

**Министерство образования Российской Федерации
Тверской государственный технический университет**

МЕХАНИКА И ФИЗИКА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

Межвузовский сборник научных трудов

Выпуск 7

Тверь 2000

УДК 621.891

Сборник содержит результаты научных исследований механики и физики контактного взаимодействия, трения и изнашивания материалов и конструкций, фрикционных и антифрикционных материалов, смазок, новейших технологических методов повышения износостойкости оборудования. Рассмотрены фундаментальные и прикладные аспекты фрикционного взаимодействия, указываются пути повышения износостойкости, прочности, экономичности узлов трения.

Сборник предназначен для научных и инженерно-технических работников, докторантов, аспирантов, студентов машиностроительных специальностей.

Сборник подготовлен на кафедре физики Тверского государственного технического университета.

Редакционная коллегия:

Доктор техн. наук профессор Н.Б. Демкин (ответственный редактор), доктор техн. наук профессор И.И. Беркович, доктор техн. наук профессор Н.А. Буше, доктор техн. наук профессор А.Н.Болотов, доктор техн. наук профессор В.Г. Зубчанинов, доктор техн. наук профессор В.В. Измайлов (зам. ответственного редактора), Я.А. Судакова (ответственный секретарь).

Рецензенты: Зав. каф. математических и естественнонаучных дисциплин, к.т.н., доцент ТИЭМ А.С. Шевченко;
доцент кафедры магнетизма ТвГУ, кандидат физ.-мат. наук М.Б. Ляхова.

ПРЕДИСЛОВИЕ

Повышение качества, надежности, эффективности, эргономичности и экологичности современного технологического оборудования и бытовой техники невозможно без грамотного триботехнического подхода к производству, изготовлению и эксплуатации машин и приборов.

Сложная природа фрикционных процессов требует для своего изучения интеграции усилий ученых многих специальностей: физиков, химиков, материаловедов, механиков, математиков и др. Поэтому сборник включает широкий спектр статей фундаментального и прикладного плана, содержащих как теоретические результаты, так и конкретные технические разработки в области машиностроения, приборостроения, торфяной промышленности. В ряде статей исследованы процессы контактирования с позиций механики деформированного тела, большое внимание уделено материалovedческому аспекту трения и изнашивания. Исследованы свойства современных антифрикционных покрытий, присадок к смазочным материалам, описаны некоторые другие новейшие технологические методы повышения износостойкости оборудования. Рассмотрены методики фрикционных испытаний и моделирование трения, изнашивания и других процессов в зоне контакта деталей машин и приборов в различных условиях эксплуатации. Приведен подробный анализ деформирования упрочняющихся и неупрочняющихся сред. В сборнике представлены статьи ведущих ученых и специалистов в области механики и физики контактного взаимодействия, трения и изнашивания. Содержащиеся в сборнике материалы предназначены для научных работников, конструкторов и технологов, занятых в проектировании, изготовлении и эксплуатации современного машиностроительного, энергетического, транспортного оборудования, а также докторантов, аспирантов и студентов-старшекурсников машиностроительных и приборостроительных специальностей.

Демкин Н.Б.
Тверской государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ И СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА НА ПЯТНА ФАКТИЧЕСКОГО КОНТАКТА

Величина и взаимное расположение пятен фактического контакта оказывают существенное влияние на процессы, протекающие на поверхности при трении и изнашивании [1,2,3].

Пятна фактического контакта в значительной мере определяют тепловую и электрическую проводимость контакта, температуру трения, величину частиц износа и т. д. [4, 5, 6].

Кроме того, расположение пятен контакта влияет на эпюру давления при контактировании шероховатых поверхностей [7].

Однако зависимость и расположение пятен контакта от различных факторов исследованы недостаточно.

В настоящей работе на основе теории контакта реальных поверхностей рассмотрены пятна контакта плоских шероховатых поверхностей [8].

Для расчетов была разработана специальная ЭВМ-программа. Особое внимание в работе уделяется зависимости расстояния между выступами от характеристик шероховатости поверхностей и от свойств материала. Алгоритм программы аналогичен описанному в работах [8, 9].

Шероховатость моделируется набором сферических сегментов различной высоты. Характер деформации выступа меняется в процессе нагружения, выступы деформируются вначале упруго, затем упругопластически и, наконец, пластически. Пятна фактического контакта представляют собою площадки смятия отдельных выступов.

Для расчетов выбран контакт трех пар одинаковых шероховатых стальных поверхностей, имеющих такую микрогеометрию, что для первой пары (обозначена - 1) контакт упругий, для второй (2) - преимущественно упругопластический, для третьей (3) - преимущественно пластический.

В таблице представлены характеристики поверхностей одной из контактирующих поверхностей, сопряженная с ней поверхность имеет такие же характеристики.

Характеристики контактирующей поверхности

№ пары	R_p (мкм)	r (мкм)	ν	t_m	H (Мпа)	$E \times 10^3$ (Мпа)
1	2	20	2	0,5	2000	2
2	0,5	500	2	0,5	6000	2
3	20	10	2	0,5	2000	2

Приведенные данные соответствуют поверхностям из незакаленной и закаленной стали с чистотой обработки, соответствующей 4-му, 7-му и 9-му классам.

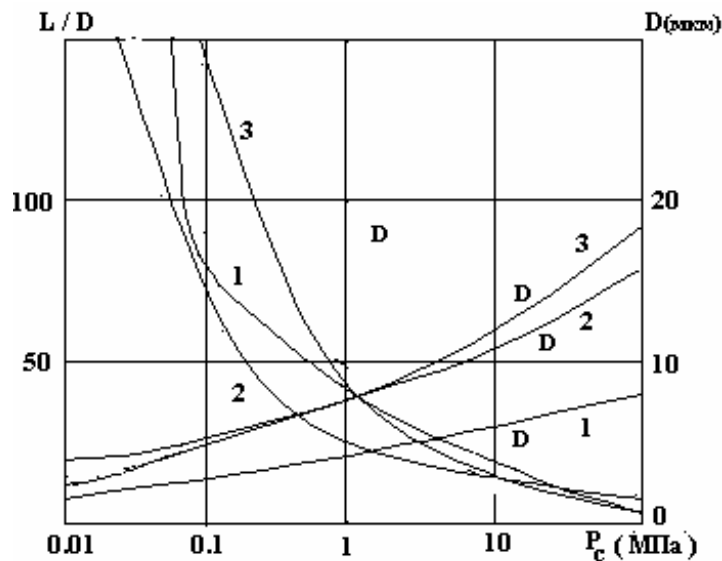


Рис. 1. Зависимость диаметров пятен фактического контакта D и относительного расстояния между ними L/D от контурного давления P_c

деформируются упругопластически и пластически, и меньше при упругой деформации.

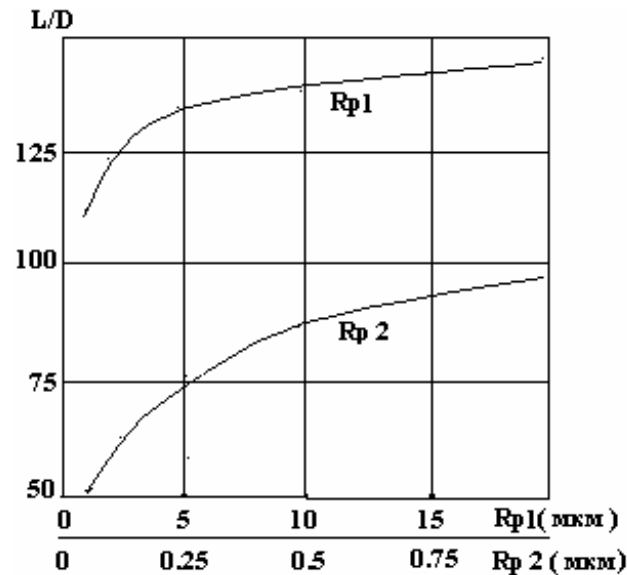


Рис. 2. Влияние шероховатости на относительное расстояние между пятнами контакта

расстояние между ними перестает расти.

Все расчеты выполнялись при контурном давлении 0,1 МПа и при характеристиках микро-геометрии и свойств материала, соответствующих указанным в таблице.

В табл. R_p - высота сглаживания, r - радиус выступов, v и t_m - параметры распределения материала по высоте шероховатого слоя, H - твердость, E - модуль упругости.

На рис.1 показана зависимость диаметров пятен фактического контакта D и относительного расстояния между ними L/D от контурного давления P_c .

Как видно из рис. 1., увеличение диаметра пятен контакта с нагрузкой невелико, причем оно больше, когда

выступы определяют взаимное влияние контактирующих выступов, сравнительно мало зависит от микрогеометрии и свойств материала и определяется в основном приложенным давлением.

Это объясняется тем, что с увеличением давления растет число контактирующих выступов и, следовательно, уменьшается расстояние между ними. По мере приближения контакта к насыщению число выступов, вступающих в контакт, падает, и

На рис. 2 представлена зависимость L/D от шероховатости. Из рис. 2. видно, что с ростом шероховатости расстояние между пятнами контакта растет, поскольку уменьшается число контактирующих выступов.

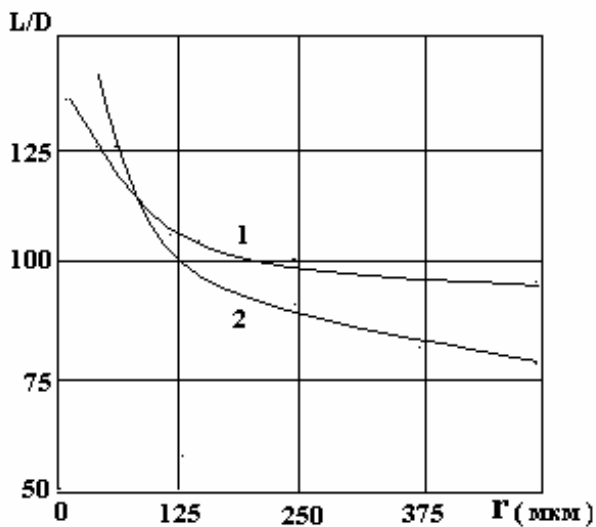


Рис. 3. Влияние шероховатости поверхности на относительное расстояние между пятнами контакта

На рис.3 дана зависимость относительного расстояния между пятнами контакта от радиусов выступов. С ростом радиусов выступов увеличивается диаметр пятен контакта, и величина L/D падает. Этот процесс замедляется, поскольку выступы с большим радиусом меньше деформируются.

Влияние параметра ν на относительное расстояние между пятнами контакта показано на рис 4. Величина этого параметра мало влияет на расстояние между пятнами контакта, и оно существенно

только при значениях ν , приближающихся к единице.

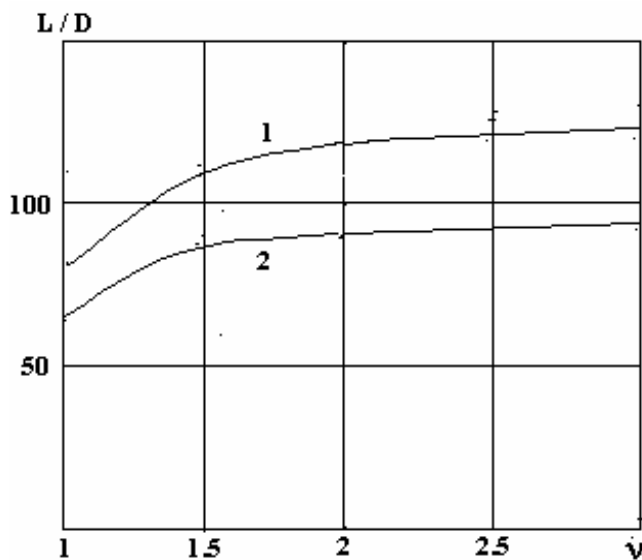


Рис. 4. Влияние параметра ν на расстояние между пятнами контакта

Влияние твердости и модуля упругости на L/D показано на рис.5. При расчете предполагалось, что шероховатость соответствует паре 1 (табл.)

С увеличением твердости и модуля упругости L/D слабо растет вследствие того, что убывает число контактирующих выступов, поскольку уменьшается деформация выступов.

Выполненные расчеты для контакта двух плоских шероховатых поверхностей, позволяют сделать следующие выводы.

Выводы

1. С увеличением контурного давления диаметр пятен контакта увеличивается примерно в 200 - 300 раз медленнее, чем растет давление.

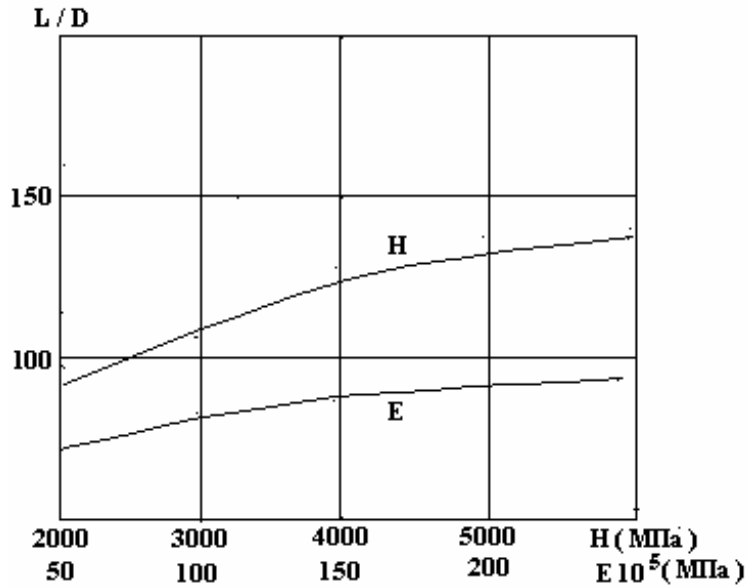


Рис. 5. Влияние твердости и модуля упругости на расстояние между пятнами контакта

контакта равно 4 - 6 диаметрам, т.е. в этом случае взаимное влияние деформируемых выступов уже ощутимо.

4. Расстояние между пятнами контакта для рассматриваемых поверхностей практически не зависит от характера распределения выступов по высоте.

5. При увеличении твердости и модуля упругости расстояние между пятнами контакта увеличивается.

Библиографический список

1. Боуден Ф., Тейбор Д. Трение и смазка твердых тел. – М.: Машиностроение, 1989.
2. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968.
3. Чичинадзе А.В. Расчет и исследование внешнего трения при торможении. – М.: Наука, 1967. 232 с.
4. Свириденко А.И., Чижик С.А., Петроковец М.И. Механика дискретного фрикционного контакта. – Минск.: Наука и техника, 1990.
5. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхностей и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981.
6. Измайлов В.В., Гусев А.Ф. Температурная и временная зависимости твердости конструкционных материалов. М.: Машиностроение, 1986, 2.С. 100-104.
7. Горячева И.Г., Добычин М.Н. Контактные задачи в трибологии. – М.: Машиностроение, 1988.
8. Демкин Н.Б. Теория контакта реальных поверхностей и трибология // Трение и износ. Т. 16 1995. № 6. С 1003-102.

2. Диаметр пятен контакта мало зависит от высоты неровностей и их радиуса.

3. Для рассматриваемых поверхностей при контурном давлении 10 МПа расстояние между пятнами контакта составляет 12 - 15 диаметров пятна и, следовательно, взаимное влияние деформируемых выступов незначительно. При контурном давлении 100 МПа расстояние между пятнами

УДК 539.538:678.4:621.26.065

В.Г. Копченков

Северо-Кавказский государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА НА ТРАЕКТОРИЮ ДВИЖЕНИЯ ТВЕРДОЙ ЧАСТИЦЫ ПРИ УДАРЕ

Абразивная частица, находящаяся в потоке газа или жидкости, взаимодействует с рабочими поверхностями машин, запорной арматурой и другими элементами под углом, в большинстве случаев, отличающимся от прямого. Характер взаимодействия частицы с поверхностью определяет интенсивность разрушения поверхностей и соответственно долговечность оборудования вентиляционных газо- и гидротранспортных систем.

