток ротационных машин. Использовать такие материалы целесообразно, когда применение масел либо недопустимо, либо вызывает большие затруднения. Так, графитовые антифрикционные материалы оказались незаменимыми для работы в условиях агрессивных сред (в окислительных средах с температурой до 400° С, в нейтральных и окислительных средах с температурой до 2500° С); в цилиндрах компрессоров в химических и других подобных производствах, протекание процессов в которых зависит от чистоты сжатого газа; в машинах, узлы

трения которых работают в среде, недопускающей совместное пребывание с маслом и другими органическими веществами (например, с жидким кислородом и другими активными окислителями); в компрессорах для кислотных газов ( $\text{HCl}$ ,  $\text{NO}_2$ ,  $\text{SO}_2$  и др.); в процессах синтеза аммиака из смеси  $\text{N}_2 + \text{H}_2$ , наличие масла в которой выводит из строя дорогостоящие катализаторы из губчатой платины; в производстве полимеров высокого качества, недопускающего присутствия масла и других углеводородов в сжимаемых газообразных мономерях; в холодильных агрегатах, работающих на фреоне-12 из-за растворимости масляных смазок в последнем, и т. д.

## О ротап rintном методе использования смазки

Одним из перспективных способов применения твердых смазок является метод ротап rintной подмазки, заключающийся в том, что на одну из трущихся металлических поверхностей путем переноса в процессе трения постоянно намазывается слой твердой смазки [9, 20]. Усталостные эффекты, приводящие к износу, при этом локализируются в смазочном слое, который возобновляется, в результате чего износ рабочих деталей резко снижается.

Таблица 59

**Зависимость износостойкости пленки  $\text{MoS}_2$  от способа ее нанесения на поверхность трения**

Способ нанесения	Путь трения до заедания в к.к	Коэффициент трения
Склеивание	0,6	0,35
Суспензия	6,0	0,09— 0,13
Ротап rintный метод	37,0	0,09— 0,15

Механизм смазывающего действия в условиях переноса пленки детально изучил Lancaster [55], исследовавший перенос графита и дисульфида молибдена на стальную поверхность. В частности, им установлено, что количество переносимой смазки зависит от шероховатости металлической поверхности. Наиболее эффективной оказалась поверхность с высотой микронеровностей 1,25—2,5 мк.

В табл. 59 приведены сравнительные результаты по износостойкости

пленок дисульфида молибдена, нанесенных на стальную поверхность (высота микронеровностей 0,75 мк). Испытания проводились на дисковой машине при нагрузке 46 кг и скорости 60 см/сек.

По сравнению с графитовыми, пленки  $\text{MoS}_2$  имеют более высокую несущую способность.

## Материалы для узлов трения, работающих при высоких температурах

Для работы в узлах трения при температурах до 2000° С и выше применяются специальные термостойкие антифрикционные материалы.

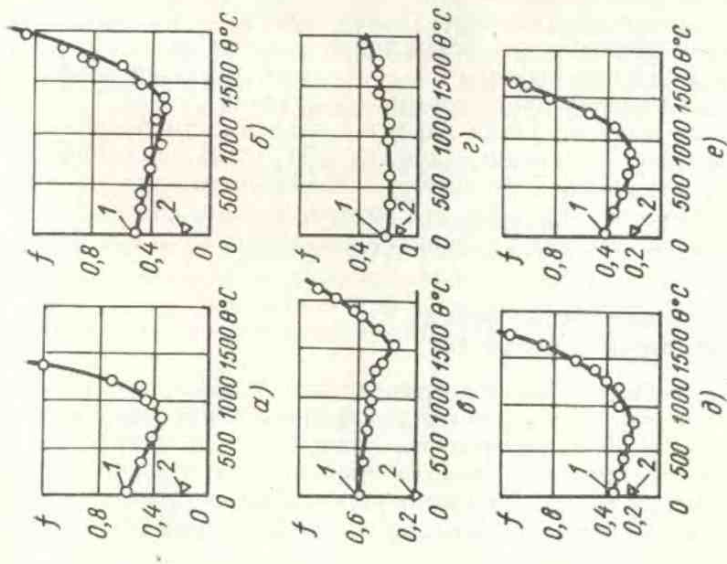


Рис. 252. Зависимость коэффициента трения от температуры при трении одноименных материалов:

*a* — карбид вольфрама; *б* — карбид ниобия; *в* — карбид титана; *г* — карбид бора; *д* — борид титана; *е* — борид циркония; *1* — в вакууме; *2* — на воздухе

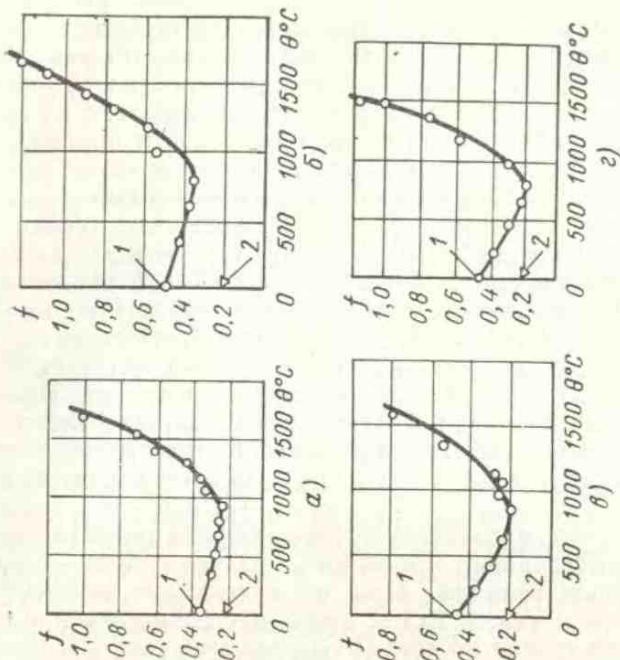


Рис. 253. Зависимость коэффициента трения от температуры при трении:

*a* — карбид ниобия по карбиду вольфрама; *б* — карбид титана по карбиду титана; *в* — карбид бора по карбиду бора; *г* — борид титана по бориду циркония; *1* — в вакууме; *2* — на воздухе

К ним следует отнести металлокерамические материалы, включающие в себя тугоплавкие присадки карбидов или боридов ниобия, вольфрама, титана, циркония и т. д. На рис. 252 приведены данные [59] по коэффициентам трения в зависимости от температуры для одноименных карбидов и боридов, а на рис. 253 — данные для различных сочетаний карбидов и боридов. Во всех случаях, за исключением карбида бора, характер зависимости коэффициента трения от температуры одинаковый.

При повышении температуры коэффициент трения сначала снижается, затем по достижении определенной для каждой пары материалов температуры — возрастает. Такой характер зависимости объясняется тем, что начальное повышение температуры до  $1000^{\circ}\text{C}$  мало сказывается на изменении площади фактического контакта, в то время как силы адгезии могут уменьшаться, что и приводит к снижению коэффициента трения. При высоких температурах площади фактического контакта резко увеличиваются из-за размягчения материала. При этом возрастают силы адгезии в результате увеличения межкристаллической диффузии [59].

Кенион, исследовавший трение графита по металлам, показал, что коэффициент трения уменьшается вплоть до температуры плавления металла, если не происходит науглероживания поверхности металла. Когда имеет место науглероживание (например, при трении по вольфраму, никелю, танталу, молибдену), коэффициент трения быстро возрастает при наличии контакта графита с металлом. Зависимость коэффициента трения от температуры при трении карбидов и боридов по графиту сходна с аналогичной зависимостью при трении графита по графиту. С увеличением температуры коэффициент трения сначала резко снижается до величин порядка 0,2—0,3, затем значения коэффициента трения изменяются весьма незначительно.

По нашему мнению, такой характер зависимости подчиняется трехчленному уравнению (см. гл. VI), устанавливающему связь между коэффициентом трения и сближением двух контактируемых поверхностей, и объясняющему изменение соотношения между адгезионной и деформационной составляющими (см. гл. VI и VIII).

## **§ 5. ПОКРЫТИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРЕНИЯ И ТЕРМОДИФУЗИОННАЯ ОБРАБОТКА**

Все более и более широкое применение находят полимерные покрытия. Они улучшают работу узлов трения, работающих со смазкой. В табл. 60 приведены результаты исследований полимерных покрытий, проведенные Лабораторией полимеров Белорусской академии наук. Данные получены на машине трения МИ-1М при скорости  $v = 0,5$  м/сек и толщине покрытия 0,3—0,4 мм.