Рассмотрим удар твердой частицы о поверхность тела. Для удобства математического описания контакта частица моделируется сферой. Для описания кинематики удара в первом приближении считаем упругое полупространство идеально упругим телом, подчиняющимся закону Гука. Удар квазиупругий, скорость соударения не превышает скорости распространения волн напряжений. Сила трения первоначально не учитывается. Твердая сфера радиусом R имеет начальную скорость V_0 и массу m . При косом ударе с углом атаки α полупространство упруго деформируется на этапе внедрения на глубину h_{\max} (рис. 1), а затем на этапе восстановления сила упругости отбрасывает частицу. Максимальная деформация h_{\max} зависит от вертикальной скорости и определяется по зависимостям Герца [1,2]

$$h_{\max} = \left(\frac{5}{4k} m V_{0y} \right)^{2/5},$$

здесь

$$k = \frac{4}{3} \sqrt{R} \frac{E}{1 - \mu^2},$$

где R - радиус частицы, E - модуль Юнга, μ - коэффициент Пуассона, $V_{0y} = V_0 \sin \alpha$ - вертикальная составляющая скорости.

Время удара с учетом угла атаки рассчитывается по известной [1,2] зависимости

$$\tau_y = 2,94 \frac{h_{\max}}{V_{0y}} \approx 3,2 \left(\frac{m^2}{V_{0y} k^2} \right)^{1/5}.$$

Время удара состоит из времени внедрения τ_1 и времени восстановления τ_2

$$\tau_y = \tau_1 + \tau_2.$$

При идеально упругом ударе время внедрения равно времени восстановления

$$\tau_1 = \tau_2 = 1,47 \frac{h_{\max}}{V_{0y}},$$

а касательное смещение частицы l_x за время удара также состоит из смещения за время внедрения l_{x1} и за время восстановления l_{x2} ,

$$l_x = l_{x1} + l_{x2} = V_{0x}\tau_1 + V_{0x}\tau_2,$$

где V_{0x} – горизонтальная составляющая скорости.

На рис. 1а показана траектория движения твердой частицы при ударе по идеально упругому полупространству, она имеет симметричную форму.

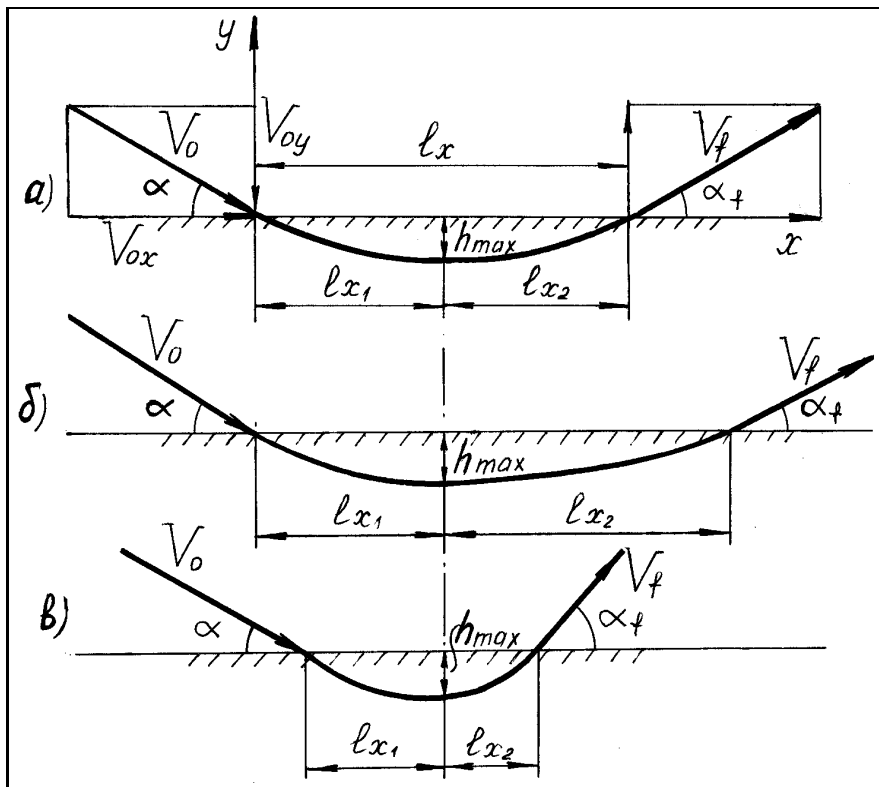


Рис. 1. Влияние коэффициента трения f и коэффициента восстановления k_y на форму траектории движения частицы а) $f = 0, k_y = 0$, б) $f = 0, k_y \neq 0$, в) $f \neq 0, k_y \neq 0$

Реальные тела, в отличие от идеального полупространства, обладают такими свойствами, как пластичность и вязкость. Металлы являются упругопластичными, а полимеры – вязкоупругими телами. Поэтому при ударе имеет место диссипация энергии, и конечная скорость на этапе восстановления не соответствует начальной. Для количественной оценки изменения скорости используется коэффициент восстановления. Выделим вертикаль-

ную составляющую при косом ударе и будем ее оценивать через коэффициент восстановления по оси y .

$$k_y = V_{fy} / V_{0y},$$

где V_{0y} – начальная скорость по оси y , V_{fy} – конечная скорость по оси y .
С учетом изменения скорости частицы на этапе восстановления получим

$$\tau_2 = 1,47h_{\max} / V_{fy} = \tau_1 / k_y,$$

следовательно касательное смещение на этапе восстановления

$$l_{x2} = V_{x0}\tau_1 / k_y.$$

Общее касательное смещение l_x составит

$$l_x = l_{x1} + l_{x2} = V_{x0}\tau_1 \left(\frac{k_y + 1}{k_y} \right).$$

Для реальных материалов значение k_y приближенно лежит в пределах $0,3 < k_y < 0,8$, поэтому траектория частицы получается асимметричной. Смещение на этапе восстановления превышает смещение на этапе внедрения (рис. 1б). При идеально упругом ударе $k_y = 1$ и соответственно $l_{x1} = l_{x2}$, при $k_y = 0,5$ получаем $l_{x2} = 2l_{x1}$, при абсолютно пластичном ударе $k_y \rightarrow 0$ время восстановления $\tau_2 \rightarrow \infty$, т.е. частица остается в материале.

Следовательно, причиной асимметричности траектории движения частицы и, как следствие, формы отпечатка в пластичном материале (стали небольшой твердости, сплавы цветных металлов) являются пластичность и вязкость реальных тел.

Сила трения, возникающая при контакте частицы и поверхности, также оказывает влияние на форму траектории и отпечатка. Из теории упругости [1,2] следует, что нормальная сила при внедрении частицы изменяется по зависимости, которая аппроксимируется синусоидой

$$N(t) = N_{\max} \sin \frac{\pi t}{2\tau_1},$$

где N_{\max} – максимальная сила внедрения, τ_1 – время внедрения.

Сила трения тормозит касательное смещение, поэтому смещение x определится из решения уравнения

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} = -fN(t) = -fN_{\max} \sin \frac{\pi t}{2\tau},$$

где f – коэффициент трения при ударе, m – масса частицы.

Тогда

$$\frac{dx}{dt} = V_x = \frac{2N_{\max} f \tau}{\pi m} \cos \frac{\pi t}{2\tau} + C_1,$$

а смещение определится по уравнению

$$x = \frac{4fN_{\max} \tau^2}{\pi^2 m} \sin \frac{\pi t}{2\tau} + C_1 t + C_2.$$

После подстановки начальных условий получаем следующие значения:

$$C_1 = V_0 - \frac{fN_{\max} 2\tau}{\pi m}, \quad C_2 = 0.$$

Окончательно с учетом введенных обозначений

$$l_x = V_{0x} t - \frac{fN_{\max}}{\pi m} t + \frac{fN_{\max} 4\tau^2}{\pi^2 m} \sin \frac{\pi t}{2\tau}, \quad (1)$$

где V_{0x} – горизонтальная составляющая скорости твердой частицы в начальный момент фрикционного контакта.

Решение уравнения (1) для этапа внедрения и восстановления с учетом коэффициента k_y дает

$$l_{x1} = V_{0x} \tau_1 - \frac{0,72 f N_{\max} \tau_2^2}{\pi m}, \quad (2)$$

$$l_{x2} = \frac{V_{0x} \tau_1}{k_y} - \frac{3,3 f N_{\max} \tau_1^2}{\pi m k_y^2}, \quad (3)$$

а общее касательное смещение за время удара

$$l_x = V_{0x} \tau_1 \left(\frac{1+k_y}{k_y} \right) + \frac{4fN_{\max} \tau_1^2}{\pi m} \left(\frac{1+k_y^2}{k_y^2} \right). \quad (4)$$

Первое слагаемое в уравнениях (2 – 4) по физическому смыслу является касательным смещением частицы без учета сил трения, но с учетом дисси-

пации энергии. Второе слагаемое показывает, насколько уменьшается это смещение вследствие тормозящего действия силы трения.

Подстановка основных зависимостей, связывающих максимальную силу удара N_{max} и время внедрения τ_l с кинетической энергией частицы перед ударом, преобразует вторые слагаемые в уравнениях (2 – 4) к виду, удобному для анализа и использования:

$$l_{x1} = V_{0x}\tau_1 - 0,18fV_{0y} \cdot \tau_1 = V_0 \cos \alpha \cdot \tau_1 - 0,18fV_0 \sin \alpha \cdot \tau_1, \quad (5)$$

$$l_{x2} = V_{0x}\tau_1 / k_y - 0,85fV_{0y}\tau_1 / k_y = V_0 \cos \alpha \cdot \tau_1 / k_y - 0,85fV_0 \sin \alpha \cdot \tau_1 / k_y^2, \quad (6)$$

а общее смещение

$$l_x = V_0 \cos \alpha \cdot \tau_1 \left(\frac{1 + k_y}{k_y} \right) - 1,04fV_0 \sin \alpha \cdot \tau_1 \left(\frac{1 + k_y^2}{k_y^2} \right). \quad (7)$$

Сила трения уменьшает касательное смещение на этапах внедрения и восстановления. Это уменьшение пропорционально величине коэффициента трения и скорости частицы до удара. Однако на этапе внедрения составляющая трения примерно в четыре раза больше.

Угол атаки оказывает определяющее влияние на соотношение слагаемых в уравнениях (5 – 7). Увеличение угла атаки снижает смещение частицы в функции косинуса и одновременно увеличивает составляющую трения.

При предельном для изнашиваемого материала угле атаки оба слагаемых сравниваются и путь трения $l_x=0$. Частица при ударе не будет иметь касательного смещения. Величина угла из уравнения (7) составит

$$\alpha = \arctg \frac{1}{1,04f} \cdot \frac{k_y(1 + k_y)}{1 + k_y^2}.$$

Угол практически совпадает с углом трения. Коэффициент восстановления всегда меньше 1, поэтому он снижает предельное значение угла атаки. Чем ниже упругие свойства материала, тем меньше предельное значение угла атаки, при котором прекращается скольжение частицы по поверхности. При $f=0,30$ и $k_y=0,5$ предельный угол уменьшается с $72,7^\circ$ до $62,5^\circ$, а при $f=1$ с 45° до 30° .

Из приведенных уравнений следует, что форма траектории движения частицы при ударе, соотношение длин участков скольжения на этапе внедрения и восстановления, определяющие асимметричность отпечатка, зависят от конкурирующего влияния коэффициента восстановления на увеличение и одновременное сокращение участка восстановления, а также

коэффициента трения, угла атаки и скорости частицы. Эти выводы хорошо согласуются с результатами исследований, приводимых Г.М. Сорокиным и В.Н. Виноградовым [3, 4]. Отмечается, что форма отпечатка при ударе стальным шариком по незакаленным стальным поверхностям имеет асимметричность, которая с увеличением угла атаки и скорости удара уменьшается. Это соответствует полученным уравнениям (2 – 7).

Предложенные уравнения позволяют составить математическую модель движения твердой частицы в упругопластичном и вязкоупругом материале и определить деформированный объем при ударе твердой частицы, а также величину энергетических потерь.

Библиографический список

1. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. – М.: Мир, 1989. – 510 с.
2. Колесников Ю.В., Морозов Е.М. Механика контактного разрушения. – М.: Наука, 1989. – 224 с.
3. Виноградов В.Н., Сорокин Г.М., Колокольчиков М.Г. Абразивное изнашивание. – М.: Машиностроение, 1990. – 224 с.
4. Виноградов В.Н., Сорокин Г.М. Механическое изнашивание сталей и сплавов. – М.: Недра, 1966. – 364 с.

УДК 621.315.626.066.6

Н.Н.Дзекцер, А.Б.Николаев, Г.Ю.Авраменко
Инженерный электротехнический центр Санкт-Петербург

НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КОНТАКТНЫХ СОЕДИНЕНИЙ САМОНЕСУЩИХ ИЗОЛИРОВАННЫХ ПРОВОДОВ (СИП)

В настоящее время в России подавляющее большинство ВЛ напряжением до 1 кВ выполнено неизолированными проводами, в то время как промышленно развитые страны еще в 50-х годах начали переходить на изолированные провода. Следует отметить, что приказ РАО «ЕЭС России» от 24.12.93 № 216 «О строительстве ВЛ 0,38 кВ с применением СИП типа «Торсада» практически не выполняется. Внедрение этих проводов сдерживается не только тяжелым финансовым положением предприятий электрических сетей, но и недопониманием преимуществ ВЛ с изолированными проводами (ВЛИ), отсутствием специализированных средств малой механизации, непроработанностью ряда нормативно-технических документов, отсутствием серьезных технико-экономических обоснований и т.д. В технической литературе почти отсутствуют указания о СИП. Данная статья призвана, в какой-то мере, устранить этот пробел.

Появление во Франции первых воздушных сетей из изолированных проводов относится приблизительно к 1955 году. Первоначально жилы фазных проводов изготавливались медными, однако с 1996 года медь была вытеснена алюминием вследствие низкой стоимости последнего, а также ввиду того, что удельная проводимость алюминия выше проводимости меди, отнесенной к массе металла. Наиболее широко используются сечения 35 и 70 мм². В качестве нулевого натяжного провода (несущего троса) используется алюминиевый сплав, так называемый альмелек (Al, Mg, Si, Fe) с временным сопротивлением разрыву 324 Н/мм². С целью унификации производства наибольшее распространение нашел нулевой провод сечением 54,6 мм². В последние годы разработан натяжной провод из альмелека сечением 70 мм². Во французских СИП нулевой провод всегда изолированный, т.к. несмотря на то, что нейтраль заземляется многократно, правила ЭДФ (Франция) рассматривают ее как активный проводник. Это совпадает с новыми требованиями МЭК, что определяет преимущества провода Торсада французской фирмы «Каблери де Ланс» перед проводом АМКА фирмы «Nokia».

С 1962 года во Франции стали разрабатываться и внедряться синтетические материалы, которые обеспечивали одновременно функции изоляции и защиты. Они должны были быть устойчивы к:

- ультрафиолетовому излучению;
- химическим агентам (морской туман, кислоты, озон и т.д.);
- стиранию и к механическим ударам;
- старению со временем;
- электрическим и механическим напряжениям при температурах, изменяющихся от -45° С до + 90° С.

Этим свойствам удовлетворяет сетчатый полиэтилен, выпускаемый фирмой «Силан» с 1983 года.

Жгут проводов, предназначенный для низковольтных воздушных линий из скрученных изолированных проводов, обычно состоит из центрального нулевого провода, служащего натяжным тросом, и скрученных вокруг него трех фазных проводов и, в случае необходимости, одного или нескольких проводов уличного освещения. Ответвительный жгут состоит из 2 или 4 скрученных проводов сечением 16 или 25 мм².

Проектируются линии электропередачи напряжением 0,38 кВ переменного трехфазного тока с глухозаземленной нейтралью следующих конструктивных исполнений: воздушная линия электропередачи с самонесущими изолированными проводами (ВЛИ); воздушная линия электропередачи с неизолированными проводами (ВЛ); кабельная линия электропередачи (КЛ). Наиболее предпочтительной является ВЛИ.

Низковольтные воздушные сети из скрученных изолированных проводов имеют многочисленные преимущества по сравнению с линиями из неизолированных проводов:

снижение величины падения напряжения благодаря малому значению реактивного сопротивления (0,1 Ом/км вместо 0,35);
 улучшение бесперебойности обслуживания, т.к. жилы проводов защищены от случайных контактов с посторонними предметами;
 в лесных зонах снижение ширины просек до строжайшего минимума;
 устранение пожарной опасности в лесных зонах в случае падения проводов;
 снижение безопасных расстояний по отношению к зданиям, к другим воздушным линиям (электрическим, телефонным), что дает значительную свободу действий при определении трасс;
 повышенная безопасность в зонах обледенения;
 использование опор меньшей высоты (4 вместо 6 м);
 простота сооружения новой сети, не зависящей от старой;
 повышение безопасности относительно третьих лиц;
 возможность временного использования сети в случае поломки опор;

СИП предназначен для сооружения воздушных линий электропередачи напряжением до 1 кВ с подвеской проводов на опорах или фасадах зданий и сооружений. Рекомендуется к использованию во всех климатических районах по ветру и гололеду при температуре окружающего воздуха от -45°C до $+50^{\circ}\text{C}$.

Особо следует остановиться на арматуре для монтажа и ремонта СИП.

СИП комплектуется следующей арматурой:

соединительной – для соединения магистральных проводов;
 ответвительной – для крепления ответвительного провода с магистральным;
 анкерной и поддерживающей.

Соединительная арматура включает в себя соединительные зажимы для соединения проводов фаз опрессовкой, обеспечивающей предел прочности соединения порядка 70% прочности проводов, зажимы для соединения несущего нулевого провода с $\sigma_{вр} \geq 90\% \sigma_{вр}$ провода, а также кабельные наконечники различных модификаций. Все зажимы покрыты изолирующим материалом, обеспечивающим создание цепи полностью изолированных магистральных и ответвительных проводов.

Ответвительные зажимы обеспечивают болтовое закрепление проводов. Электрический контакт между соединяемыми проводами достигается проколом изоляции. Усилия затяжки болтов регламентируются наличием калибровочной головки.

В комплект анкерной и поддерживающей арматуры входят клиновой зажим нулевого провода и комплекты подвески и анкерного крепления жгута изолированных проводов.

Для монтажа СИП используются механизмы, приспособления и арматура, поставляемые комплектно с проводами «Торсада» фирмой «Каб

лери де Ланс». Вместе с тем, во многих случаях могут использоваться отечественные механизмы и приспособления.

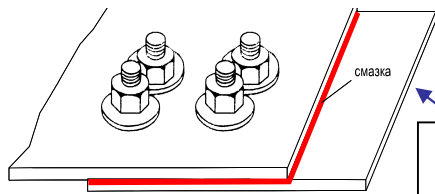
Основные требования к проектированию, монтажу и эксплуатации СИП содержатся в [1].

СИП соответствует международной норме NFC33-209 и сертификатам ОРГРЭС № 250.94.006, 250.94.007 от 07.09.1994 г.

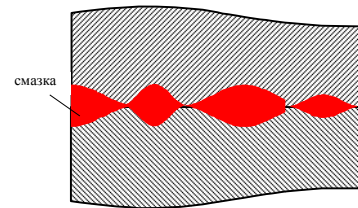
Вместе с тем, результаты экспресс-испытаний и обобщение опыта эксплуатации арматуры выявили целесообразность дальнейшего усовершенствования контактных соединений. Здесь прежде всего следует рассмотреть возможность применения в зажимах в качестве токоведущих элементов алюминиевых сплавов типа АД31Т [2] и использование в контактах электропроводящих смазок типа ЭПС-98.

Общей проблемой для всех электрических контактов является проблема снижения контактного электросопротивления и перегрева контактного соединения.

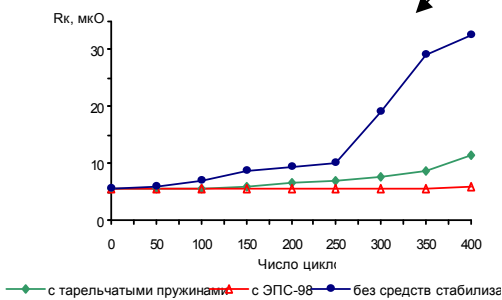
Четырехболтовое контактное соединение со смазкой



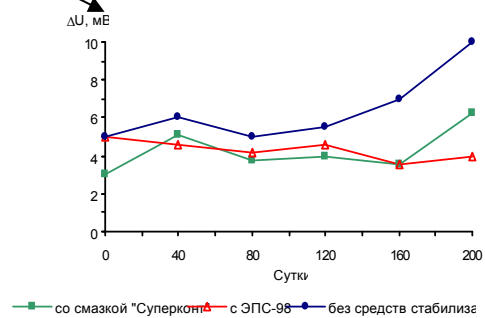
Контакт двух шероховатых поверхностей со смазкой



Изменение сопротивления контактных соединений при ускоренных испытаниях



Изменение падения напряжения в контактных соединениях ошинок электролизеров алюминия



Смазка разрушает окисную пленку, увеличивает фактическую площадь контакта и стабилизирует соединение

Контактное соединение с электропроводящей смазкой

Использование проводящей контактной смазки позволяет уменьшить контактное сопротивление за счет увеличения площади контактирования, снизить контактную температуру в результате уменьшения сопротивления, и увеличить срок службы контакта благодаря стабилизации сопротивления во времени (рис.).

При использовании смазки ЭПС-98 отпадает необходимость в применении других способов стабилизации электрического сопротивления:

медно-алюминиевых наконечников и пластин, тарельчатых пружин, металлопокрытий контактирующих поверхностей и т.д.

Смазка предназначена для снижения и стабилизации электрического сопротивления разборных контактных соединений в соответствии с требованиями ГОСТ 10434 и обеспечивает:

- снижение переходного контактного сопротивления в 2...10 раз и стабилизацию его на низком уровне на весь срок службы контактов при температурах до 150° С (кратковременно до 250° С);
- защиту контактов при многократных и длительных токовых перегрузках и перегревах до 150° С без заметного изменения исходных электрических показателей;
- снижение потерь электроэнергии (*1 кг смазки обеспечивает экономию электроэнергии в общепромышленных сетях 10 000 кВт•час в год, на металлургических предприятиях до 100000 кВт•час в год*);
- защиту электрических контактов от коррозии.

Расход смазки: 0,3 кг на 1 м² контактной поверхности.

ЭПС-98 превосходит отечественные и зарубежные аналоги: смазку Electrolube (Франция), Dowchemical (США), Vicon13 (Великобритания).

Библиографический список

1. Комплекты НТД на проектирование, сооружение и эксплуатацию опытно-промышленных ВЛ 0,38 кВ с самонесущими проводами «Торсада», ОРГРЭС, 1995.

2. Дзекцер Н.Н., Висленев Ю.С. Многоамперные контактные соединения. – Л., Энергоатомиздат, 1987.

УДК 621.764

В.В. Измайлов, М.В. Новоселова
Тверской государственной технической университет

К РАСЧЕТУ УСИЛИЯ ПРЕССОВАНИЯ ДИСПЕРСНОГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО МАТЕРИАЛА

Одним из основных направлений современного материаловедения является получение материалов с заданными свойствами. В этом плане наиболее перспективны композиционные материалы, полученные методами порошковой металлургии. Они позволяют сохранить в композите индивидуальные свойства компонентов и получить, таким образом, требуемое сочетание свойств, порой антагонистических, чего невозможно достичь в традиционных сплавах.

Усилие прессования является, в конечном счете, основным техноло-

гическим параметром, от которого зависят важнейшие характеристики получаемого композиционного материала. Одной из таких характеристик, оказывающих большое влияние на физико–механические свойства материала, является пористость [1]. Предложено немало формул, связывающих давление прессования с пористостью Π или относительной плотностью материала $\alpha = 1 - \Pi$ и механическими свойствами композиционного материала [2, 3, 4]. Практически все они содержат параметры, определяемые из эксперимента, поэтому обладают общим недостатком, присущим всем эмпирическим формулам: они либо ограничены определенным интервалом применимости, за пределами которого теряют физический смысл, либо содержащиеся в них эмпирические коэффициенты не являются константами даже для данного материала и сами зависят от давления прессования и пористости.

Помимо пористости физико–механические свойства порошкового материала зависят от характеристик индивидуальных контактов частиц (размеров площадок контакта, разрушения поверхностных пленок) [5].

В данной статье предпринята попытка разработать теоретическую модель, связывающую степень деформации частиц с усилием прессования.

Теоретическая модель для расчета фактического контактного давления

Для расчета фактического контактного давления используется энергетический метод оценки усилия пластического формоизменения металла [6], основанный на применении экстремальных принципов теории пластичности и заменяющий действительное поле линий скольжения более простым кинематически возможным полем, состоящим из отдельных жестких блоков и удовлетворяющим граничным условиям в скоростях и перемещениях. Удельные усилия, вычисленные при помощи этого метода, являются верхней оценкой их действительных значений. Согласно энергетическому методу удельное усилие для процессов плоской деформации определяется по формуле:

$$\frac{q}{\sigma_s} = \frac{\sum v_{i,j} l_{i,j}}{2bv_0}, \quad (1)$$

где q – удельное усилие на поверхности площади контакта между материалом и инструментом, σ_s – предел текучести материала, $v_{i,j}$ – скорость относительного перемещения соседних блоков, v_0 – скорость поступательного движения инструмента, $l_{i,j}$ – длина площадок скольжения в плоскости деформации. Если b – ширина контактной площадки материала с инструментом, то выражение (1) справедливо для фактического контактного давления P_ϕ (ФКД) в безразмерной форме. Если b – ширина площади поперечного сечения гранулы, то выражение (1) справедливо для номинального контактного давления P_H (НКД) в безразмерной форме. Если b и v_0 принять

за единицы длины и скорости, то в формуле (1) l_{ij} и v_{ij} являются безразмерными величинами длины и скорости. Они могут быть легко определены из принятого кинематически возможного поля и соответствующего годографа скоростей.

Для деформируемой сферической гранулы (стесненная деформация) примем кинематически возможное поле линий скольжения, состоящее из трех треугольных блоков (рис. 1). Блок 1 представляет собой равнобедренный треугольник с катетом r_k и движется вместе со штампом со скоростью v_0 . Блок 2 движется относительно блока 1 под углом 45° , относительно недеформируемой области 0 – горизонтально. Блок 3 движется относительно блока 2 радиально и относительно области 0 – под углом 45° . Считается, что после прессования в результате стесненной деформации частица имеет форму шара радиуса R_ϕ (рис. 1) с отсеченными сегментами, основания которых являются площадками контакта радиуса r_k . Годограф скоростей, соответствующий принятому полю линий скольжения, изображен на рис. 2. Приняв $v_0 = 1$, согласно рис. 2 и 3 длины линий скольжения (границ жест-

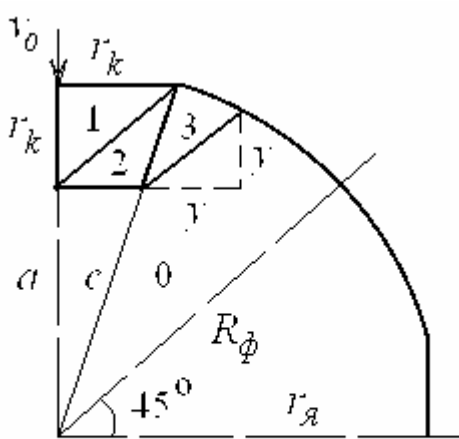


Рис. 1. Поле линий скольжения

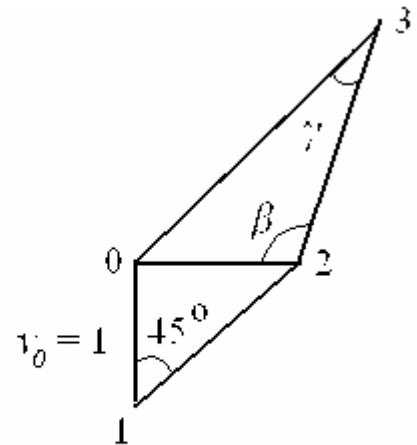


Рис. 2. Годограф скоростей

ких блоков) и относительные скорости перемещения блоков можно записать в виде

$$l_{1,2} = \sqrt{2}r_k, \quad l_{0,2} = c \frac{r_k}{R_\phi}, \quad l_{2,3} = R_\phi - c, \quad l_{0,3} = \sqrt{2}y,$$

$$v_{1,2} = \sqrt{2}, \quad v_{0,2} = 1, \quad v_{2,3} = \frac{\sqrt{2}}{2} \frac{v_{0,2}}{\sin \gamma}, \quad v_{0,3} = \frac{2}{\sqrt{2}} v_{2,3} \sin \beta.$$

Выразив величины l_{ij} и v_{ij} через коэффициент деформации частицы $k_d = \frac{r_k}{r_я}$

и подставив их в уравнение (1), получим выражения для фактического P_ϕ и номинального P_n давления в контакте индивидуальных частиц:

$$P_{\phi} = \frac{2k_d^3 - 3k_d^2 + 4k_d - 1 + \sqrt{4k_d - 4k_d^2 + 4k_d^3 - k_d^4 + 1}}{2k_d(1 - k_d)},$$

$$P_n = P_{\phi}k_d.$$

Графически зависимость относительного фактического и номинального давления от коэффициента деформации гранулы изображена на рис.3.

Оценим результаты теоретического расчета в предельных случаях. Учитывая, что твердость по Бринеллю H_B монолитного материала примерно равна утроенному пределу текучести σ_s , из рис. 3 можно сделать вывод, что расчетные значения фактического контактного давления P_{ϕ} при значениях коэффициента деформации $0 \dots 0,3$ соответствуют твердости материала гранулы. При бóльших деформациях ФКД резко возрастает до бесконечности. При высоком усилии прессования пластическая деформация от площадок контакта распространяется вглубь частиц. Контактная деформация частиц становится стесненной [7], и давление на пятнах фактического контакта значительно превышает твердость по Бринеллю.

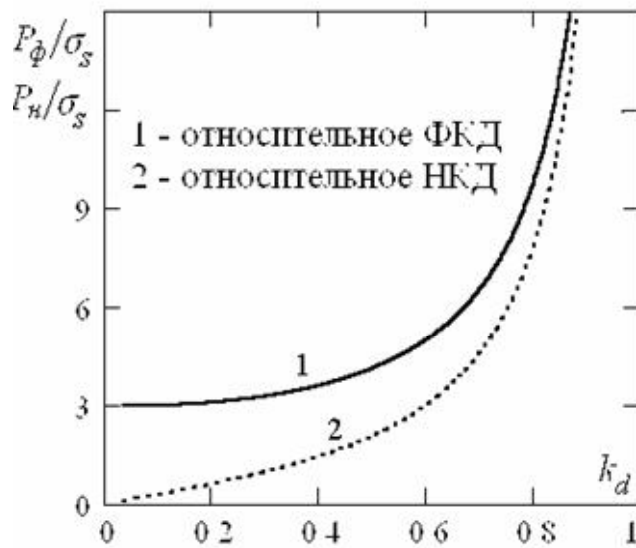


Рис. 3. Зависимость давления от коэффициента деформации k_d

Сравнение теоретических и экспериментальных значений фактического и номинального контактных давлений

В работе [8] представлены результаты экспериментального исследования зависимости фактического контактного давления от степени деформации ε двух сферических гранул порошков алюминия и алюминиевого сплава 1969. Степень деформации определялась через исходный d_0 и текущий диаметр d металлической частицы (диаметр вдоль оси деформации)

$$\varepsilon = \frac{d_0 - d}{d_0}.$$

Результаты эксперимента представлены в виде графической зависи-

мости ФКД от степени деформации ε на рис. 4. В предложенной модели, применимой к стесненной деформации частиц (что характерно для технологий производства изделий из порошкового материала методами прессования), значение $\varepsilon = 0,12$ соответствует максимальной деформации ($k_d = 1$). Экспериментальные значения ФКД, так же, как и теоретические, при малых деформациях частиц примерно равны твердости по Бринеллю ($H_B \approx 3\sigma_s$) монолитного материала. Сравнение величин давлений при больших значениях деформации частиц не имеет смысла из-за разного механизма процессов деформирования.