Основные характеристики антифрикционных полимерных покрытий

Материал	Коэффициент трения		Нагрузочная способность в кг/см <sup>2</sup>	Рабочая температура узла трения в °С
	без смазки	со смазкой		
Поликапроамид (капрон)	0,45—0,52	0,220—0,250	130—140	80—85
Полиамидная смола П-68	0,30—0,34	0,028—0,032	80—90	80
Полиамидная смола АК-7	0,42—0,47	0,030—0,035	90—100	90—95
Капролон «В» . . . . .	0,40—0,50	0,015—0,020	100—110	90—95
Поликарбонат . . . . .	—	0,030—0,032	40—50	100—120
Поликапроамид + 0,5% дисульфида молибдена	0,30	0,080—0,010	125—130	120
Поликапроамид + 10% дисульфида молибдена	0,50	0,0150—0,018	115—123	110—115

Наряду с большими преимуществами, антифрикционные покрытия имеют существенный недостаток, заключающийся в довольно быстром износе покрытия с последующим обнажением конструкционного материала, на который оно было нанесено. Одним из путей преодоления этого недостатка является создание конструкционных самосмазывающихся материалов.

Для работы в неблагоприятных условиях (многократное механическое воздействие, возвратно-поступательное движение, высокие температуры) применяются металлические покрытия, легко деформируемые, имеющие прочную связь с основным материалом поверхности. Так, используются покрытия оловом и кадмием (наносимые гальваническим путем). В ГДР используют свинец для покрытия поверхностей скольжения (примерно 0,01—0,02 мм толщины). Свинец наносится электролитическим или химическим путем.

Получили распространение также покрытия никелем, кобальтом и серебром.

Прогрессивным является фрикционный метод нанесения покрытий (фрикционное латунирование, бронзирование), который широко используется в авиационной промышленности. Этот метод технологически прост. При этом не происходит наводораживание стальных поверхностей, что имеет место при гальванизации.

Широкое распространение находят различные методы термохимической обработки поверхностей: сульфидирование, сульфационирование и др. Фосфатные слои успешно выполняют свое назначение при повышенных температурах и значительных давлениях. Для условий нормальных температур и давлений они эффективны при волочении и штамповании [49]. Фосфатные слои прочно удерживают смазку.

Успешным также является применение фосфатирования для шарикоподшипников, распределительных валиков двигателей внутреннего сгорания и направляющих клапанов [48]. Фосфатные слои можно наносить также электрохимическим методом [49]. Как показали исследования Н. С. Домбровской и Ю. М. Виноградова, эффективным является применение сульфидных покрытий. В определенных условиях термоффузионная обработка надежно предохраняет поверхности от схватывания [13]. Исследованию эффективности химико-термических обработок для различных металлов посвящены работы Ю. М. Виноградова [10], Д. В. Плетнева и В. Н. Брусенцова [25]. Методы термодиффузионной обработки нашли применение при изготовлении поршневых колец, втулок цилиндров, направляющих, втулок клапанов, ходовых винтов и гаек, а также зубчатых колес и других деталей.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Альшиц И. Я. О применении пластмасс для подшипников скольжения. «Вестник машиностроения», 1959, № 7 стр. 13—16.
2. Альшиц И. Я., Сушкина Л. Н. Новые антифрикционные материалы и покрытия. М., Фил. ВИНТИ, М., 1958.
3. Бебнев П. И. Пористые подшипники на железной основе с повышенными антифрикционными и механическими свойствами. Сб. «Исследования в области металлокерамики». М., Машгиз, 1953, стр. 5—34.
4. Билк Ш. М. Пары трения металла — пластмасса в машинах и механизмах. М., Изд-во «Машиностроение», 1965, 311 стр.
5. Богуславский Л. Н., Нехай С. М. О применении капрона в подшипниках скольжения прессов. «Вестник машиностроения», 1960, № 8, стр. 42—45.
6. Бочвар А. М. Исследование белых антифрикционных сплавов. «Временник». М., Изд-во об-ва содействия успехам опытных наук и их практических применений им. Х. С. Леденцова, 1918, 2 стр.
7. Буше Н. А. Исследование антифрикционных сплавов подшипников подвижного состава. М., Трансжелдориздат, 1956, 176 стр.
8. Буше Н. А. Цветные металлы и сплавы для железнодорожного транспорта. М., Изд-во «Транспорт», 1964, 159 стр.
9. Вайнштейн В. Э., Крагельский И. В., Трояновская Г. И., Сучкова О. А. Авторское свидетельство № 150329; «Бюллетень изобретений», № 3, 1962.
10. Виноградов Ю. М. Исследования эффективности химико-термических обработок для различных металлов. Сб. «Теория смазочного действия и новые материалы». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 176—183.
11. Ганз С. Н., Пархоменко В. Д. Применение пластмасс в узлах трения. Киев, Изд. ИТИ. Сер. «Химическое машиностроение», 1964, 55 стр.
12. Гаркунов Д. Н., Крагельский И. В. Диплом, зарегистрированный в Государственном реестре открытий СССР под номером 41 с приоритетом 12.11.59 г.
13. Домбровская Н. С., Виноградов Ю. М. Улучшение антифрикционных свойств металлов методами поверхностной термической обработки. Тезисы докладов на III Киевской Научно-технической конференции по вопросам повышения износостойкости и срока службы машин. Вып. 33, Киев, Машпром, 1957, 2 стр.
14. Зайцев А. К. Антифрикционные сплавы. Их основные типы, применение, свойства и испытания. «Журнал Русского металлургического общества», 1925, № 3, стр. 304—358.



15. Киселев Б. А. Применение пластмасс в авиастроении. М., ВИНТИ, 1958, 20 стр.
16. Кислик В. А. Повышение износостойкости чугунных деталей паровозов. М., Трансжелдориздат, 1944, 103 стр.
17. Кольченко А. В., Силин А. А. О некоторых особенностях работы резино-металлических опор. «Вестник машиностроения», 1957, № 10, стр. 21—24.
18. Крагельский И. В. Основные задачи по созданию и внедрению неметаллических фрикционных и антифрикционных материалов в машиностроении. М., НИИМАШ, сер. IX, Сб. «Новые материалы в машиностроении. Химизация машиностроения», 1965.
19. Крагельский И. В., Гриб В. В. Фрикционная теплостойкость полимерных самосмазывающихся материалов. Сб. «Применение полимерных материалов в машиностроении». Вып. 1, Киев, НТО Машпром, 1966.
20. Крагельский И. В., Силин А. А., Овсенко Г. Р. Авторское свидетельство № 174477. «Бюллетень изобретений», № 17, 1965.
21. Лифшиц Я. Г. Антифрикционный ковкий чугун марки 4Л-РМИ и его применение в заводском станочном оборудовании. Труды Второй конференции по трению и износу в машинах. Т. I, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1947, стр. 345—351.
22. Митрович В. П. Исследование трения полиамидов по стали. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук, 1962, 15 стр.
23. Мустафаев В. А., Виноградов Г. В., Подольский Ю. Я. Износ и трение пластиков при контактировании их с металлами. Сб. «Износ и трение металлов и пластмасс», М., Изд-во «Наука», 1964, стр. 111—127.
24. Натансон Э. М. Сверхтонкие порошки металлов и их применение. Киев, Изд-во АН УССР, 1957, 64 стр.
25. Плетнев Д. В., Брусенцова В. Н. Свойства электролитических хромовых покрытий и их применение на цилиндрах из алюминиевых сплавов дизельных двигателей. Сб. «Теория смазочного действия и новые материалы». М., Изд-во «Наука», 1965, стр. 167—172.
26. Плуталова Л. А. Антифрикционные материалы, работающие без смазки. М., Трудрезервиздат, 1957, 76 стр.
27. Плуталова Л. А. Современные представления о механизме трения пары металл-графит. Труды III Всесоюзной конференции по трению и износу в машинах. Т. II, М., Изд-во АН СССР, 1960, стр. 79—87.
28. Плуталова Л. А. Графитовые антифрикционные материалы. Сб. «Новые материалы». Сер. VI-81, М., Изд-во АН СССР, 1963, 45 стр.
29. Раковский В. С. Металлокерамика в машиностроении. М., Машгиз, 1948, 120 стр.
30. Рамайя К. С. Присадки для улучшения маслянистости и увеличения прочности масляной пленки. Сб. «Присадки к смазочным маслам». М.—Л., Гостоптехиздат, 1946, стр. 6—37.
31. Рудницкий Н. М. Материалы автотракторных подшипников скольжения. М., Изд-во «Машиностроение», 1965, 163 стр.
32. Савицкий К. В., Шварцман Я. В. Влияние гетерогенного упрочнения на характеристики трения и изнашивания сплавов. Сб. «Исследования по физике твердого тела». М., Изд-во АН СССР, 1957, стр. 79—86.
33. Семенов А. П. Современное применение в Англии пластмасс для подшипников скольжения. Сб. «Пластмассы как антифрикционные материалы». М., Изд-во АН СССР, 1961, стр. 103—116.
34. Семенов А. П., Матвеевский Р. М., Поздняков В. В. Технология изготовления и свойства содержащих фторопласт антифрикционных материалов. М., Изд-во АН СССР, 1963, 64 стр.
35. Сентюрихина Л. Н. Сб. «Новые смазочные материалы в машиностроении». М., НИИМАШ, 1965, стр. 59—65.
36. Славинский М. П., Андреев А. С., Путятя А. В., Романов М. М. Природа металоолювянистых баббитов и их свойства. Сб. «Метал-

лоловянистые и безоловянистые баббиты» Под ред. проф. Славинского. Вып. I, М.—Л., Главная редакция литературы по цветной металлургии, 1935, стр. 18—102.