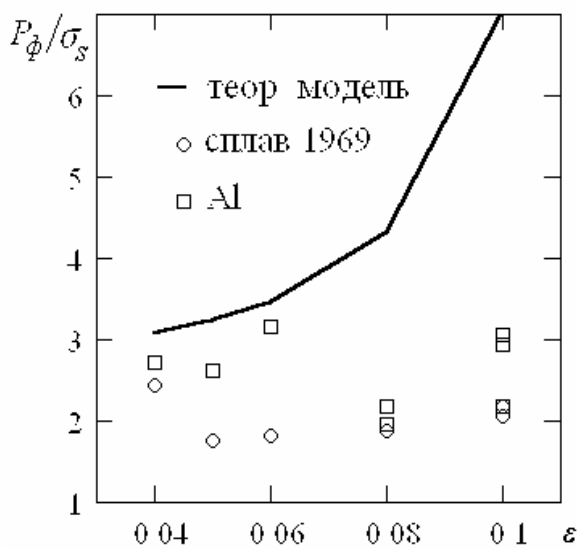


Рис. 4. Зависимость относительного ФКД от степени деформации ε

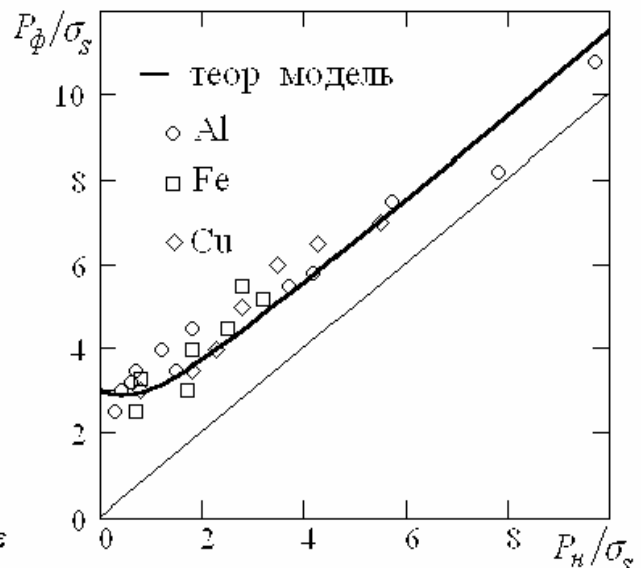


Рис. 5. Зависимость относительного ФКД от относительного НКД

Результаты экспериментов [8] по определению зависимости фактического контактного давления от номинального в безразмерной форме для порошков алюминия, железа и меди представлены на рис. 5. Экспериментальные исследования, выполненные на порошковых материалах, хорошо соответствуют теоретическим результатам по предложенной нами модели. Из рис. 5 следует, что в условиях стесненной деформации частиц зависимость фактического контактного давления от номинального практически линейна.

Для подтверждения теоретических результатов нами выполнен ряд экспериментов по прессованию модельного пористого образца в условиях стесненной деформации. Номинальное давление выражается через нормальную нагрузку N и диаметр D основания пресс-формы соотношением:

$$P_n = \frac{N}{\pi D^2}.$$

Фактическое давление рассчитывается через число частиц n в слое и

средний диаметр d_k контакта частиц

$$P_\phi = \frac{N}{n\pi d_k^2}.$$

Экспериментальные исследования проводились для частиц порошков алюминия и свинца. Средний радиус алюминиевых гранул равен 3,6 мм, средний радиус свинцовых гранул двух различных монофракционных составов равен соответственно 3 мм и 6 мм. Твердость, определенная экспериментальным

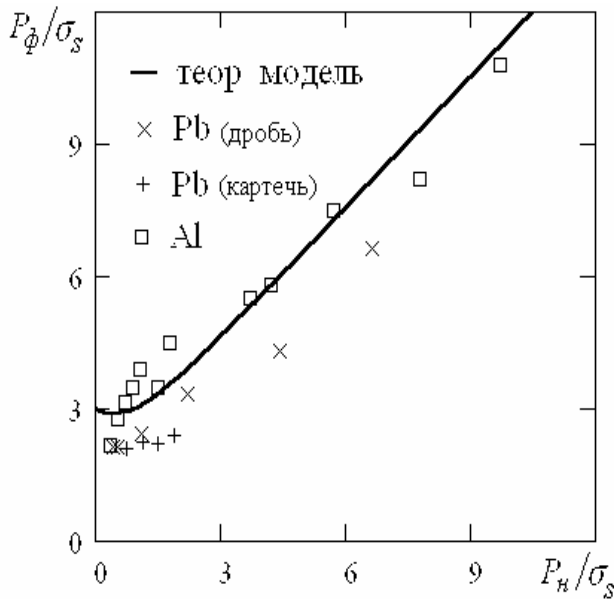


Рис. 6. Зависимость относительного ФКД от относительного НКД

путем, соответственно равна 26,7 кг/мм² для алюминиевых гранул, 12,7 кг/мм² и 4,3 кг/мм² – для свинцовых. Графическая зависимость фактического контактного давления от номинального в безразмерном виде представлена на рис. 6. Совпадение теоретических и экспериментальных значений вполне удовлетворительное, что свидетельствует о применимости предложенной теоретической модели к расчету процессов прессования порошковых материалов.

Расчет пористости композиционного материала в зависимости от давления прессования

Для композиционных материалов с жидкометаллическим наполнителем одним из основных параметров является пористость, определяющая количество жидкого металла, содержащегося в порах. На основании моделирования процесса деформации гранул порошкового материала с использованием методов теории пластичности получена связь между давлением прессования и пористостью материала. Кривая

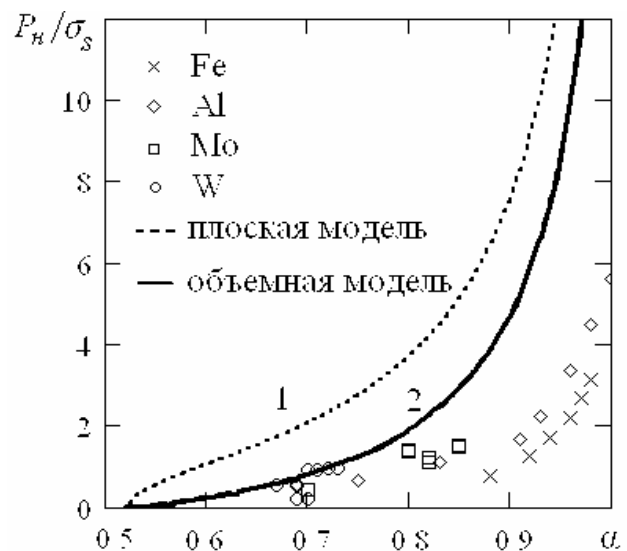


Рис. 7. Зависимость относительного НКД от плотности упаковки частиц

1 (рис. 7) соответствует зависимости плотности упаковки частиц α от номинального давления в безразмерной форме в случае плоского напряженного состояния, кривая 2 (рис. 7) – объемного напряженного состояния. Для пересчета плоской модели к объемной фактическое давление P_f умножается на коэффициент $k_s = \frac{S_k}{S_j}$, где S_k – площадь контакта двух гранул, S_j – площадь сечения элементарной ячейки.

Для подтверждения теоретических результатов нами выполнен ряд экспериментов по прессованию под различным давлением порошка Mo и W в цилиндрической пресс-форме при комнатной температуре. Средний радиус молибденовых гранул равен 22 мкм, вольфрамовых – 45 мкм. Результаты иллюстрируются на рис. 7. Экспериментальные результаты по прессованию порошков Mo, W, Al [9] и ПЖ2М2 [10] подтверждают возможности теоретической модели.

Заключение

Предложенная модель, основанная на компьютерном моделировании композиционного материала, позволяет теоретически рассчитать номинальное давление, необходимое для прессования дисперсного материала с заданной пористостью. Некоторое расхождение теоретических результатов с экспериментальными можно объяснить тем, что моделирование выполнено для кубической упаковки гранул ($\alpha_0 = 0,52$ и координационное число $N = 6$), а экспериментальные образцы после виброуплотнения имеют плотную случайную упаковку ($\alpha_0 = 0,64$ и $N = 12$). Дальнейшее развитие модели целесообразно в направлении, учитывающем этот фактор.

Библиографический список

1. Урьев Н.Б. Физико–химические основы технологии дисперсных систем и материалов. – М.: Химия, 1988. С. 238–245.
2. Бальшин М.Ю., Кипарисов С.С. Основы порошковой металлургии.– М.: Металлургия, 1978. 184 с.
3. Жданович Г.М. Теория прессования металлических порошков. – М.: Металлургия, 1969. 262 с.
4. Перельман В.Е. Формирование порошковых материалов. – М.: Металлургия, 1979. 232 с.
5. Измайлов В.В., Новоселова М.В.. Исследование электромеханических характеристик порошковых материалов // Механика и физика трения // Механика и физика трения: Межвуз. сб. научн. тр. – Тверь: ТГТУ, 1998. С. 38–43.
6. Алюшин Ю.А., Еленев С.А. Применение энергетического метода для расчета и анализа процессов пластического формоизменения металлов // Исследования процессов пластической деформации металлов: Сб. науч. тр.– М.: Наука, 1965. С. 106–133.

7. Demkin N.B., Izmailov V.V. Plastic contact under high normal pressure // *Wear*. 31, 1975, P. 391–402.

8. Определение предела текучести дисперсных металлических материалов. / И.И. Беркович, Т.М. Виноградова, М.И. Гузман, М.В. Рыжакова // *Фрикционный контакт деталей машин*. –1989. С. 113–115.

9. Беркович И.И. Фрикционное взаимодействие дисперсных материалов с твердой поверхностью. // *Трение и износ*. 1995, Т. 16, № 6.

10. Электрофизические методы получения покрытий из металлических порошков / Н.Н. Дорожкин, В.А. Миронов, В.А. Верещагин, А.А. Кот.– Рига: Зинатне, 1985. 131 с.

УДК 621.011

В.Ф. Безъязычный, Р.В. Любимов, М.В. Тимофеев
Рыбинская государственная авиационная технологическая академия

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ПРОЦЕССОВ РАЗРУШЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ МЕТАЛЛОВ ПРИ УСТАНОВИВШЕМСЯ ПРОЦЕССЕ ФРЕТТИНГ-ИЗНАШИВАНИЯ

Трение и износ деталей во многом сдерживают технический прогресс в области улучшения эксплуатационных характеристик и решения задач повышения надежности, долговечности современных видов машин и механизмов. В этой связи, изучение кинетики структурных и диффузионных превращений, прочностных и деформационных свойств активных микрообъемов поверхности, элементарных актов деформации и разрушения, поиск числовых критериев оптимального структурного состояния и оценок качества поверхности — все это является фундаментальной основой поиска оптимальных конструктивно-технологических методов обеспечения требуемых эксплуатационных свойств деталей современных машин.

Одним из наиболее опасных и распространенных видов износа является фреттинг-коррозия или фреттинг-изнашивание — процесс разрушения контактирующих металлических поверхностей в условиях относительных колебательных перемещений (вибраций) малой амплитуды (от сотых долей микрометра до нескольких миллиметров). При этом возникновение фреттинг-коррозионных повреждений на поверхностях сопрягаемых деталей существенно ухудшает такие важные эксплуатационные характеристики материала как предел выносливости, контактная жесткость и др. Однако отсутствие единого мнения относительно природы и механизма фреттинг-коррозии затрудняет разработку расчетных, инженерных методов оценки степени поврежденности.

Анализ существующих теоретических представлений относительно природы и механизма фреттинг-коррозии металлов позволил выявить наи-

более достоверную гипотезу о физической сущности этого сложного явления. Это так называемая усталостная модель фреттинг-процесса, разработанная в свое время советским ученым Н.Л.Голего и его школой [1]. Согласно данной модели, основным механизмом разрушения поверхностных слоев металлов на всех стадиях фреттинг-процесса (адгезионное взаимодействие, приработка, установившийся износ) является малоцикловая усталость поверхностных микрообъемов. Однако существует ограниченное количество сообщений об экспериментальном подтверждении вышеописанной усталостной модели фреттинг-коррозии металлов.

Проведено экспериментальное исследование кинетики фреттинг-изнашивания с применением высокоэффективных средств измерения абсолютной величины линейного износа и автоматизированной обработки экспериментальных данных. Исследования проводились на специальных образцах из армко-железа, для которого в настоящее время хорошо изучен весь спектр физико-механических свойств. Воспроизведение фреттинга осуществляли по ГОСТ 23.211-80 на специальной лабораторной установке [5], созданной на базе оборудования для металлографических исследований ИМАШ 20-75. При проведении экспериментов были установлены следующие амплитудно-частотные, силовые и температурные параметры испытаний: амплитуда виброперемещений $A=100$ мкм; частота виброперемещений $f=27$ Гц; номинальное контактное давление $p_n=10$ МПа; температура в рабочей камере установки $\theta=288$ К.

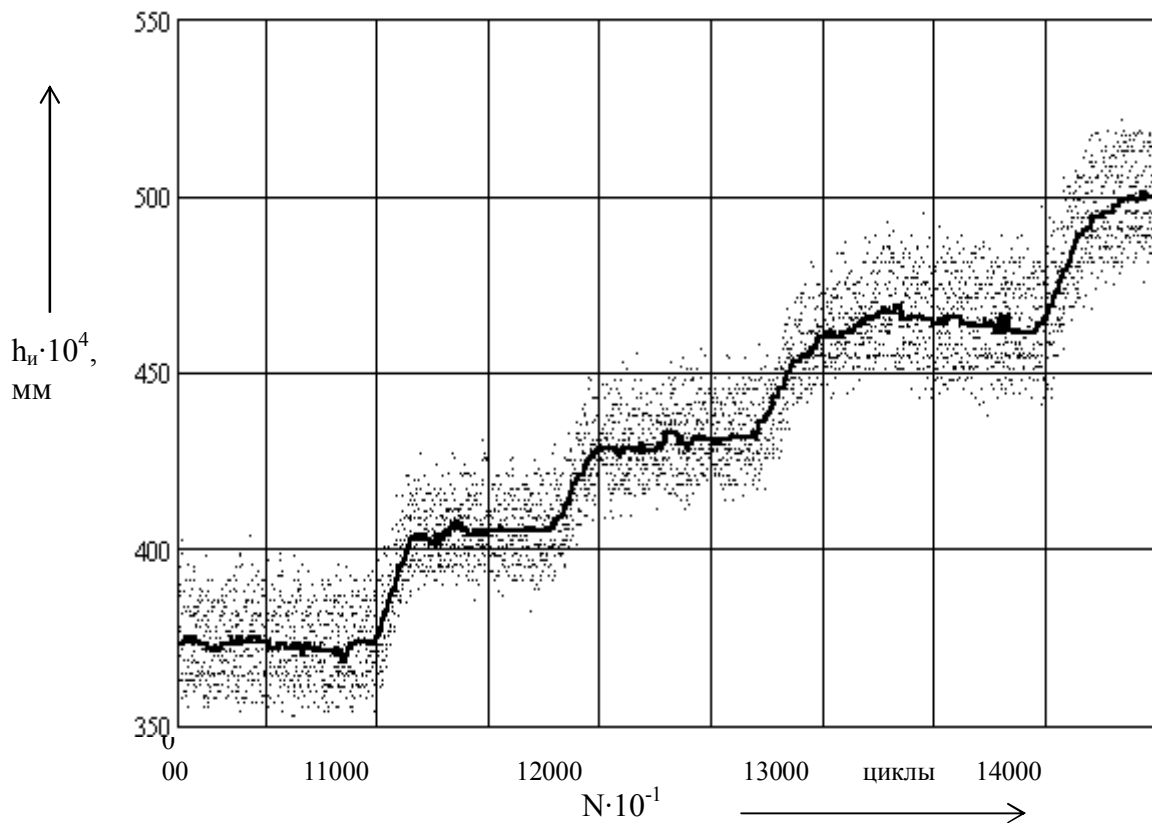
В качестве критерия фреттинг-износа использовали нормальное сближение подвижного и неподвижного образцов при плоскостном виде контакта (торец цилиндра – плоскость). Для измерения нормального сближения подвижного и неподвижного образцов в процессе их вибропроскальзывания применялся высокочувствительный индуктивный датчик *Микрон-02* с погрешностью измерения до 0,1 мкм. Конструкция измерительного блока *Микрон-02* предполагает возможность сопряжения датчика с персональной ЭВМ. Возможности созданного измерительного канала на базе ПЭВМ IBM PC 386 позволяют производить 30000 измерений в секунду. В процессе автоматизированной обработки результатов эксперимента для фильтрации сигналов датчика *Микрон-02* на фоне помех использовали специальную методику «medsmooth» из пакета прикладных программ *MathCad Professional 7.0*, позволяющую одновременно обрабатывать весь массив экспериментальных данных и представить результаты в графическом виде.

На рисунке представлен фрагмент экспериментальной диаграммы износа пары образцов из армко-железа на стадии установившегося процесса фреттинг-изнашивания.

Точками показаны результаты измерения нормального сближения образцов с помощью датчика *Микрон-02*, а сплошной линией – кривая

суммарного линейного фреттинг-износа, полученная в результате автоматизированной обработки экспериментальных данных.

Нетрудно заметить, что полученная картина изменения кинетики фреттинг-износа армко-железа достаточно точно соответствует малоцикловому механизму фреттинг-изнашивания металлов, предложенному Н.Л.Голего. Другими словами, наблюдаемый Z-образный характер изменения абсолютной величины суммарного линейного износа образцов является экспериментальным подтверждением усталостной природы трения и износа металлов при данном виде контактного взаимодействия.



Фрагмент экспериментальной диаграммы фреттинг-износа армко-железа на стадии установившегося износа

С позиций современных представлений о динамических и энергетических характеристиках колебательного процесса, а также его влияния на структуру материала установленный Z-образный механизм фреттинг-изнашивания может быть объяснен следующим образом. В условиях циклического нагружения главной особенностью вибрационно-механического воздействия на материал является импульсная передача энергии [1]. Это, в свою очередь, определяет то обстоятельство, что вышеуказанные характеристики колебательного процесса пропорциональны среднеквадратической скорости колебаний, определяемой произведением квадрата амплитуды на квадрат частоты колебаний. В этих условиях у поверхности металла обна-

руживается скопление большого количества дислокаций даже при незначительном уровне напряжений вследствие демпфирующего действия прослойки из продуктов износа. Более того, по данным работы [1] активация источников дислокаций происходит при напряжениях, в несколько раз меньших предела текучести. Вследствие аномально высокого фрикционного упрочнения и повышения предела текучести поверхностных микрообъемов максимум напряжений обнаруживается на некоторой глубине от поверхности трения [1,2].

Значительная концентрация нормальных и касательных напряжений вызывает интенсивный рост и движение дислокаций, которые скапливаются в активных полосах скольжения перед различными препятствиями (скрещении дислокаций, траектории движения которых пересекаются между собой под некоторым углом; полосы деформирования; границы зерен; поверхностные пленки и т.п.). Это приводит к слиянию нескольких дислокаций в зародыш трещины. Далее зародышевые трещины растут и сливаются в микротрещины. В общем случае вышеописанные процессы протекают до образования регулярной сетки усталостных микротрещин по всей площади номинального контакта поверхностей трения. При достаточном количестве микротрещины объединяются в магистральную трещину путем вязкого разрушения разделяющего их материала [2]. Увеличение количества и размеров микродефектов структуры, слияние их в замкнутые контуры формируют отслаивающийся лепесток материала [1,4].

Необходимо отметить, что процессы возникновения и увеличения плотности дислокаций, зарождения, развития и роста микротрещин, предшествующие лепестково-послойному разрушению предельно деформированного поверхностного слоя [3], характеризуются горизонтальными участками на диаграммах фреттинг-износа. Это связано с тем, что вышеуказанные процессы приводят к уменьшению плотности материала на поверхности, что в условиях относительного постоянства массы неизбежно ведет к увеличению объема поверхностного слоя. При наличии между поверхностями трения прослойки из сильно диспергированных продуктов износа, легко вытесняемых из зоны трения на периферию контакта, эффект «распухания» поверхностного слоя проявляется в наблюдаемой нулевой интенсивности износа (т.е. $dh_w/dt=0$). Отделение одного или нескольких лепестков предельно деформированного поверхностного слоя, в результате прогрессирующего роста усталостных микротрещин, соответствует скачкообразному изменению величины суммарного линейного износа образцов. Незначительные изменения в периодичности появления и абсолютной величине скачков на стадии установившегося фреттинг-износа одноименной пары материалов могут быть связаны с определенной дискретностью протекания вышеописанных усталостных процессов в пределах номинальной площадки контакта образцов, то есть, разрушение поверхностного слоя может происходить не по всей площади контакта одновременно, а

пластинчатыми фрагментами, имеющими дискретные размеры (площадь и толщину). В то же время в условиях циклических нагрузок разрушение одного микроучастка поверхности может способствовать лавинообразному отделению лепестков поверхностного слоя по всей поверхности контакта.

Другими словами, процесс разрушения поверхностного слоя металлов при установившемся процессе фреттинг-изнашивания происходит периодически, по мере накопления усталостных повреждений. При этом наиболее продолжительная стадия – образование сетки усталостных микротрещин, последующие стадии – развитие микротрещин и «сброс» частиц происходят с ускоряющимся темпом [1].

Библиографический список

1. Голего Н.Л., Алябьев А.Я., Шевеля В.В. Фреттинг – коррозия металлов.- Киев: Техніка.- 1974, 272 с.
2. Марченко Е.А. О природе разрушения поверхности металлов при трении.- М.: Наука, 1979. 118 с.
3. Пинчук В.Г., Андреев С.Ф. Кинетика упрочнения и разрушения поверхностного слоя металла при контактном нагружении // Современные проблемы машиностроения / Материалы международной НТК. Гомель, 1996 С. 57-59.
4. Проблемы изнашивания твердых тел в аспекте механики / А.Ю. Ишлинский, И.В. Крагельский, Н.М. Алексеев, и др.// Трение и износ. 1986. Т. 7. С. 581-592.
5. Семенов А.Н. Экспериментальная установка для испытания на фреттинг-изнашивание // Заводская лаборатория N 4, 1994.

УДК 621.011

В.Ф.Безъязычный, И.Н.Аверьянов, Б.М. Драпкин, М.В. Тимофеев
Рыбинская государственная авиационная технологическая академия

ВЛИЯНИЕ ДЕМПФИРУЮЩИХ ПОКРЫТИЙ НА СНИЖЕНИЕ ШУМА И ВИБРАЦИЙ В ДВИГАТЕЛЯХ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

Одной из проблем, возникающих при проектировании, изготовлении, испытании и эксплуатации дизельных и бензиновых двигателей, является соблюдение установленных стандартами уровней шума и вибраций. Хотя проблемы шумо- и виброизоляции могут различаться по своей природе и сложности, существует довольно небольшое число способов их решения. Чаще всего при решении таких задач используются воздействие на источник колебаний, виброизоляция, установка кожухов и ограждений.

Современным методом решения данной проблемы является использование вязкоупругих демпфирующих материалов, с помощью которых

энергия при колебаниях может поглощаться внутри некоторого малого элемента, введенного в конструкцию при ее циклическом движении.

Авторы данной статьи предлагают решать проблемы шума- и виброизоляции с помощью разработки многослойных демпфирующих покрытий.

В тех случаях, когда конструкцию можно испытать, для решения возникающих задач оказывается более эффективным с точки зрения средств и времени воспользоваться экспериментальным методом, применение которого можно проиллюстрировать, рассмотрев проблему шумов, возникающих в двигателях внутреннего сгорания.

На рис.1 представлены данные измерений уровня шума V-образного восьмицилиндрового дизельного двигателя на расстоянии 1 метр от двигателя [1].

Эти данные относятся к шумам, источником которых является непосредственно механизм двигателя. Шумы впускаемых и отработанных газов были изолированы, и с двигателя был снят вентилятор. Таким образом, данные на рис.1 относятся к шумам, источником которых являются только внешние поверхности двигателя.

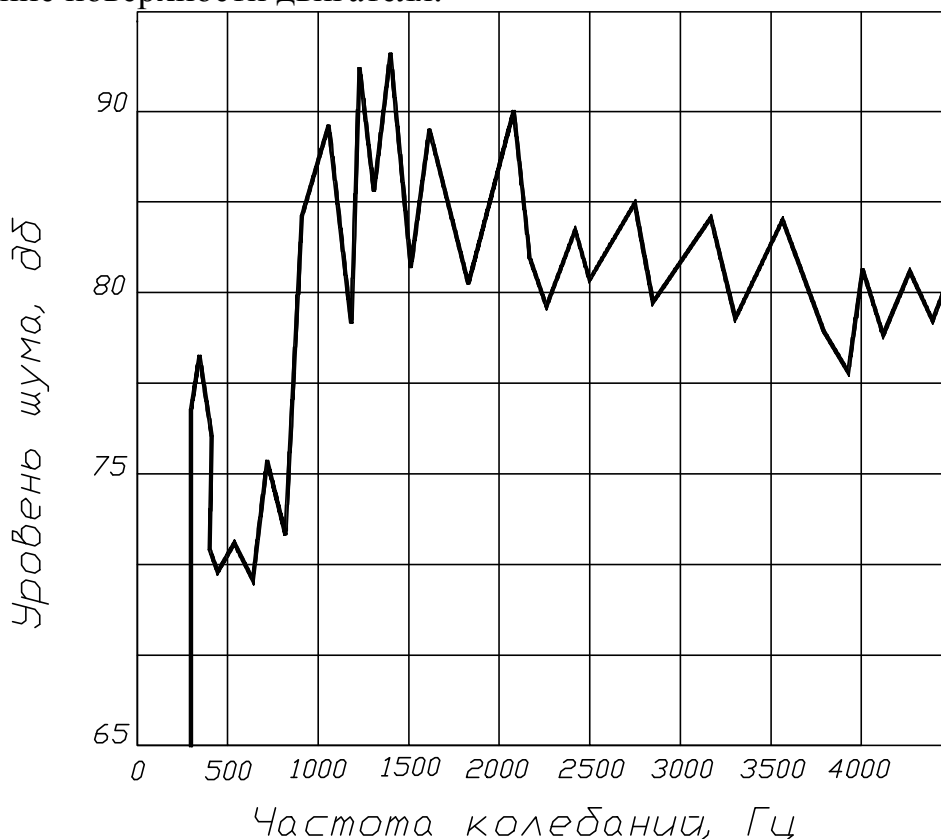


Рис. 1. Результаты измерения зависимости уровня шума V-образного восьмицилиндрового дизельного двигателя от частоты его колебаний

Колебания различных внешних поверхностей двигателей по разному влияют на шум, создаваемый двигателем. Данные об уровнях шума, создаваемого двигателем и его основными элементами, представлены на рис.2 [1].

Для того чтобы снизить уровень шума работающего двигателя, следует уменьшить каждую из основных составляющих.

Выявление того, какой именно метод демпфирования, звукоизоляция или увеличение жесткости наиболее подходит к той или иной составляющей, требует анализа влияния отдельных характеристик акустического излучения всего шума для рассматриваемого диапазона частот колебаний.

Как видно из рис.2, одной из существенных причин шума являются вибрации крышки клапанов. Эта составляющая шума двигателя наименее исследована, поэтому дальнейшая часть исследования посвящена именно этому вопросу. Уровень шума этого соединения от частоты колебаний приведен на рис.3.

Имеется достаточно оснований считать, что шум от крышки клапанов связан с ее колебаниями, однако природа таких колебаний не может быть установлена с достаточной определенностью без проведения ряда дополнительных опытов.

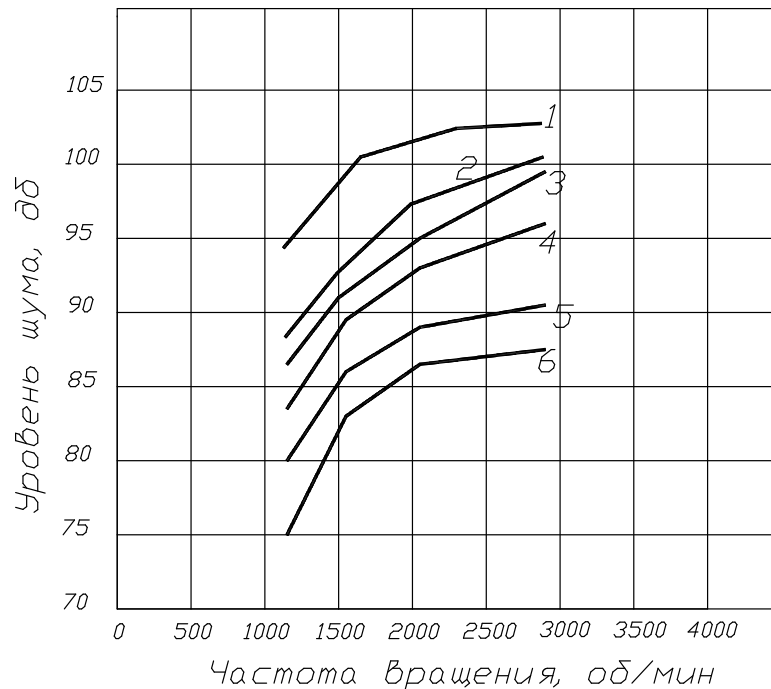


Рис. 2. Результаты измерений зависимостей уровней шума, создаваемых различными элементами и поверхностями дизельного двигателя, от частоты вращения коленчатого вала двигателя: 1-общий шум; 2-выпускной коллектор; 3-крышка клапанов; 4-масляный поддон; 5-картер; 6-выпускной коллектор

Для того чтобы разработать конструкцию демпфирующего покрытия, необходимы следующие данные, определяющие условия работы крышки клапанов. [1]:

1. Диапазон рабочих температур для крышки клапанов составляет $t=50...120^{\circ}\text{C}$.

2. Частота той формы колебаний, которую требуется демпфировать, в данном случае равна ≈ 1 кГц.
3. Формы колебаний при резонансе, которые требуется демпфировать, создаются с помощью эквивалентной свободно висящей балки или пластины.

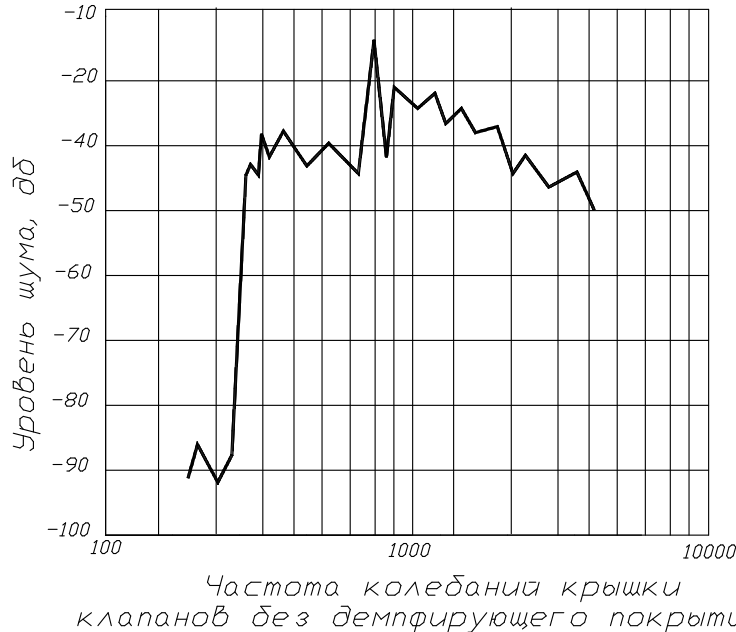


Рис. 3. Зависимость приведенного уровня шума от частоты колебаний крышки клапанов без демпфирующего покрытия

Для определения демпфирующей способности покрытий и исследования их в зависимости от частоты, амплитуды колебаний, температуры и характеристик демпфирующих покрытий разработано экспериментальное оборудование. На рис.4 представлена блок-схема экспериментальной установки.

Электрические колебания, поступающие от звукового генератора, преобразуются в механические и подаются на образец с помощью тонкой вольфрамовой проволоки. Через такую же проволоку механические колебания подаются с образца на электромагнитный преобразователь, где они преобразуются в электрические. Полученные электрические колебания усиливаются и попадают на комплекс измерительных приборов, по данным которых измеряют модуль упругости и демпфирование колебаний измеряемого объекта. С помощью этой установки определяют модуль нормальной упругости материала образца и декремент затухания колебаний.