37. Хрущов М. М. Современные теории антифрикционности подшипниковых сплавов. Сб. «Трение и износ в машинах». VI, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 52—73.

38. Хрущов М. М. Исследование приработки подшипниковых сплавов и цапф. М.—Л., Изд-во АН СССР, 1946, 160 стр.

39. Хрущов М. М., Курицина А. Д. Исследование изменений в строении рабочей поверхности баббита в процессе трения и изнашивания. Сб. «Трение и износ в машинах», V, М.—Л., Изд-во АН СССР, 1950, стр. 76—83.

40. Черешкевич Л. В., Чегодаев Д. Д., Язвина Н. Е., Бельская С. В. Фторопластовые подшипники, работающие без смазки. Л., ЛДНТ, 1959.

41. Чукмасов С. Ф., Рудометов П. И. Некоторые поправки к общепринятым представлениям о сущности сухого трения скольжения. Научные труды Днепропетровского металлургического института. Вып. 26, Харьков—М., Металлургиздат, 1951, стр. 147—163.

42. Щербаков С. В. Исследование работоспособности полимерных зубчатых колес. Автореферат диссертации на соискание ученой степени канд. техн. наук. Гомель, 1965.

43. Шагин А. И. Антифрикционные сплавы. М., Металлургиздат, 1956, 520 стр.

44. Clauss F. I. Lubrication under Space—Vacuum Conditions. «Sci. Lubrication», 1963, No. 3, vol. 15, pp. 180—202.

45. Craig W. D. Friction Variation of PTFE and MoS<sub>2</sub> during Thermal Vacuum Exposure. «Lubr. Engin.», 1964, No. 7, vol. 20, pp. 273—277.

46. De Gee A. W. J., Salomon G., Zaaij J. H. Mechano—Chemical factors in MoS<sub>2</sub>—Film Lubrication. «Wear», 1946, No. 1, vol. 7, pp. 87—101.

47. Duckworth W. E., Forrester P. G. Wear of Lubricated Journal Bearings. Proceedings of the Conference on Lubrication and Wear. «Institution of Mechanical Engineers», London, 1957, pp. 713—719.

48. Durer A., Schmiedt S., Craih H. D. Phosphatic Coatings as Aids in Plastic Working (cold drawing) of Metals. «Sheet Metal Industries», 1943, No. 194, vol. 17, pp. 1025—1027.

49. Fischer H. Anodische Oberflächendehandlung von Leicht und Schwermetallen. «Z. VDI», 1941, Nr. 85, SS. 531—538.

50. Flom D. C., Halter A. I., Gaulin C. A. Friction and Cleavage of Lamellar Solids in Ultrahigh Vacuum. «ASLE Trans.», 1965, No. 2, vol. 8, pp. 133—144.

51. Gillet H. W., Russell H. W., Dayton R. W. Bearing Metals From Point of View of Strategic Minerals. «Metals and Alloys», 1940, vol. 12, No. 3, pp. 274—283, No. 4, pp. 445—463, No. 5, pp. 629—639, No. 6, pp. 749—758 and 768.

52. Halter A. I. An Evaluation of The Role of Vapor Lubrication Mechanisms in MoS<sub>2</sub>. «Wear», 1964, No. 1, vol. 7, pp. 102—117.

53. Johnson V. R., Vaughn G. W. Investigation of Mechanism of MoS<sub>2</sub> Lubrication in Vacuum. «I. Appl. Phys.», 1956, No. 10, vol. 27, pp. 1173—1179.

54. Kühnel R. Werkstoffe für gleitlager Springer, Berlin, 1952.

55. Lancaster J. K. Lubrication by Transferred Films of Solid Lubricants. «ASLE Trans.» Vol. 8, 1965, pp. 146—155.

56. Love P. P., Forrester P. C., Burge R. A. Functions of Materials in Bearing Operation. «The Institution of Mechanical Engineers». «Proc. Automobile Division», No. 2, pp. 29—36 (discussion pp. 36—44, 4 supp. plates. London, 1953—1954).

57. Mitchell D. C. Improved P. T. F. E. Impregnated Bronze Dry Bearing. «Engineer», 1958, No. 5335, vol. 205, pp. 625—628.

58. Mitchell D. C., Starkey D. A. Properties and Applications of «DU»

Unlubricated P. T. F. E. Type Bearings». *Engrs. Digest*, 1958, No. 4, vol. 19, pp. 143—147.

59. Mordike B. L. The Frictional Properties of Carbides and Borides at High Temperatures. «*Wear*», No. 5, vol. 3, pp. 374—387.

60. Peterson M. B., Johnson R. L. Factors Influencing Friction and Wear With Solid Lubricants. «*Lubr. Eng.*», 1955, No. 5, vol. 11, pp. 325—331.

61. Savage R. H. Graphit Lubrication. «*J. Appl. Phys.*», 1948, No. 1, vol. 19, pp. 1—10.

62. Shooter K. V., Tabor D. Frictional Properties of Plastics. «*Proc. Phys. Soc.*», 1952, No. 393, vol. 65, B., pp. 661—671.

63. Siebel E. Über Praktische Bewahrung der mit Verschleis versuchten gewounenen Ergebnisse. (VDI Verschleitzzeitung, Stuttgart, 1938). VDI Verlag, Berlin, 1939.

64. Siebel E., Kindscher, Frau, Connen. Cegenwartige Erkenntnisse über Reibung, Schaierung und Abnutzung. Berlin — Dahlem, 1947.

65. Yonng A. W. Solid Lubricate the tough spots. «*Iron Age.*», 1965, No. 4, pp. 79—82.

---

## НАИБОЛЕЕ РАСПРОСТРАНЕННЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

- $A$  — тепловой эквивалент механической работы  
 $A_a$  — номинальная площадь касания в  $\text{мм}^2$   
 $A_c$  — контурная площадь касания в  $\text{мм}^2$   
 $A_r$  — фактическая площадь касания в  $\text{мм}^2$   
 $b$  — параметр кривой опорной поверхности (безразмерный)  
 $E$  — модуль упругости в  $\text{кг/мм}^2$   
 $f$  — коэффициент трения скольжения (безразмерный)  
 $a; h$  — глубина внедрения в  $\text{мк}$ , высота неровности  
 $h_{\max}$  — максимальная высота неровности в  $\text{мк}$   
 $J$  — механический эквивалент теплоты  
 $l_h$  — интенсивность износа линейная (безразмерная)  
 $i_h$  — удельный износ линейный  
 $I_g$  — интенсивность износа весовая в  $\text{Г/см}^3$   
 $i_g$  — удельный износ весовой  
 $N, P$  — нагрузка на пару трения в  $\text{кг}$   
 $q$  — удельная нагрузка на пару трения в  $\text{кг/см}^2$   
 $R$  — радиус сферы, индентора и единичной неровности в  $\text{мк}$  или  $\text{мм}$   
 $r, d$  — радиус, диаметр пятна касания  
 $T$  — сила трения в  $\text{кг}$  или  $\text{Г}$   
 $v$  — скорость скольжения в  $\text{м/сек}$  или  $\text{см/сек}$   
 $\alpha; \beta$  — константы в биномиальном законе трения в  $\text{Г/мм}^2$  или  $\text{кг/мм}^2$   
 $\gamma$  — удельный вес в  $\text{Г/см}^3$   
 $\varepsilon$  — относительное сближение, выраженное в долях максимальной высоты неровности (безразмерная), относительная деформация  
 $\eta$  — относительная площадь касания (безразмерная)  
 $\frac{\partial \theta}{\partial z}$  — градиент температуры  
 $\theta, \vartheta$  — температура  
 $\text{tg } \theta$  — тангенс угла при основании единичной неровности  
 $\tau$  — удельная сила трения  
 $\lambda$  — коэффициент теплопроводности  
 $v$  — параметр кривой опорной поверхности  
 $R_0$  — радиус волны