Декремент колебаний определяют по формуле

$$\delta = \frac{1}{n} \ln \left(\frac{A_0}{A_n} \right),$$

где A_0 – начальная амплитуда колебаний, Гц; A_n – амплитуда n -го колебания, Гц; n – число колебаний.

Из литературных данных известно, что ферромагнетики характеризуются аномально большим внутренним трением, которое обусловлено

магнитной структурой материала. Дополнительная диссипация энергии обусловлена потерями при переориентации доменов (область спонтанного

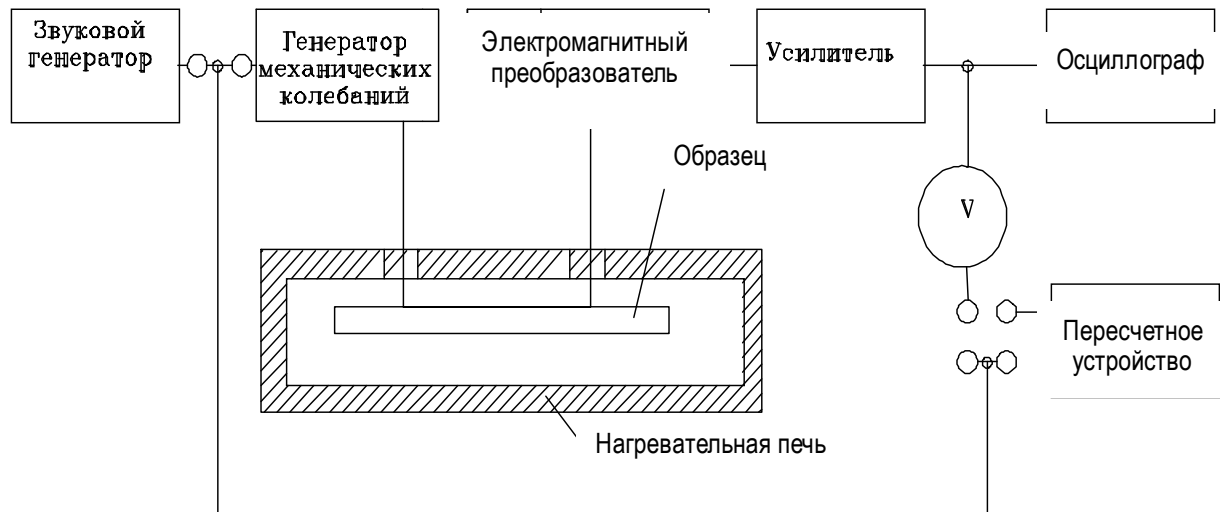


Рис. 4. Блок-схема установки для одновременного определения модулей упругости, сдвига и декременты колебаний в широком интервале температур

намагничивания) в процессе колебаний [3]. Это послужило основанием для выбора никеля, как ферромагнитного материала, в качестве покрытия образцов с целью исследования влияния последнего на демпфирующие характеристики при колебаниях образцов.

Образцы для испытаний цилиндрической формы $L=200$ мм, $\varnothing=8$ мм (рис. 5) были изготовлены из стали и латуни с покрытием никелем гальваническим способом. Толщина покрытия составляла 10, 20, 30, 40, 50 мкм. Изменение затухания колебаний исследуемых из стали и латуни образцов, подвергнутых никелированию, как показали измерения в пределах ошибки эксперимента, не зависят от толщины покрытия, поэтому графики приведены только для толщины 50 мкм (рис.6, 7).

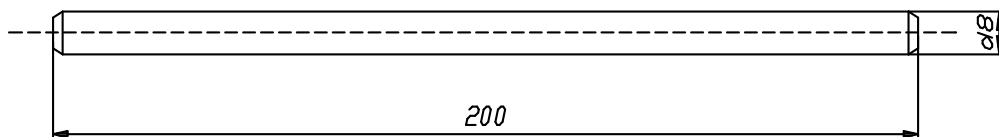


Рис.5 Образец для эксперимента

Как видно из рис. 6 и 7, фон внутреннего трения при низких температурах для образцов с покрытием на 30–50% выше, чем у исходных образцов, причем это различие при температуре 300°C достигает 100%.

Эти данные подтверждают идею об эффективности никелирования как способа повышения рассеивания энергии колебаний и, следовательно, снижения их амплитуды. Таким образом, это мероприятие должно способствовать снижению уровня шума.

Технология изготовления крышки клапанов для снижения уровня шума проста. После глубокой вытяжки при штамповке и сверления при-

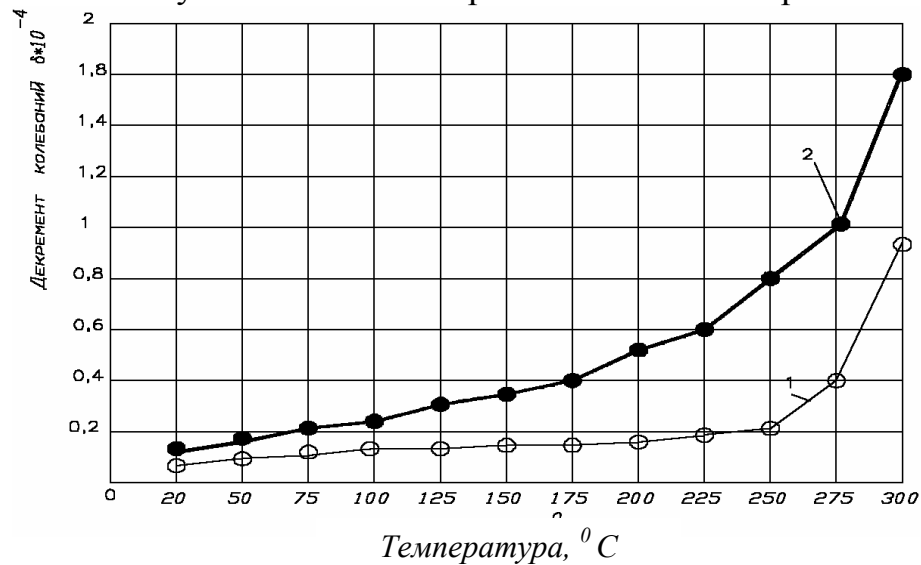


Рис. 6. Температурная зависимость декремента колебаний экспериментальных образцов из стали: 1-без покрытия; 2-с покрытием

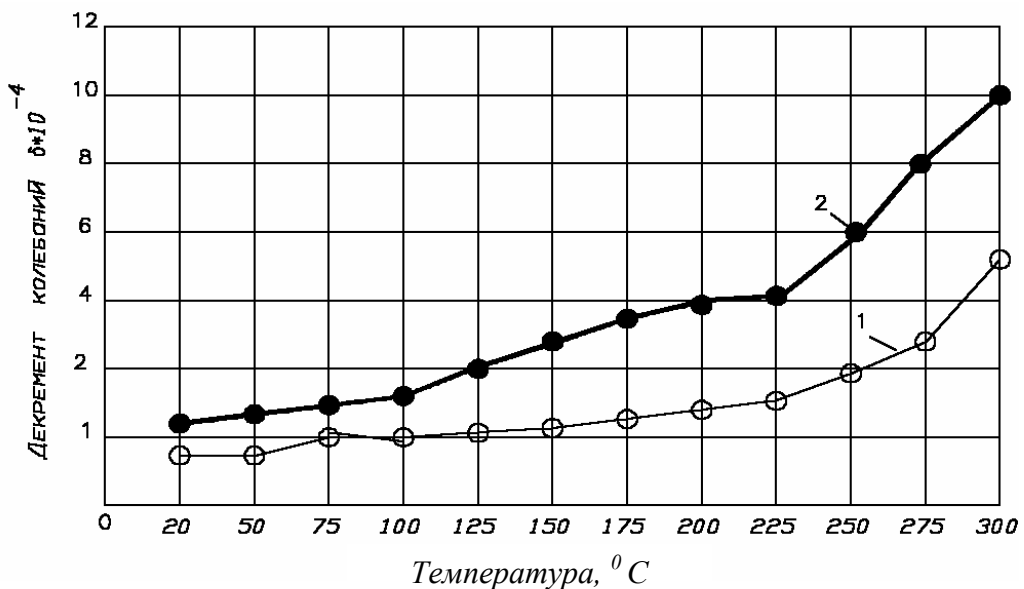


Рис.7. Температурная зависимость декремента колебаний экспериментальных образцов из латуни 1-без покрытия; 2 -с покрытием

соединительных отверстий ее внутреннюю полость покрывают гальваническим способом слоем никеля толщиной 10...12 мкм.

Библиографический список

1. Нафиш А., Джоунс Д., Хендерсон Дж. Демпфирование колебаний/ Пер.с англ. – М.:Мир, 1988. 448 с.
2. Постников В.С. Внутреннее трение в металлах. – М.: Машиностроение, 1968. 330 с.
4. Бозорт Р. Ферромагнетизм. – М.: Металлургия, 1956. 234 с.

УДК 621.787

О.А.Горленко, А.О.Горленко, Р.П.Костенко
Брянский государственный технический университет

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН С КРИВОЛИНЕЙНЫМ ПРОФИЛЕМ МЕТОДОМ АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ

Эксплуатационные свойства деталей машин, как известно, зависят от параметров качества их рабочих поверхностей, необоснованное назначение которых, как правило, приводит к удорожанию производства машин без должного повышения их работоспособности. Поэтому, безусловно, актуальной является разработка научного подхода к назначению параметров качества поверхности деталей, особенно с криволинейным профилем, от сохранения геометрии которого зависят их эксплуатационные показатели. К таким деталям, например, относится статор радиально-поршневого гидромотора многократного действия МР 2,5, имеющий внутреннюю криволинейную поверхность (рис.1), контактирующую в процессе работы с цилиндрическими катками диаметром 48 мм.

Условием сохранения геометрии профиля будем считать обеспечение в каждой его точке постоянных значений мощности трения, что позволит добиться стабильности тепло-выделения в зоне контакта и одинакового износа по всей криволинейной поверхности:

$$N_{\text{тр}} = f \cdot p_c \cdot V ,$$

где $N_{\text{тр}}$ – мощность трения, МПа · м /с; f – коэффициент трения; p_c – контурное давление, возникающее в зоне контакта катков со статором в процессе работы гидромотора, МПа; V - скорость трения, м/с.

Коэффициент трения во многом зависит от параметров шероховатости поверхности и показателей физико-механических свойств поверхностного слоя, которые формируются в процессе окончательной механической обработки. Изменяя режимы обработки, можно добиться требуемой закономерности изменения коэффициента трения, которое необходимо для обеспечения постоянных значений мощности трения в различных точках профиля при переменных значениях $p_c V$ [1].

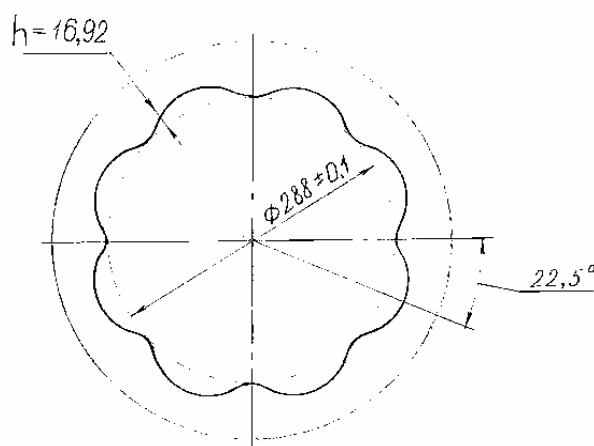


Рис. 1 . Статор гидромотора МР 2,5

Зависимость коэффициента трения от параметров качества поверхности определяется, в частности, видом контакта сопрягаемых поверхностей. Для этого необходимо знать значения контурных давлений в каждой точке рассматриваемого профиля. Чтобы классифицировать все точки криволинейного профиля статора, достаточно рассмотреть одну из 16 идентичных полуволн, которая соответствует центральному углу, равному $22,5^\circ$ (рис.1).

Сила прижатия катков к статору создается двумя гидроцилиндрами с диаметром поршней 28 мм. Нормальная сила при этом равна $N = F / \cos \varphi$, где F – сила, создаваемая гидроцилиндрами, Н; φ – угол контакта, град.

Представив шероховатую поверхность как фрактальный объект [2] и рассматривая шероховатый слой в виде упругой пленки на жесткой подложке, определяем контурные давления по уравнению

$$p_c = N / \gamma A_n, \quad (1)$$

где p_c – контурные давления, МПа; N – нормальная сила, Н; $\gamma = 1 / 0,73$ – коэффициент, учитывающий влияние шероховатости поверхности, вычисленный с помощью метода конечных элементов [2]; A_n – площадь контакта, определяемая по известным формулам теории Г. Герца, мм^2 .

Результаты расчетов по уравнению (1) представлены в табл.1. Окончательной обработкой криволинейной поверхности статора является алмазное выглаживание, обеспечивающее твердость $\text{HB} = 612 \dots 738$ и комплексный параметр шероховатости $\Delta = 0,106 \dots 0,010$ (рис.2). Данные параметры качества поверхности при расчетных значениях контурных давлений способствуют выполнению условия реализации пластического контакта [3]:

$$p_c > \frac{14,5(1 - \mu^2)^4 \text{HB}^5}{\Delta^2 E^4},$$

где E – модуль упругости, МПа; μ – коэффициент Пуассона

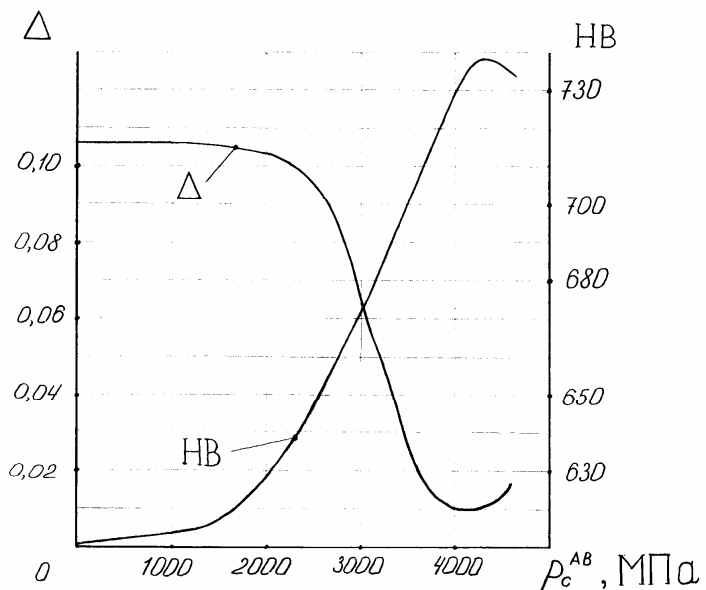


Рис. 2. Экспериментальные зависимости твердости HB и комплексного параметра шероховатости Δ от контурного давления, возникающего в процессе алмазного выглаживания p_c^{AB}

Граница пластического ненасыщенного контакта определяется условием [3]:

$$p_c < 0,125 \cdot \alpha_\tau \cdot HB, \quad (2)$$

где α_τ - коэффициент, учитывающий напряженное состояние в зоне контакта и кинематические особенности взаимодействия твердых тел.

Результаты расчетов по определению вида контакта представлены в табл.1. Рабочий режим предполагает работу гидромотора при давлении рабочей жидкости 16 МПа. Номинальный режим соответствует работе гидромотора при давлении рабочей жидкости 25 МПа.

Для точек с неопределенным видом контакта (насыщенный или ненасыщенный), обозначенных в табл. 1 цифрой (0), следует принять пластический ненасыщенный вид контакта, определить твердость HB и проверить условие (2). Если данное условие не выполняется, то в этом случае реализуется пластический насыщенный контакт.

Коэффициенты трения для пластического ненасыщенного и пластического насыщенного контактов определяются следующими зависимостями [3]:

$$f = \frac{\tau_0}{HB} + \beta + 0,44\Delta^{1/2} \left(\frac{p_c}{HB} \right)^{1/4},$$

$$f = \frac{\tau_0}{HB} + \beta + 0,9\Delta^{1/2} \left(\frac{p_c}{HB} \right)^{1/2},$$

где τ_0 - сдвиговое сопротивление при экстраполяции нормального давления к нулю, Н / мм²; β - коэффициент упрочнения молекулярной связи.

Условие обеспечения постоянных значений мощности трения в каждой точке криволинейного профиля имеет вид:

$$N_{тр} = f_i (p_c V)_i = f_{min} (p_c V)_{max} = const.$$

Зная минимальное значение коэффициента трения f_{min} для выбранного метода окончательной обработки и значения $(p_c V)_i$, можно определить требуемые значения коэффициента трения во всех точках профиля:

$$f_i = \frac{(p_c V)_{max}}{(p_c V)_i} f_{min}.$$

Зависимость коэффициента трения от контактного давления p_c^{AB} , создаваемого при алмазном выглаживании и, следовательно, величину f_{min} ,

Таблица 1. Определение вида контакта для рабочего и номинального режима работы гидромотора в зависимости от текущего угла поворота $\alpha^{\text{кат}}$ радиус-вектора, соединяющего ось статора с осью катка

$\alpha^{\text{кат}}$, градус	p_c , МПа		Вид контакта	
	Рабочий режим	Номинальный режим	Рабочий режим	Номинальный режим
0	297	371	-1	-1
0,75	297	371	-1	-1
1	465	582	+1	+1
2	434	542	0	+1
3	430	538	0	+1
4	425	531	0	+1
5	418	523	0	+1
6	409	515	0	+1
7	405	506	0	+1
8	399	499	0	+1
9	394	492	0	+1
10	389	486	0	+1
11	385	482	0	+1
12	382	478	-1	+1
12,75	381	476	-1	+1
13	322	403	-1	0
14	322	403	-1	0
15	322	402	-1	0
15,75	322	402	-1	0
16	256	320	-1	-1
17	245	307	-1	-1
18	236	296	-1	-1
19	230	287	-1	-1
20	225	281	-1	-1
21	222	277	-1	-1
21,75	221	276	-1	-1
22	300	375	-1	-1
22,5	300	375	-1	-1

Примечание:

- +1** - контакт гарантированно пластический насыщенный,
- 1** - контакт гарантированно пластический ненасыщенный,
- 0** - неопределенный вид контакта, зависящий от режимов механической обработки криволинейной поверхности статора.

можно определить используя экспериментальные зависимости представленные на рис.2. Исследования проводились на цилиндрических образцах

Таблица 2. Определение зависимости коэффициента трения от контактного давления p_c^{AB} , создаваемого при алмазном выглаживании

p_c^{AB} , МПа	f_{-1}	f_{+1}
0	$1,620 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,016 \cdot 10^{-2}$	$3,747 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,016 \cdot 10^{-2}$
1000	$1,617 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,016 \cdot 10^{-2}$	$3,739 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,016 \cdot 10^{-2}$
1250	$1,615 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,016 \cdot 10^{-2}$	$3,731 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,016 \cdot 10^{-2}$
1500	$1,610 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,016 \cdot 10^{-2}$	$3,715 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,016 \cdot 10^{-2}$
1750	$1,602 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,016 \cdot 10^{-2}$	$3,690 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,016 \cdot 10^{-2}$
2000	$1,589 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,016 \cdot 10^{-2}$	$3,650 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,016 \cdot 10^{-2}$
2250	$1,563 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,016 \cdot 10^{-2}$	$3,580 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,016 \cdot 10^{-2}$
2500	$1,516 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,016 \cdot 10^{-2}$	$3,462 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,016 \cdot 10^{-2}$
2750	$1,425 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,015 \cdot 10^{-2}$	$3,237 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,015 \cdot 10^{-2}$
3000	$1,231 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,015 \cdot 10^{-2}$	$2,782 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,015 \cdot 10^{-2}$
3250	$0,963 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,015 \cdot 10^{-2}$	$2,162 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,015 \cdot 10^{-2}$
3500	$0,702 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,014 \cdot 10^{-2}$	$1,568 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,014 \cdot 10^{-2}$
3750	$0,552 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,014 \cdot 10^{-2}$	$1,227 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,014 \cdot 10^{-2}$
4000	$0,481 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,014 \cdot 10^{-2}$	$1,064 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,014 \cdot 10^{-2}$
4058	$0,476 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,014 \cdot 10^{-2}$	$1,053 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,014 \cdot 10^{-2}$
4250	$0,491 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,014 \cdot 10^{-2}$	$1,084 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,014 \cdot 10^{-2}$
4371	$0,520 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,014 \cdot 10^{-2}$	$1,147 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,014 \cdot 10^{-2}$
4500	$0,570 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,014 \cdot 10^{-2}$	$1,258 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,014 \cdot 10^{-2}$
4645	$0,623 \cdot 10^{-2} (p_c)^{1/4} + 4,014 \cdot 10^{-2}$	$1,378 \cdot 10^{-3} (p_c)^{1/2} + 4,014 \cdot 10^{-2}$

диаметром 50 мм из стали 18ХГТ. При алмазном выглаживании использовался инструмент с радиусом кривизны рабочей части алмаза $R = 2,25$ (мм), продольная подача выглаживания $S = 0,05$ (мм/об), частота вращения заготовки $n = 100$ (об/мин). Сила выглаживания изменялась от 100 до 600 (Н). В качестве СОЖ применялось индустриальное масло И – 30А ГОСТ 17479.4-87. Результаты расчетов зависимостей коэффициентов трения f_{-1} (ненасыщенный контакт) и f_{+1} (насыщенный контакт) от контактного давления p_c^{AB} , создаваемого при алмазном выглаживании, приведены в табл.2.

Как видно из табл.2, коэффициент трения для любого значения p_c^{AB} можно представить как $f = k\sqrt{p_c} + a$, где $a = 0,04015 \pm 1 \cdot 10^{-5}$, здесь p_c -

контурное давление, возникающее в зоне контакта катков со статором в процессе работы гидромотора, МПа.

Тогда

$$f_{\min} = k_{\min} \sqrt{p_c} + a .$$

Максимальное значение $(p_c V)_{\max}$ соответствует точке рассматриваемого профиля с текущим углом $\alpha^{\text{кат}} = 1^\circ$, в которой реализуется пластический насыщенный контакт. Для этого вида контакта коэффициент $k_{\min} = 1,053 \cdot 10^{-3}$ соответствует контактному давлению $p_c^{\text{AB}} = 4058$ (МПа) и минимальному значению параметра Δ . Имея текущие значения $(p_c V)_i$, определяем требуемые значения коэффициентов трения f_i во всех точках профиля (табл. 3).

По полученным значениям f_i определяем с помощью табл. 2 соответствующие значения коэффициентов k_i и контактные давления $p_{c i}^{\text{AB}}$ (табл. 4).

С помощью графика, представленного на рис. 2, для точек с неопределенным видом контакта по найденным значениям p_c^{AB} , определяем твердость НВ и проверяем условие наличия пластического ненасыщенного контакта по уравнению (2).

Результаты проверки представлены в табл. 5.

Как видно из данной таблицы, условие (2) выполняется во всех точках, следовательно, как и предполагалось, на данных участках профиля реализуется пластический ненасыщенный контакт. По найденным значениям контактного давления p_c^{AB} определяем нормальные силы выглаживания N_B , соответствующие этим давлениям (табл. 6)

$$N_B = p_c^{\text{AB}} \cdot A_H \cdot \gamma .$$

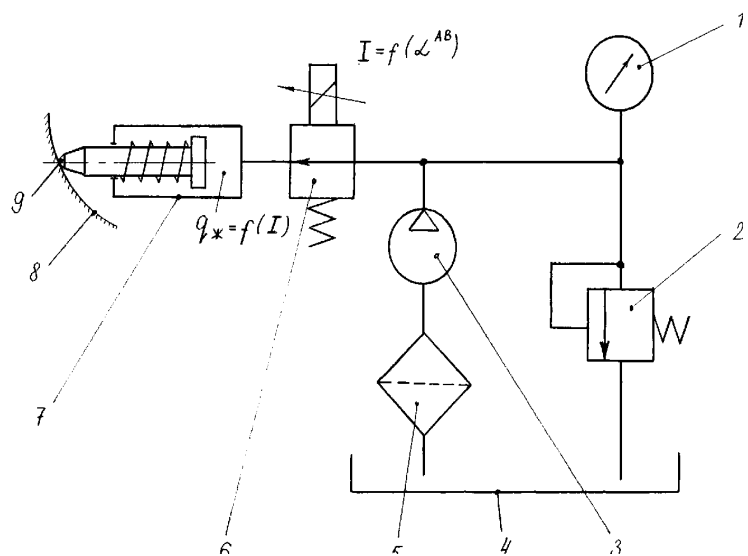


Рис. 3 . Принципиальная схема приспособления для алмазного выглаживания криволинейных поверхностей : 1 – манометр ; 2 – редукционный клапан постоянного давления; 3 – шестеренчатый насос ; 5 – масляный фильтр ; 6 – дроссель с пропорциональным электромагнитным управлением ; 7 - плунжерный гидроцилиндр ; 8 – обрабатываемый профиль ; 9 - инструмент ; I – сила тока , задаваемая ЭВМ

Для обеспечения требуемых значений нормальной силы N_B при алмазном выглаживании криволинейных поверхностей применяется приспособление, принципиальная схема которого представлена на рис. 3.

Таблица 3 . Определение требуемых значений коэффициентов трения f_i в точках криволинейного профиля в зависимости от угла $\alpha^{\text{кат}}$

$\alpha^{\text{кат}}$, град	$(p_c V)_i$		f_i	
	Рабочий режим	Номинальный режим	Рабочий режим	Номинальный режим
0	268,63	335,79	0,099	0,103
0,75	268,63	335,79	0,099	0,103
1	421,25	526,57	0,063	0,066
2	392,75	490,93	0,068	0,070
3	389,56	486,95	0,068	0,071
4	385,10	481,39	0,069	0,072
5	379,96	474,95	0,070	0,073
6	372,55	468,24	0,071	0,074
7	369,77	461,78	0,072	0,075
8	365,12	456,41	0,073	0,076
9	361,57	451,96	0,073	0,076
10	358,99	448,75	0,074	0,077
11	357,44	446,79	0,074	0,077
12	356,88	446,09	0,074	0,077
12,75	357,08	446,37	0,074	0,077
13	303,09	378,85	0,087	0,091
14	305,86	382,32	0,087	0,090
15	308,62	385,79	0,086	0,090
15,75	310,73	388,39	0,085	0,089
16	247,88	309,86	0,107	0,112
17	241,05	301,09	0,110	0,115
18	234,74	293,46	0,113	0,118
19	229,76	287,19	0,115	0,120
20	226,14	282,67	0,117	0,122
21	224,07	280,09	0,118	0,123
21,75	223,60	279,49	0,119	0,124
22	303,33	379,16	0,087	0,091
22,5	303,33	379,16	0,087	0,091

Таблица 4. Определение значений коэффициентов k_i и контактных давлений p_{ci}^{AB} в точках криволинейного профиля в зависимости от угла $\alpha^{кат}$

$\alpha^{кат}$, град	Рабочий режим			Номинальный режим		
	Контакт	k_i	p_c^{AB} , МПа	Контакт	k_i	p_c^{AB} , МПа
0	-1	$1,408 \cdot 10^{-2}$	2775	-1	$1,430 \cdot 10^{-2}$	2740
0,75	-1	$1,408 \cdot 10^{-2}$	2775	-1	$1,430 \cdot 10^{-2}$	2740
1	+1	$1,054 \cdot 10^{-3}$	4025	+1	$1,055 \cdot 10^{-3}$	4000
2	-1	$0,599 \cdot 10^{-2}$	3660	+1	$1,299 \cdot 10^{-3}$	3680
3	-1	$0,612 \cdot 10^{-2}$	3635	+1	$1,326 \cdot 10^{-3}$	3660
4	-1	$0,631 \cdot 10^{-2}$	3600	+1	$1,374 \cdot 10^{-3}$	3620
5	-1	$0,653 \cdot 10^{-2}$	3570	+1	$1,423 \cdot 10^{-3}$	3570
6	-1	$0,688 \cdot 10^{-2}$	3515	+1	$1,483 \cdot 10^{-3}$	3550
7	-1	$0,703 \cdot 10^{-2}$	3495	+1	$1,540 \cdot 10^{-3}$	3520
8	-1	$0,726 \cdot 10^{-2}$	3460	+1	$1,592 \cdot 10^{-3}$	3490
9	-1	$0,744 \cdot 10^{-2}$	3435	+1	$1,634 \cdot 10^{-3}$	3470
10	-1	$0,758 \cdot 10^{-2}$	3420	+1	$1,671 \cdot 10^{-3}$	3450
11	-1	$0,766 \cdot 10^{-2}$	3415	+1	$1,693 \cdot 10^{-3}$	3445
12	-1	$0,770 \cdot 10^{-2}$	3410	+1	$1,704 \cdot 10^{-3}$	3440
12,75	-1	$0,771 \cdot 10^{-2}$	3408	+1	$1,708 \cdot 10^{-3}$	3435
13	-1	$1,115 \cdot 10^{-2}$	3125	-1	$1,140 \cdot 10^{-2}$	3100
14	-1	$1,096 \cdot 10^{-2}$	3140	-1	$1,122 \cdot 10^{-2}$	3120
15	-1	$1,080 \cdot 10^{-2}$	3160	-1	$1,102 \cdot 10^{-2}$	3140
15,75	-1	$1,066 \cdot 10^{-2}$	3170	-1	$1,089 \cdot 10^{-2}$	3145
16	-1	$1,669 \cdot 10^{-2}$	0	-1	$1,687 \cdot 10^{-2}$	0
17	-1	$1,762 \cdot 10^{-2}$	0	-1	$1,782 \cdot 10^{-2}$	0
18	-1	$1,855 \cdot 10^{-2}$	0	-1	$1,870 \cdot 10^{-2}$	0
19	-1	$1,931 \cdot 10^{-2}$	0	-1	$1,947 \cdot 10^{-2}$	0
20	-1	$1,990 \cdot 10^{-2}$	0	-1	$2,005 \cdot 10^{-2}$	0
21	-1	$2,025 \cdot 10^{-2}$	0	-1	$2,038 \cdot 10^{-2}$	0
21,75	-1	$2,032 \cdot 10^{-2}$	0	-1	$2,047 \cdot 10^{-2}$	0
22	-1	$1,135 \cdot 10^{-2}$	3110	-1	$1,158 \cdot 10^{-2}$	3080
22,5	-1	$1,135 \cdot 10^{-2}$	3110	-1	$1,158 \cdot 10^{-2}$	3080

Из расчетной схемы действующих при алмазном выглаживании сил (рис.4) видно, что

$$F_{гц} + N_b \cos \gamma + F_{тр.ц} + 2F_{тр.н} + F_{ин} + F_{пр} = 0 ,$$

где $F_{гц} = S_{п} \cdot q_{ж}$ - сила, создаваемая давлением рабочей жидкости в рабочей зоне гидроцилиндра, Н; $S_{п}$ – площадь поперечного сечения поршня

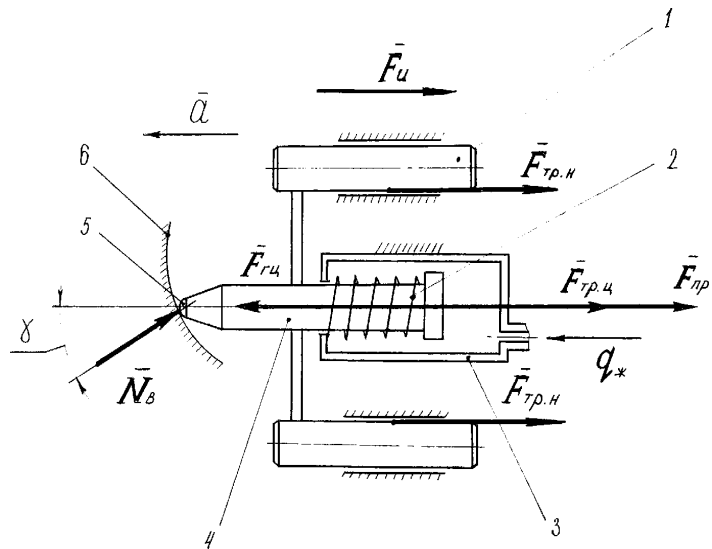
Таблица 5 . Определение значений контактных давлений p_c^{AB} , твердости НВ для точек с неопределенным видом контакта и результаты проверки условия реализации пластического ненасыщенного контакта

$\alpha^{кат}$, град	p_c^{AB} , МПа		$0,125 \cdot \alpha_t \cdot НВ$, МПа		Вид контакта	
	Рабочий режим	Номинал. режим	Рабочий режим	Номинал. режим	Рабочий режим	Номинал. режим
13	322	403	426	418	ненасыщ.	ненасыщ.
14	322	403	426	425	ненасыщ.	ненасыщ.
15	322	402	427	426	ненасыщ.	ненасыщ.
15,75	322	402	428	428	ненасыщ.	ненасыщ.