## ИМЕННОЙ УКАЗАТЕЛЬ

- Абакумкин А. Г. 176  
Аббот 61  
Абрамович И. И. 154, 175  
Абрикосова И. И. 11, 49  
Аваков А. А. 252  
Авдеев Д. Т. 112, 113, 138  
Адамс 418  
Адирович Е. (Adirovich E.) 250, 299  
Айнбиндер С. Б. 34, 50, 85, 450  
Александров М. П. 159, 175, 407, 418, 421, 440  
Альфрей Т. 138  
Альшиц И. Я. 148, 175, 385, 452, 464  
Амонтон Г. 232  
Андреев А. С. 465  
Андреев Г. А. 103  
Аничков Н. И. 380  
Арчард Ж. Ф. (Archard J. F.) 34, 52, 55, 68, 76, 104, 120, 139, 151, 177, 179, 189, 192, 193, 229, 299, 381  
Асташкевич Б. М. 391, 419  
Аткинс А. Г. (Atkins A. G.) 441  
Афанасьев Н. Н. 44, 50  
Ахматов А. С. 259, 262, 329, 331, 355, 356, 360  
Бабичев М. А. 181, 228, 419  
Байков В. В. 418  
Барабаш М. Л. 449  
Барвел Дж. Т. (Barwell J. T.) 178, 179, 189, 192, 229, 303, 327, 382, 420  
Баринова А. И. 175  
Бартнев Г. М. 50, 78, 102, 138, 232, 276, 298  
Баумгартэ А. Э. 228, 415  
Бибнев П. И. 464  
Бегиджанова А. П. 441  
Безбородько М. Д. 360, 376, 418  
Беккер И. Э. 350, 360  
Беккер Р. (Becker R.) 307, 327  
Бельнская С. В. 466  
Бердж Р. А. (Burge R. A.) 466  
Беркович Е. С. 419  
Бик О. (Beesk O.) 139  
Билик Ш. М. 84, 102, 464  
Биркамшоу (Birkumshaw Y.) 348, 355, 362  
Бланчук В. М. 419  
Блоджетт К. В. (Blodgett K. B.) 350, 361  
Блок Х. (Blok H.) 47, 148, 149, 150, 151, 153, 161, 177, 314, 327, 341, 343, 361  
Блохинцев Д. (Blokhinzev D.) 250, 299  
Бобрик П. И. 53, 102  
Богуславский А. М. 452, 464  
Бойд И. (Boyd J.) 337, 355, 362  
Борлаг Дж. (Boerlage G. D.) 343, 361  
Боуден Ф. П. (Bowden F. P.) 15, 50, 54, 85, 104, 125, 134, 139, 147, 151, 177, 187, 188, 231, 240, 241, 242, 244, 249, 259, 260, 261, 262, 265, 299, 315, 327, 331, 333, 335, 352, 361, 362, 393, 419, 420, 448  
Бочвар А. М. 442, 449, 464  
Бочвар О. С. 23, 50  
Боше В. (Bochet V.) 253, 254, 255, 299  
Браун Э. Д. 176, 187, 228, 233, 298, 299, 418, 419  
Бриджмен П. В. (Bridgman P. W.) 29, 50, 266, 299, 422  
Бринель И. 178  
Бродский Г. И. 228  
Брукс С. А. (Brookes C. A.) 441  
Брусенцова В. Н. 464, 465  
Бухарин Н. А. 421, 441  
Буше Н. А. 34, 188, 226, 442, 446, 449, 464  
Бюльфингер Т. 232  
Бюхе В. (Büche W.) 352, 362  
Ваграмьян А. С. 171, 175  
Вайнштейн В. Э. 103, 360, 464  
Варламова В. А. 441  
Васильев И. В. 376, 418  
Введенский В. В. 175  
Вейлер С. Я. 359, 360, 361  
Вейц В. Л. 119, 138

- Веллингер В. (Wellinger V. K.) 183, 230  
 Венцель С. В. 360  
 Верховский А. В. 106  
 Вилль В. И. 165, 166, 167, 175  
 Вильман Х. (Wilman H.) 243, 300, 362  
 Вильсон Дж. (Wilson J. E.) 174, 177  
 Вильямс (Williams E. C.) 139  
 Винер В. (Winer W.) 333, 362  
 Виноградов Г. В. 30, 50, 332, 359, 360, 376, 418, 465  
 Виноградова И. Э. 298, 330, 332, 360, 361  
 Виноградов Ю. М. 131, 138, 464  
 Винч С. (Vince S.) 252, 301  
 Витовек 197  
 Вихерт А. 254, 255  
 Воларович М. П. 359, 360  
 Воробьев Е. И. 226  
 Воскобойников Д. Б. 27, 51  
 Вотинов К. В. 53, 102  
 Воюцкий С. С. 50  
 Гальтон Д. (Galton D.) 253, 254, 300  
 Ганз С. Н. 452, 464  
 Гарелла 253  
 Гарди В. (Hardy W.) 231, 259, 329, 333, 346, 348, 358, 362  
 Гаркунов Д. Н. 34, 50, 200, 390, 418, 464  
 Гегузин Я. Е. 14, 50  
 Гейлин С. (Gaulin C. A.) 466  
 Генкин М. Д. 160, 175  
 Георгиевский Г. А. 272, 421, 429, 430, 441  
 Германчук Ф. К. 421, 441  
 Герси 346  
 Гет Н. Н. 359, 361  
 Гивенс Дж. (Givens J.) 139  
 Гиллет (Gillet H. W.) 466  
 Гогавя Л. А. 103  
 Гогоберидзе Д. Б. 25, 50  
 Годдард Дж. (Goddard J.) 243, 300  
 Голего Н. Л. 392, 418  
 Гольдштейн Л. А. 27  
 Гопкинс 195  
 Горин Д. И. 183, 226  
 Горюнов В. М. 174, 175  
 Горюнов К. Н. 103  
 Гофер 161  
 Гофман В. (Hoffmann V.) 420  
 Грален Н. (Gralen N.) 300  
 Гребенщиков И. В. 23, 262, 298  
 Гриб В. В. 419, 465  
 Грин А. П. 242, 298  
 Гринвуд (Greenwood J. A.) 246, 277, 300  
 Гриффитс 37, 38, 39  
 Грозин Б. Д. 28, 29, 50, 175  
 Грозинская З. Н. 103  
 Губкин С. И. 273, 359, 360  
 Гудченко В. М. 175, 429, 441  
 Гутерман В. М. 183, 226  
 Гюмбель Л. 232, 240  
 Даблдей (Doubleday I.) 358, 362  
 Давиденков Н. Н. 36, 50, 180, 226  
 Да Винчи 232  
 Дайсон И. (Dyson J.) 62, 104  
 Дайтон Р. (Dayton R. W.) 442, 466  
 Дакворт В. (Duckworth W. E.) 447, 448, 466  
 Даниелян А. М. 167, 175  
 Данков П. Д. 31, 50, 135, 138  
 Де Ги (De Gee A. W. J.) 466  
 Деазагюлье, 231  
 Денни 277  
 Демкин Н. Б. 60, 72, 78, 93, 102, 103, 153, 211, 298  
 Дерягин Б. В. 11, 12, 49, 50, 231, 239, 259, 262, 265, 298, 326, 329, 337, 346, 347, 349, 350, 351, 360  
 Джеймс Д. (James D.) 244, 300  
 Дженки (Jenkins) 254, 300  
 Джонсон К. Л. (Johnson K. L.) 111, 140  
 Джонсон В. Р. (Johnson V. R.) 466  
 Джонсон Р. Л. (Johnson R. L.) 467  
 Дис К. (Dies K.) 179, 194, 229, 230  
 Добровольский В. А. 255, 256  
 Домбровская Н. С. 464  
 Друянов Б. Я. 127, 129, 138  
 Дурер А. (Durer A.) 466  
 Дуфек В. (Dufck V.) 441  
 Девис 161  
 Дьяченко П. Е. 23, 50, 103, 274  
 Дьячков А. К. 417, 418  
 Егер Т. (Jaeger T. C.) 151, 153, 177  
 Елин Л. В. 9, 50, 103, 380, 418  
 Епифанов Г. И. 228, 264, 268, 298, 359, 419  
 Еремин А. Н. 256, 272, 274, 298, 299  
 Жебакрицкий Ю. А. 369  
 Журавлев В. А. 54, 103  
 Журков С. Н. 39, 50  
 Зайцев А. К. 178, 226, 418, 442, 464  
 Замоторин М. И. 227  
 Зат Г. (Zaat J.) 466  
 Захаваева Н. Н. 347, 350, 360  
 Захарова И. Н. 441  
 Зибель Е. (Siebel E.) 442, 443, 467  
 Зимин Ю. П. 274  
 Зинер К. 138  
 Зорин З. М. 360  
 Зув Ю. С. 50, 138  
 Игнатов Д. В. 50, 138  
 Ильченко О. Т. 175  
 Ильюшина А. А. 361

- Иоффе А. Ф. 23  
 Йошимото Г. (Yoshimoto G.) 179, 195, 230  
 Ишлинский А. Ю. 108, 124, 138, 315, 327  
 Кавинов Н. Ф. 171, 175  
 Казаринов В. И. 421, 441  
 Кайдановский Н. Л. 313, 314, 315, 327  
 Камерон А. (Cameron A.) 136, 139  
 Кан К. Н. 264, 299  
 Каннен (Cannen) 443, 467  
 Кантор М. М. 228  
 Капинос В. С. 175  
 Карасев В. В. 360  
 Карвацкий Б. Л. 421, 441  
 Карпенко Г. В. 51  
 Карпова Т. М. 103  
 Кашинский Д. М. 159  
 Каширин А. И. 314, 327  
 Кашеев В. Н. 18, 179, 182, 183, 184, 227  
 Каяба Т. (Kayaba T.) 190, 229, 300  
 Квинн (Quinn T. F. T.) 179, 194, 229  
 Кеглин Б. Г. 174  
 Кембелл А. (Kimball A. S.) 254, 300  
 Кемпбелл В. (Campbell W. E.) 259, 260, 261, 262, 265, 300  
 Керридж М. (Kerridge M.) 34, 44, 52, 188, 206, 207, 229  
 Кестнер О. Е. 449  
 Кефели Л. М. 36, 50  
 Кингсбери А. (Kingsbury A. A.) 346, 362  
 Киндшер (Kindscher) 442, 443, 467  
 Кенион 462  
 Киселев Б. А. 452, 465  
 Кислик В. А. 179, 227, 450, 451, 465  
 Кистьян Я. Г. 161, 175  
 Кифер Л. Г. 154, 175  
 Клайтон Д. (Clayton D.) 357, 362  
 Кларк В. Т. (Clark W. T.) 206, 229  
 Клаус Ф. И. (Claus F. T.) 466  
 Клейс И. 227  
 Клейфильд Э. Д. 369, 418  
 Клитеник Е. С. 191, 228  
 Клокова Э. Ф. 34, 50  
 Коган Ю. И. 298  
 Козырев С. П. 179, 227  
 Кокс М., 198, 227  
 Колесов В. Г. 183, 227  
 Кольченко А. В. 465  
 Коивисаров Д. В. 180, 227, 418  
 Кононенко В. О. 322  
 Конти П. (Conti P.) 232, 254, 300  
 Копакский Н. А. 25, 50  
 Корбут В. М. 358, 361  
 Коропова И. В. 50, 332, 361  
 Коровчинский М. В. 153, 175  
 Куртней—Пратт Д. С. (Courtney—Pratt J. S.) 85, 104, 109, 139  
 Костерин Ю. И. 44, 113, 114, 277, 298  
 Костецкий Б. И. 26, 30, 50, 122, 138, 176, 178, 227, 403, 421, 441  
 Котельников С. К. 232  
 Котов П. И. 162  
 Коффин Л. (Coffin L. F.) 12, 162, 215, 230  
 Кохан Л. С. 85  
 Кохендорфер А. (Kochendörfer A.) 307, 327  
 Крагельский И. В. 50, 51, 103, 121, 138, 153, 175, 176, 179, 227, 228, 229, 298, 302, 327, 418, 419, 441, 464, 465  
 Крайдж В. (Craig W. D.) 466  
 Краф Х. (Craf H. D.) 466  
 Кротова Н. А. 12, 50, 349, 350, 360  
 Крумме В. 255  
 Кубашевский 195  
 Кудинов В. А. 138  
 Кузнецов В. Д. 179, 227, 231, 298  
 Кузьмин Н. Ф. 160, 175  
 Кулон 115, 232, 252, 253  
 Курицына А. Д. 25, 51, 366, 369, 419, 447, 451, 466  
 Куртель Р. (Courtel R.) 15, 52, 139  
 Кусаков М. М. 360  
 Куцбах 255  
 Куюн А. И. 176  
 Кюнель Р. (Kühnel R.) 442, 466  
 Лав П. (Love P. P.) 466  
 Лаврентьев В. В. 78, 102  
 Лазарев В. П. 239, 259, 265, 298, 360  
 Лазарев Г. Е. 425  
 Лазебник Б. Д. 206, 227  
 Лам 418  
 Лангмюр И. (Langmuir J.) 350, 351, 361, 362  
 Ланкастер Дж. (Lancaster J. K.) 34, 44, 52, 179, 188, 192, 206, 207, 229, 460, 466  
 Ланков А. А. 93, 103  
 Ларин Т. В. 391, 419  
 Ласовская Л. Б. 176  
 Лебен Л. (Leben L.) 315, 327  
 Леванов А. Н. 296, 299  
 Левенстерн О. Л. 412  
 Левин Б. Н. 61, 103, 123, 138  
 Левицкий М. П. 176  
 Лепиксон У. 228  
 Лесли 232  
 Ливи Е. (Leavy E.) 12, 52  
 Лидман В. Г. 162  
 Линг Ф. Ф. (Ling F. F.) 55, 104, 231, 300  
 Лисовский Л. П. 111, 139, 327

- Листов В. А. 341, 361  
 Лифшиц Е. М. 11, 51  
 Лифшиц Я. Г. 451, 465  
 Лицицкий Г. В. 369  
 Лихтман В. И. 38, 51, 353, 359, 360, 361  
 Лодж А. С. (Lodge A. S.) 243, 300  
 Лозинский М. Г. 227, 366, 419  
 Лозовский В. Н. 50  
 Ломакин Г. Д. 139  
 Лоренц В. Ф. 178, 227  
 Лоскутов А. И. 298  
 Лурье Е. Г. 191, 228  
 Львов П. Н. 206, 227  
 Лыков А. В. 176  
 Любарский И. М. 26, 27, 51  
 Лютцау В. Г. 311  
 Лянь-Го-Линь 360  
 Мазур Дж. (Mazur J.) 300  
 Майзис К. (Mieszkis K. W.) 232, 300  
 Майлендер Р. (Mailander R.) 179, 194, 229  
 Маклин Е. (Machlin E. S.) 12, 52  
 Максвелл Дж. (Maxwell J. C.) 6, 52  
 Мак Фарлан (Mac Farlane J. S.) 52, 104  
 Маллин Дж. 51  
 Манджой (Mandjoy M.) 122, 140, 402, 420  
 Марочкин В. Н. 103, 124, 139  
 Мартин Дж. (Martin J.) 174, 177  
 Маскет М. (Muscat M.) 327  
 Матвеевский Р. М. 359, 361, 465  
 Маяускас И. С. 185, 228  
 Мейнстер П. Г. 366  
 Мейсон С. (Mauson S. S.) 177  
 Мемелов В. Л. 360  
 Мерчант П. 232, 246, 247, 248, 249  
 Метьюз Дж. Б. 369, 418  
 Миллер Д. (Miller D. K.) 420  
 Миндлин Р. Д. (Mindlin R. D.) 85, 104, 111, 140  
 Миншел Х. (Minshall H.) 300  
 Митрович В. П. 452, 465  
 Митчел Д. С. (Mitchell D. C.) 466  
 Михин Н. М. 60, 87, 107, 138, 278, 281, 282, 298, 299  
 Мишарин Ю. А. 160, 175  
 Морган Ф. (Morgan F.) 314, 327  
 Мордайк Б. (Mordike B. L.) 441, 467  
 Морин А. (Morin A.) 253, 300  
 Мортон Антлер (Morton Antler) 188, 229  
 Мур А. (Morr A. J. W.) 300  
 Мустафьев В. А. 465  
 Мьютис А. (Mutis A.) 229  
 Мэнсон С. С. 162, 163  
 Надан А. (Nadai A.) 122, 140, 402, 420  
 Найман Г. (Nieman G.) 131, 140  
 Натансон Э. М. 449, 465  
 Наумов С. Л. 184, 204, 228  
 Нейл Н. (Nail N. R.) 177  
 Немец О. Ф. 419  
 Непомнящий Е. Ф. 78, 103, 126, 212, 227, 229  
 Нехай С. М. 452, 464  
 Нисневич Л. И. 419,  
 Новотный 197  
 Нудельман Я. Л. 51  
 Ньюкомб Т. П. (Newcomb T. P.) 192, 229  
 Оберлай Т. (Oberle T. L.) 164, 177  
 Овсенко Г. Р. 465  
 Одинг И. А. 28, 122, 139, 162, 403  
 Олмен 160, 161  
 Оношко А. Д. 159  
 Павлов И. М. 359, 361  
 Павловская Н. Г. 50, 360  
 Парана 231  
 Паркер Р. С. (Parker R. C.) 140, 285, 300  
 Пархоменко В. Д. 452, 464  
 Пекар С. И. 419  
 Перлин И. Л. 297, 359, 361  
 Персон П. А. (Persson P. A.) 419  
 Петерсон М. (Peterson M. B.) 467  
 Петров Н. П. 232  
 Петрова Н. Н. 228  
 Пиггот М. (Piggot M. R.), 362  
 Пярлмен Д. (Pearlman D.) 177  
 Писаренко А. П. 50  
 Пичугин Е. Ф. 347, 360  
 Пичугин И. В. 449  
 Плетнева Н. А. 419  
 Плетнев Д. В. 464, 465  
 Плуталова Л. А. 465  
 Подгорная Ю. Ф. 51  
 Подольский Ю. Я. 50, 332, 360, 418, 465  
 Поздняков В. В. 465  
 Полосаткин Г. Д. 179, 228  
 Поляков А. А. 34, 50, 390  
 Попов С. Н. 441  
 Порицкая Л. Н. 14, 50, 51  
 Постников В. И. 400, 419  
 Прау (Prau) 467  
 Прибылев А. А. 103  
 Променский П. П. 263, 264, 299  
 Пуаре (Poiree) 253, 254, 300  
 Путятя А. В. 465  
 Пуш В. Э. 326  
 Пыжевич Л. М. 159, 176, 299, 421,  
 Рабинович Е. (Rabinowicz E.) 45, 52, 441  
 116, 140, 180, 189, 193, 229, 232, 249,  
 250, 300, 303, 327



- Радчик А. С. 200, 201, 228  
 Радчик В. С. 200, 201, 228  
 Раевский Н. П. 396  
 Раковский В. С. 465  
 Рамайя К. С. 329, 361, 443, 465  
 Рамишвили Г. Я. 282, 299  
 Рассел Х. (Russell H.) 466  
 Ратнер С. Б. 191, 228  
 Раундс Ф. Г. (Rounds F. G.) 335, 362  
 Ребиндер П. А. 38, 39, 51, 129, 180, 181, 228, 263, 349, 353, 359, 361, 403, 419, 443.  
 Резниковский М. М. 228  
 Ренкин (Rankin J. S.) 106, 302, 327  
 Ренни Дж. (Rennie G.) 232, 253, 300  
 Рид Д. (Reed D. W.) 327  
 Ридлер К. Е. (Ridler K. E.) 147, 177  
 Робертсон Б. П. (Robertson B. P.) 337, 355, 362  
 Ровинский Б. М. 311  
 Розен С. (Rosen C. G.) 183, 229  
 Розенбаум Б. С. 103  
 Розенберг А. М. 299  
 Розенберг С. И. (Rosenberg S. I.) 183, 229  
 Розенберг Ю. А. 341, 361  
 Романов М. М. 465  
 Рубинштейн С. (Rubinstein C.) 54, 68, 104, 242, 300  
 Рудницкий Н. М. 451, 465  
 Рудометов П. И. 466  
 Рыбалов С. Ш. 419  
 Рыжков Д. И. 313, 327  
 Рыжов Э. В. 61, 63, 64, 103  
 Рыкалин Н. Н. 176  
 Рысева В. И. 264, 299  
 Рябчук Г. П. 419  
 Сааме Г. В. 116, 139  
 Саар Б. 191, 228  
 Саверин М. М. 85, 103, 126, 139  
 Савицкий К. В. 25, 51, 447, 465  
 Саломон Дж. (Salomon G.) 466  
 Саломонович А. Е. 111, 139, 302, 327  
 Сампсон И. 327  
 Самыгин М. М. 360  
 Сапронов Т. Г. 415  
 Свирский Г. Э. 251, 299  
 Свидж Р. (Savage R.) 467  
 Сейбел К. (Saibel K.) 231, 300,  
 Селвуд А. (Selwood A.) 93, 104  
 Семенов А. В. 392, 393  
 Семенов А. П. 51, 465  
 Семенова В. А. 111, 112, 113, 139  
 Семирог-Орлик В. Н. 50  
 Сентюрихина Л. Н. 465  
 Серник Н. М. 183, 228  
 Серенсен С. В. 162  
 Сидоренко Г. С. 176  
 Силин А. А. 465  
 Симонс Д. (Simons J.) 244, 300  
 Скруч 255, 256  
 Славинский М. П. 449, 465  
 Смирнова Р. Г. 418  
 Смит А. Е. (Smith A. E.) 139  
 Соколов Л. Д. 116, 117, 118, 139  
 Соколовский А. П. 53, 68, 103  
 Соловьев А. И. 419  
 Соломеин И. А. 18  
 Сороко-Новицкая Л. А. 228  
 Споркерт К. (Sporkert K.) 183, 229  
 Спур Р. (Spur R. T.) 183, 192, 229, 296, 301  
 Спунг Г. А. 419  
 Старкей Д. А. (Starkey D. A.) 466  
 Стефан 255  
 Стокер Дж. 327  
 Стронг С. Д. (Strong C. D.) 178, 189, 192, 229, 382, 420  
 Субботин И. К. 415  
 Сухарина Н. Н. 27, 51  
 Сухов С. А. 171, 176, 265, 354, 361  
 Сучкова О. А. 360, 464  
 Сушкина Л. Н. 464  
 Тавернелли Д. (Tavernelli J. F.) 215, 230  
 Тарасенко В. С. 92, 93, 103  
 Тарновский И. Я. 296, 299  
 Тамман Г. 135, 262  
 Тегарт В. (Tegart W. J.) 300  
 Тейбор Д. (Tabor D.) 15, 50, 52, 54, 85, 104, 124, 125, 134, 139, 140, 187, 189, 229, 232, 240, 241, 242, 244, 246, 249, 277, 299, 300, 333, 335, 352, 361, 362, 420, 448, 467  
 Тейлор Р. (Taylor R. I.) 307, 327  
 Тенненбаум М. М. 182, 183, 226, 419  
 Теплых И. М. 51  
 Тзукизо Т. (Tsukizoe T.) 230  
 Тymoшенко С. П. 123  
 Тихвинский Л. (Tichvinsky L. M.) 348, 362  
 Ткачев В. Н. 182, 184, 185, 186, 187, 191, 228  
 Толкачева Н. Н. 103  
 Толстой Д. М. 118, 139, 326  
 Томленов А. Д. 299  
 Томлинсон Дж. А. 231, 235, 236, 237, 238, 285, 301  
 Тонн В. (Tonп W.) 181, 183, 230  
 Топеха П. К. 139  
 Топоров Ю. П. 340  
 Треолар Л. 139  
 Трилля Ж. Ж. 361  
 Трояновская Г. И. 176, 233, 270, 407, 419, 464  
 Туровский М. Л. 51  
 Уиттен Т. В. 369, 418  
 Упит Г. П. 51

- Урбах Ф. (Urbach F.) 177  
 Уэти Х. (Uetz H.) 230  
 Фазекас Г. (Fazekas G. A. G.) 133,  
 155, 157, 158, 177, 233  
 Феппл А. 104, 139  
 Феппл Л. 104, 139  
 Финк М. (Fink M.) 31, 52, 420  
 Финнай Дж. (Finnie J.) 186, 229  
 Финч Г. (Finch G. I.) 329, 332, 362  
 Финч Р. (Finch R. B.) 55, 104  
 Фишер Х. (Fischer H.) 466  
 Флом Д. (Flom D. C.) 466  
 Фогг А. (Fogg A.) 347, 362  
 Фордхам С. (Fordham S.) 362  
 Форестер П. Г. (Forester P. G.) 346,  
 362, 447, 448, 466  
 Франке Дж. (Franke J.) 254, 255, 300  
 Фрейгаг Е. (Freitag E. H.) 177, 188,  
 393, 419  
 Френкель Э. М. 112, 139  
 Френкель Я. И. 37, 51  
 Фридман Я. Б. 36, 51  
 Фрингс Р. (Frings R. H.) 159, 177,  
 233  
 Фукс Г. И. 335, 336, 361  
 Хайкин С. Э. 111, 139, 313, 314, 315,  
 327  
 Хальтер А. (Halter A. I.) 466  
 Ханвикс С. (Hunwicks S. A.) 347, 362  
 Хантер М. С. (Hunter M. C.) 303, 327  
 Харач Г. М. 85, 204, 216, 227, 419, 441  
 Хасельгрубер Х. (Hasselgruber H.)  
 143, 144, 177  
 Хаувелл Х. (Howell H. G.) 232, 243,  
 300  
 Хвальковский Н. В. 56, 104  
 Хеджес Э. С. 29, 51  
 Хейфец С. Г. 21  
 Хетч Д. (Hatch D.) 285, 300  
 Хирн Р. (Hirn R. A.) 252, 300  
 Хирст В. (Hirst W.) 34, 52, 62, 76, 104,  
 120, 139, 179, 189, 229  
 Холлидей И. С. (Halliday I. S.) 61,  
 104  
 Хольм Р. (Holm R.) 54, 92, 104, 152,  
 177, 189, 229, 285, 300  
 Храпов Б. И. 174  
 Хрушов М. М. 25, 41, 51, 121, 139,  
 179, 181, 228, 382, 385, 419, 442, 444,  
 445, 446, 447, 466  
 Хьюз (Hughes) 259, 260, 261, 299  
 Цуран В. П. 252  
 Чебышев П. Л. 66, 104, 280  
 Чегодаев Д. Д. 466  
 Ченг К. М. 176  
 Черешкевич Л. В. 466  
 Чернышев В. В. 25, 26, 28, 51, 122,  
 139, 403  
 Четравских А. К. 262, 263, 264, 299,  
 359, 361  
 Честнов А. Л. 179, 228  
 Чичинадзе А. В. 22, 51, 144, 153, 176,  
 177, 187, 228, 233, 299, 407, 408, 415,  
 418, 419, 441  
 Чудаков Е. А. 154, 165, 176  
 Чукмасов С. Ф. 443, 466  
 Чупилко Г. Е. 176, 441  
 Шабаров Л. И. 418  
 Шалламах А. (Schallamach A.) 68,  
 104, 300  
 Шаповалов А. И. 50  
 Шаррон Ф. (Charron F.) 143, 147, 177  
 Шварцман Я. В. 465  
 Швецова Е. М. 30, 51, 104, 121, 138,  
 179, 228, 299  
 Шишков Н. А. 138  
 Шишочкин В. П. 50, 197, 305, 327  
 Шмидт Е. (Schmidt E.) 466  
 Шнурманн Р. (Schnurmann R.) 252,  
 314, 327  
 Шоу П. (Show P.) 12, 52  
 Шпагин А. И. 442, 450, 466  
 Шраго Н. М. 368, 418  
 Штейн Р. (Steijn R. P.) 243, 301  
 Штиль 255  
 Штрауб 160, 161  
 Шульце-Пиллот 255  
 Шутер К. (Shooter K. V.) 300  
 Шапов Н. П. 421, 441  
 Щедров В. С. 112, 113, 139, 146, 176,  
 177, 233, 289, 302, 327, 334, 361, 407,  
 419  
 Щербаков С. В. 452, 466  
 Щетинин В. К. 414, 419  
 Шукин Е. Д. 38, 51, 353  
 Эванс Ю. Р. 29, 52  
 Эйлер 231  
 Эйснер Е. (Eisner E.) 85, 104, 109, 139  
 Элей Д. (Eley D. D.) 52  
 Эрленшпиль К. (Ehrlenspiel K.) 131,  
 140  
 Эрлих Л. Б. 51  
 Эрнст Г. 232, 246, 247, 249  
 Эслинггер П. (Eszlinger P.) 183, 186,  
 229  
 Юинг (Ewing) 254, 300  
 Южаков И. В. 204, 229  
 Юм-Розери 12  
 Явзина Н. Е. 466  
 Якобсон М. О. 104  
 Якубович С. В. 52  
 Янке В. (Jankee W. R.) 52  
 Янковская Л. В. 177  
 Яннг А. В. (Jonng A. W.) 467  
 Яссон Ю. Б. 32, 52

## ПРЕДМЕТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

- Адгезиометр 368  
Адгезия 10, 15  
Адгезионное взаимодействие 10, 11, 12  
Адгезионная составляющая силы трения 15, 240, 241, 242, 243, 246, 247, 270, 278, 281, 294  
Адсорбция 330, 332, 333  
Адсорбционное понижение прочности 22, 180, 359  
Алюминиевые подшипниковые сплавы 450, 451  
Аман 456, 457  
Антифрикционная способность 444, 446  
Антифрикционные материалы 442  
Асбокаучуковые материалы фрикционные 430—440  
Асбосмоляные материалы фрикционные 430—440  
Баббиты 449, 450  
Био-критерий 407  
Виды нарушения фрикционных связей 9, 46, 47, 48, 49  
Влияние вибрации на трение 118  
— волнистости на площадь касания 79, 80, 81, 82, 83, 84  
Волнистость 5, 58, 79, 80, 82, 97, 98, 99, 100, 101, 102  
Внешнего трения порог 128, 129, 136  
Внутреннего и внешнего трения различие 19  
Вырывание глубинное 42, 132, 330  
Глубина внедрения 7, 8  
Глубинное вырывание 42, 132, 330  
Градиент температурный. Влияние на изменение поверхностных слоев 28  
— механических свойств 17  
Граничные слои. Физико-химические свойства 331  
Граничная смазка 329  
Графитовые антифрикционные материалы 458  
Двойственная природа трения 7  
Действие смазки при обработке металлов давлением 359  
Держание 321, 322  
Деформирование объемное 15  
— пластическое 6, 56, 267  
— упругое 6, 56, 65, 72, 267  
Деформационная составляющая силы трения 15, 231, 232, 242, 243, 244, 245, 275, 278  
Дискретный характер контакта 5, 6, 53  
Дисульфид молибдена 453, 455, 456, 457, 458, 459, 460  
Задира 269  
Закон трения биномиальный 239, 285  
— — трехчленный  
Износ весовой 208  
— классификация видов 211  
— линейный 207  
— расчет 213, 216, 217, 218  
— удельный 209  
— физическая картина 200  
Износостойкость относительная 181, 187  
Карбиды 27, 462  
Классификация фрикционных связей 46  
Колебания механические релаксационные 312  
Контактное сопротивление 145  
Коэффициент взаимного перекрытия 144  
— трения. Расчет 275, 278  
Кривая опорной поверхности 60  
Кривой опорной поверхности параметры 59  
Критерий перехода от пластического оттеснения к резанию 127  
— — — упругого деформирования к пластическому 123  
Критерий Био, см. Био-критерий  
Маслянистость 346  
Металлокерамические материалы 452, 460, 462

Микроперенос 34  
Микрорезание 41, 46, 127, 136, 218  
Моделирование испытаний на трение и износ 401  
Несхватываемость 423, 426  
Оксидные пленки 11, 12, 18, 31, 135, 194, 201, 258, 264  
Оттеснение пластическое 46, 48, 136, 184, 185, 215, 240, 267, 278  
Оценка волнистости 97  
Передеформирование 43, 186, 244  
Пьезокоэффициент фрикционной связи 279, 340  
Пластическое оттеснение, см. оттеснение пластическое  
Пластмассовые антифрикционные материалы 452  
Пленки окисные, см. окисные пленки  
Плотность контакта 56  
Площадь касания контурная 58  
— — номинальная и фактическая 58  
— — при пластическом контакте 70  
— — относительная 59  
— — при упругом контакте 62, 72  
— — упрочняющихся материалов 71  
Правило Шарпи 446, 447  
— Юм-Розери 12  
Предварительное смещение при упругом контакте 111, 112  
— — — пластическом контакте 107  
Прирабатываемость 422, 443  
Продолжительность неподвижного контакта 113, 309  
Пятно касания 61, 75  
Радиус кривизны единичной неровности 61, 63, 64, 77  
Расчет температуры на пятне контакта 147  
— — объемной 154  
— — суммарной 155  
— — при упругом контакте 153  
— — — пластическом контакте 153  
Регниак 430, 434  
Самосмазывающиеся материалы 453

Сближение относительное 59  
— при пластическом контакте 70  
— — упругом контакте 66  
Сила трения покоя 306, 307  
Скол-срез 267  
Стабильность коэффициента трения 422, 424  
Сухие смазки — покрытия 353  
Схватывание 12, 13, 14  
Температура объемная 147, 154  
— поперхностная 147  
Температурный градиент 28, 122  
Трение граничное 349  
— при пластическом контакте 278  
— — упругом контакте 275  
Трения биноминальный закон, см. закон трения биноминальный  
Удельный износ, см. износ удельный  
Упругое оттеснение 48, 211, 267, 275  
Упругий контакт 6, 21, 54, 65, 77, 211, 268, 275  
Физико-химические свойства граничных слоев 346, 353  
Фрикционная связь 7, 46  
Фрикционные материалы асбокаучуковые материалы фрикционные  
— — асбосоляные, см. асбосоляные материалы фрикционные  
— — металлические 430  
— — металлокерамические 430, 431, 435  
Фторопласт 453  
Фрикционная контактная усталость 203, 204, 205, 369  
Хлористое серебро 95, 287, 288  
Циклометр 202, 369, 370, 371  
Чугун серый — металлический фрикционный материал 430  
Чугуны антифрикционные 451  
Шероховатая поверхность 53, 76  
Шероховатость 5, 9, 53, 61  
Эффект избирательного переноса 34  
— Келя и Зибеля 121  
— Ребиндера 18, 22, 180, 181, 353

## ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие . . . . .	3
-----------------------	---

### Глава I

#### ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ПРОЦЕССА ТРЕНИЯ И ИЗНОСА

§ 1. Касание двух твердых тел . . . . .	5
§ 2. Взаимодействие поверхностей. Формирование фрикционных связей. Двойственная природа трения . . . . .	7
§ 3. Положительный градиент механических свойств — обязательное условие внешнего трения . . . . .	17
§ 4. Различия в механизме внутреннего и внешнего трения . . . . .	19
§ 6. Перенос материи на контртело . . . . .	21
Изменения, вызванные деформацией . . . . .	21
Изменения, вызванные повышением температуры контактов. Роль циклических структурных превращений . . . . .	25
Влияние градиента температуры на изменение поверхностных слоев . . . . .	28
Влияние напряженного состояния на изменение поверхностных слоев . . . . .	28
Изменения, вызванные химическим действием окружающей среды . . . . .	29
Изменение в полимерных материалах . . . . .	32
§ 6. Перенос материи на контртело . . . . .	32
Макроперенос . . . . .	32
Микроперенос . . . . .	34
§ 7. Разрушение поверхностей. Образование частиц износа . . . . .	36
О природе разрушения твердых тел . . . . .	36
Об образовании частиц износа . . . . .	41
§ 8. Классификация фрикционных связей . . . . .	46
§ 9. Условия, ограничивающие область процессов трения и изнашивания . . . . .	48
Литература . . . . .	49

### Глава II

#### СБЛИЖЕНИЕ ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ И ПЛОЩАДЬ КАСАНИЯ

§ 1. Обзор выполненных исследований . . . . .	53
§ 2. Основные понятия и определения . . . . .	56
§ 3. Единичные неровности . . . . .	61
§ 4. Расчетная модель . . . . .	64
§ 5. Упругое контактирование шероховатой поверхности, моделированной в виде набора сфер, с жесткой плоскостью . . . . .	65
§ 6. Упруго-пластическое (без упрочнения) контактирование шероховатой поверхности с жесткой плоскостью . . . . .	69
§ 7. Контактное взаимодействие при наличии упрочнения . . . . .	71
§ 8. Упругое контактирование двух шероховатых поверхностей, моделированных в виде набора стержней . . . . .	72
§ 9. Средний размер единичного контакта . . . . .	75
§ 10. Касание двух шероховатых поверхностей при произвольном расположении неровностей . . . . .	76
§ 11. Формулы для приближенного расчета площадей касания . . . . .	77
§ 12. О расчете площадей касания при значительных сближениях . . . . .	78

§ 13.	Влияние волнистости поверхности на фактическую площадь касания	79
§ 14.	Площади касания при скольжении	84
§ 15.	Сближение при скольжении	87
§ 16.	Методы определения сближения	88
	При неподвижном контакте	88
	При скользящем контакте	90
§ 17.	Методы определения площадей касания	91
§ 18.	Методы определения волнистости	97
	Литература	102

### Глава III

#### СВОЙСТВА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА И КРИТЕРИИ ПЕРЕХОДА ОТ ОДНОГО ВИДА НАРУШЕНИЯ ФРИКЦИОННОЙ СВЯЗИ К ДРУГОМУ

§ 1.	Предварительное смещение	105
§ 2.	Влияние продолжительности неподвижного контакта на трение	113
§ 3.	Влияние скорости приложения нагрузки на силу трения	116
§ 4.	Влияние на трение колебаний	118
§ 5.	Критерии перехода от одного вида нарушения фрикционных связей к другому	120
	Факторы, влияющие на условия перехода; критические точки	120
	Критерий перехода от упругого контакта к пластическому	123
	О нарушении условий пластического оттеснения	127
	Об условиях перехода от износа пленки к глубинному вырыванию	132
§ 6.	Экспериментальное исследование условий перехода от пластического оттеснения к резанию	136
	Литература	138

### Глава IV

#### ТЕМПЕРАТУРА ПРИ ТРЕНИИ

§ 1.	Коэффициент распределения тепловых потоков	142
§ 2.	Коэффициент взаимного перекрытия	144
§ 3.	Тепловая проводимость контакта	145
§ 4.	Тепловой контакт при наличии граничной пленки	146
§ 5.	Расчет температуры на пятне контакта	147
§ 6.	Расчет объемной температуры	154
§ 7.	Расчет суммарной температуры при кратковременном трении	155
§ 8.	Разрушение поверхности трения под действием температуры	159
§ 9.	Сопrotивление материалов тепловому импульсу и тепловым напряжениям при трении	162
§ 10.	Сварка металлов трением	165
§ 11.	Приближенные косвенные методы оценки температуры при трении	167
§ 12.	Методы, при которых температура непосредственно регистрируется приборами	171
	Литература	175

### Глава V

#### ИЗНОС ПРИ ТРЕНИИ

§ 1.	Состояние вопроса. Классификация видов износа	178
§ 2.	Некоторые общие концепции и расчетные модели	180
§ 3.	Влияние различных факторов на износ	189
	Влияние нагрузки	189
	Связь износа с физико-механическими свойствами	192
	Роль окисления металла	194
	Влияние скорости скольжения и температуры	197
§ 4.	Усталостная теория износа	200
	Физическая картина износа; некоторые подтверждения усталостной природы износа	200

§ 5. Основные характеристики износа и соотношения между ними	207
Основные уравнения износа	209
Износ при упругом контакте	211
Износ при пластическом контакте	215
Износ при микрорезании	218
§ 6. О расчете износа при существовании нескольких видов износа	219
§ 7. Влияние нестационарности режима нагружения на износ	220
§ 8. Факторы, влияющие на износ	221
§ 9. Расчет на износ кулачковых механизмов	223
Литература	226

## Глава VI

### ТАНГЕНЦИАЛЬНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ (СИЛА ТРЕНИЯ)

§ 1. Эволюция взглядов на природу трения	231
§ 2. Анализ некоторых теорий трения покоя	233
Трение — результат подъема по неровностям (гипотеза Парана)	233
Трение — результат преодоления сил молекулярного взаимодействия	235
Трение — результат однократного пластического оттеснения материала (пропахивания) в преодолении мостиков сварки	240
Трение — результат многократного оттеснения материала (передформирования) и адгезии	244
Теория Эрнста и Мерченга	246
О некоторых других теориях трения	249
§ 3. Анализ исследований по трению скольжения	252
§ 4. Пленки на поверхностях и их влияние на трение	258
§ 5. О расчете трения	266
§ 6. Внешнее трение при пластическом контакте	278
§ 7. О суммировании различных видов сопротивлений	283
§ 8. О суммировании расчетных формул	285
§ 9. Трение скольжения при несовершенной упругости	289
§ 10. Зависимость коэффициента трения от нагрузки	294
Литература	298

## Глава VII

### РЕОЛОГИЧЕСКИЕ ЯВЛЕНИЯ ПРИ ТРЕНИИ И МЕХАНИЧЕСКИЕ РЕЛАКСАЦИОННЫЕ КОЛЕБАНИЯ

§ 1. Процессы деформирования единичных неровностей во времени. Упруго-вязкостные свойства фрикционного контакта	302
§ 2. Влияние продолжительности неподвижного контакта на фактическую площадь касания и силу трения	309
§ 3. Механические релаксационные колебания	312
Расчет релаксационных колебаний	316
Литература	326

## Глава VIII

### СВОЙСТВА ПЛЕНКИ СМАЗКИ

§ 1. Состояние вопроса	328
§ 2. Строение пленки смазки	331
§ 3. Изменение поверхностей трения под взаимодействием смазки	332
§ 4. О механизме смазочного действия и критериях смазочной способности	333
Лабораторные методы оценки смазочной способности	341
§ 5. Некоторые свойства масляной пленки	346
§ 6. Износ масляной пленки	350
§ 7. Некоторые свойства твердых смазочных покрытий	353
§ 8. Влияние шероховатости и давления на коэффициент трения при наличии жидкой пленки смазки	354
§ 9. Влияние скорости скольжения на трение при наличии жидкой пленки смазки	357





## ЗАМЕЧЕННЫЕ ОПЕЧАТКИ

Страница	Строка	Напечатано	Должно быть
68	Формула (II.22) (в числителе)	0,75	1,5
76	Формула (II.50) (в числителе)	$(h_{\max_1} + h_{\max_2})$	$(h_{\max_1} + h_{\max_2})^{\nu_1 + \nu_2}$
81	Формула (II.58) (в числителе)	$M^{1/2}$	$M$
153	Формула (IV.29) (в числителе)	$42\lambda_2$	$4\lambda_2$
153	Формула (IV.29) (в знаменателе)	$42\lambda_2$	$4\lambda_2$
212	Формула (V.35) (в числителе)	0,6	1,2
213	15-я сверху	0,6	1,2
275	Формула (VI.45) (в числителе) (под корнем)	$\varepsilon h_{\max}$	$\varepsilon h_{\max} R$
304	Формула (VII.7)	$\frac{E}{e \mu}$	$\frac{E}{e \mu} t$
477	11-я сверху	§ 6. Перенос материи на контроле	§ 5. Изменения свойств поверхностей