гидроцилиндра, $мм^2$; $q_{ж}$ – давление рабочей жидкости, МПа; $F_{тр.ц} = \pi db(q_{ж} + q_k) f_{тр}$ - сила трения, возникающая между штоком гидро-

цилиндра и уплотнениями, Н; $F_{и} = \frac{72hmn^2}{\Delta\alpha_1^{AB}(\Delta\alpha_1^{AB} + \Delta\alpha_2^{AB} + \Delta\alpha_3^{AB})}$ - сила

инерции подвижных частей приспособления, возникающая в процессе обработки, Н; d – диаметр поршня гидроцилиндра, мм; b – ширина уплотнений, мм; q_k – контактное давление, возникающее при монтаже уплотнений, мм; $f_{тр}$ – коэффициент трения; $2F_{тр.н} = f_{тр} mg$ - сила трения, возникающая в направляющих приспособления, Н; m – масса подвижных частей приспособления, кг; g –



уско рение свободного падения, $м / с^2$; h – высота волны обрабатываемого профиля, м; $\Delta\alpha_1^{AB}$, $\Delta\alpha_2^{AB}$ и $\Delta\alpha_3^{AB}$ - соответственно уча-

Рис . 4 . Расчетная схема действия сил при алмазном выглаживании криволинейной поверхности : 1 – направляющие , предотвращающие перекося ; 2 – пружина ; 3 – плунжерный гидроцилиндр ; 4 – шток ; 5 – инструмент ; 6 – обрабатываемый профиль

стки положительного ускорения, постоянной скорости движения катков и отрицательного ускорения, град; $F_{пр} = cx$ - сила, создаваемая пружиной, Н; c - жесткость пружины, Н / мм; x - линейное перемещение пружины, мм.

Таким образом, можно определить давление рабочей жидкости в рабочей зоне гидроцилиндра в каждой точке рассматриваемого профиля по уравнению

$$q_{ж} = \frac{-N_{в} \cos \gamma - 2F_{тр.н} - F_{и} - F_{пр} - \pi db q_{к} f_{тр}}{S_{п} + \pi db f_{тр}} . \quad (3)$$

Таблица 6 . Определение нормальных сил выглаживания $N_{в}$, обеспечивающих контактное давление p_c^{AB} в зависимости от угла $\alpha^{кат}$

$\alpha^{кат}$, град	$N_{в}$, Н		$\alpha^{кат}$, град	$N_{в}$, Н	
	Раб. режим	Ном. режим		Раб. режим	Ном. режим
0	142	136	12,75	254	260
0,75	142	136	13	202	197
1	387	380	14	205	201
2	298	303	15	209	205
3	293	299	15,75	211	206
4	291	291	16	0	0
5	281	281	17	0	0
6	270	278	18	0	0
7	267	273	19	0	0
8	260	267	20	0	0
9	256	264	21	0	0
10	254	261	21,75	0	0
11	254	261	22	198	193
12	254	261	22,5	198	193

Результаты расчетов по уравнению (3) представлены в табл. 7.

На основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований разработан методологический подход к назначению и технологическому обеспечению оптимальной закономерности распределения комплексного параметра шероховатости поверхности Δ и твердости НВ по криволинейной поверхности, позволяющих добиться сохраняемости геометрии ее профиля при изнашивании на основе:

- 1) назначения оптимальных параметров качества криволинейной поверхности;
- 2) определения зависимостей комплексного параметра шероховатости поверхности Δ и твердости НВ от режимов алмазного выглаживания;

- 3) определения численных величин давления рабочей жидкости в гидроцилиндре приспособления для алмазного выглаживания в различных точках криволинейного профиля, что позволяет обеспечить постоянство значений мощности трения на всех его участках.

Таблица 7. Определение давлений рабочей жидкости в рабочей зоне гидроцилиндра в каждой точке рассматриваемого профиля в зависимости от угла $\alpha^{\text{кат}}$

$\alpha^{\text{кат}}$, град	α^{AB} , град	$q_{\text{ж}}$, МПа		$\alpha^{\text{кат}}$, град	α^{AB} , град	$q_{\text{ж}}$, МПа	
		Рабочий режим	Номинал. режим			Рабочий режим	Номинал. режим
0	0	97,5	94,9	23	23	212,9	210,0
0,75	0,75	97,5	94,9	23,25	23,25	64,4	64,4
1	0,87	291,0	287,2	24	24,58	63,8	63,8
2	1,38	243,1	245,8	25	26,34	61,3	61,3
3	1,90	241,0	243,4	26	28,08	56,9	56,9
4	2,43	236,1	238,6	27	29,80	50,6	50,6
5	2,99	233,0	233,0	28	31,48	42,6	42,6
6	3,56	227,1	231,2	29	33,12	33,1	33,1
7	4,16	225,7	228,60	29,25	33,53	143,6	141,5
8	4,80	222,9	226,3	30	34,33	137,3	135,7
9	5,46	221,6	225,5	31	35,41	128,4	126,8
10	6,16	222,0	225,3	32	36,49	119,9	117,9
11	6,89	224,0	227,1	32,25	36,75	174,6	177,1
12	7,65	226,5	229,5	33	37,35	172,4	175,2
12,75	8,25	228,9	231,7	34	38,11	170,2	173,0
13	8,51	168,5	166,3	35	38,84	168,4	171,4
14	9,59	177,0	176,1	36	39,54	168,1	171,6
15	10,67	187,7	185,9	37	40,20	169,2	172,3
15,75	11,47	194,7	192,4	38	40,84	171,8	174,4
16	11,88	72,7	72,7	39	41,44	173,0	176,8
17	13,52	83,2	83,2	40	42,01	178,4	178,4
18	15,20	92,0	92,0	41	42,57	181,1	183,4
19	16,92	98,9	98,9	42	43,10	185,6	187,8
20	18,66	103,8	103,8	43	43,61	187,5	190,0
21	20,42	106,5	106,5	44	44,12	230,9	227,4
21,75	21,75	107,2	107,2	44,25	44,25	97,5	94,9
22	22	212,9	210,0	45	45	97,5	94,9
22,5	22,5	212,9	210,0				

Примечание. α^{AB} - текущий угол поворота радиус-вектора, соединяющего ось статора с центром кривизны алмазного индентора, используемого при выглаживании криволинейного профиля.

Библиографический список:

1. Суслов А.Г., Горленко А.О. " Контактное взаимодействие сферических пар трения " // Трение и износ. - 1994г., т.15. - №4. – с. 595 – 601.
2. Ихара, Шоу, Б.Бшухан " Конечно – элементный расчет контактных напряжений и деформаций в упругой пленке на жесткой подложке" Часть I. Нулевое трение // Проблемы трения и смазки. - 1986 г. - № 4. – с. 31-37.
- 3.Справочник по триботехнике / Под общей ред. М.Хебды, А.В.Чичинадзе, М.Машиностроение, Варшава, ВКЛ – 1989 г.

УДК 537.311:621.315

П.А. Борисов, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова
Тверской государственный технический университет

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗРУШЕНИЯ ОКИСНЫХ ПЛЕНОК НА МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ГРАНУЛАХ

Свойства поверхностных пленок, в том числе процессы их разрушения, оказывают большое влияние на электропроводность порошкового металлического материала [1]. В статье описаны результаты экспериментального исследования разрушения поверхностных пленок в контакте гранул металлического порошкового материала.

Для исследований использовались шаровые гранулы из молибдена *Mo*, алюминия *Al*, меди *Cu*, хрома *Cr*, серебра *Ag* и циркония *Zr*. Перенос электрического заряда через индивидуальный контакт гранул порошкового материала осуществляется по металлическим мостикам, возникающим в результате механического разрушения или электрического пробоя окисных пленок [2], туннелированием электронов через тонкие пленки и надбарьерной эмиссией электронов [3]. Исследование электрического разрушения проводили в области упругой деформации гранул, исследование механического разрушения - в области пластической деформации. Для разграничения этих областей экспериментально определены значения микротвердости H_μ и рассчитаны величины критических нагрузок $N_{кр}$ (табл.) для исследованных материалов по формуле [4]

$$N_{кр} = \frac{9\pi^3}{16} \cdot \frac{R^2 H_\mu^3}{E^{*2}},$$

где R - средний радиус гранул, H_μ - микротвердость материала гранул, E^* - эквивалентный модуль Юнга.

Для изучения разрушения поверхностных пленок исследовались

Значение микротвердости и критическая нагрузка для исследованных материалов

Материал	Средний диаметр, мм	Микротвердость, МПа	Критическая нагрузка, Н
Молибден	0,6	1300	0,29
Алюминий (сплав)	0,9	97	0,002
Медь	1,0	516	0,25
Хром	1,3	7630	180
Серебро	0,7	255	0,03
Цирконий (сплав)	0,8	1220	6,5

вольтамперные характеристики индивидуальных контактов. На рис. 1, 2, 3 представлены характерные статические вольтамперные характеристики (ВАХ) для контактов гранул серебра, молибдена и циркония при различных нагрузках. Практически все ВАХ нелинейны, на некоторых из них имеются участки с отрицательным динамическим сопротивлением $dU/dI < 0$. Такое поведение ВАХ типично для контактов с поверхностными пленками и часто наблюдается в экспериментах [5]. В контактах частиц из серебра и молибдена наблюдаются участки падения напряжения ($dU/dI < 0$), сменяющиеся дальнейшим ростом. Такое поведение объясняется электрическим пробоем (фриттингом) пленок.

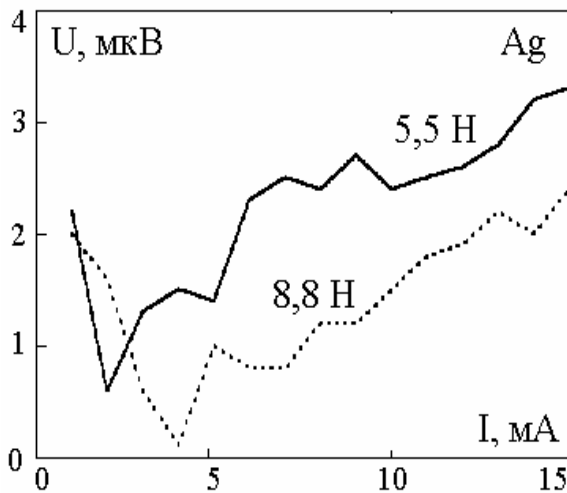


Рис. 1. ВАХ для гранул Ag

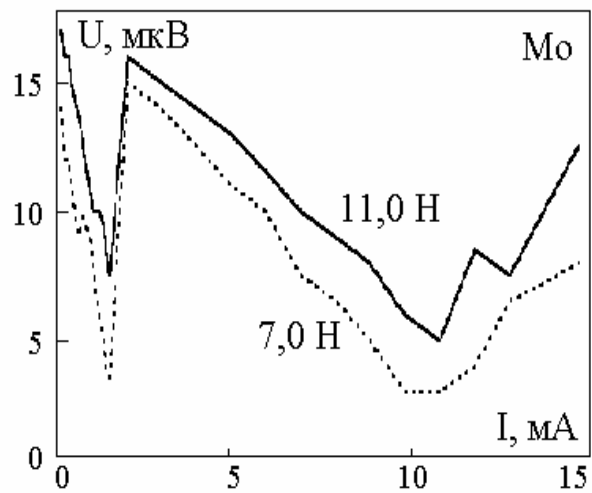


Рис. 2. ВАХ для гранул Mo

Фриттинг может выражаться в образовании проводящих металлических мостиков в непроводящей пленке (так называемый А-фриттинг) [2]. Расплавленный металл втягивается в образовавшийся канал, образуя металлический мостик, который затем затвердевает. В результате образуется контакт с металлической проводимостью. При каждом пробое сопротивление контакта резко падает (рис. 1, 2). При увеличении тока растет температура

контактного соединения, что интенсифицирует процесс образования оксидных пленок, за счет чего сопротивление контакта начинает возрастать.

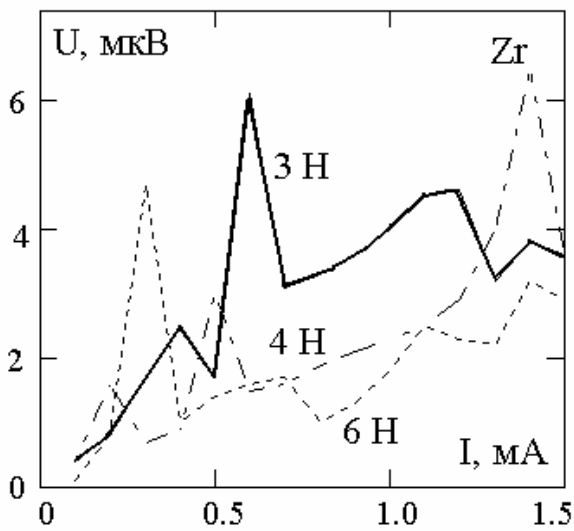


Рис. 3. ВАХ для гранул Zr

что подтверждает предположение о наличии участков металлической проводимости с разрушенными пленками. В контактах гранул из хрома линейность ВАХ (рис. 5) объясняется, по-видимому, наоборот, отсутствием пластических деформаций и неразрушенными пленками. Известно, что при достаточно тонких пленках ВАХ как туннельной, так и надбарьерной проводимости практически линейны [3].

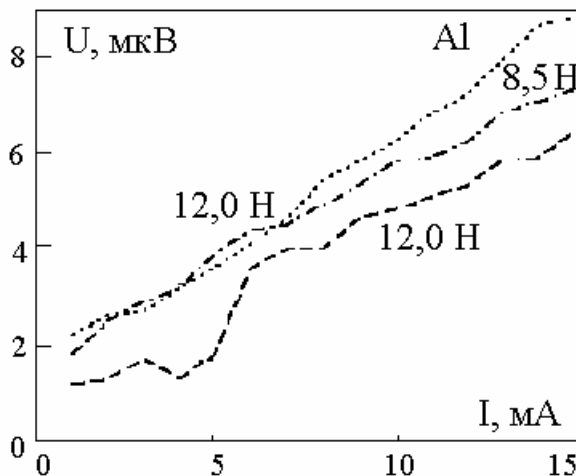


Рис. 4. ВАХ для гранул Al

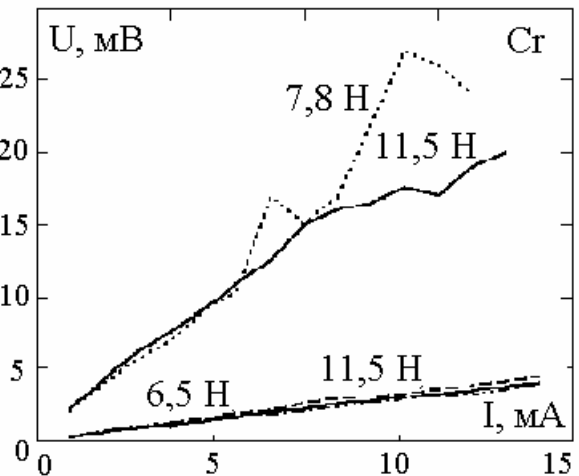


Рис. 5. ВАХ для гранул Cr

На рис. 6 изображены ВАХ для меди и хрома при увеличении и уменьшении силы тока через контакт. Их анализ позволяет сделать следующие выводы. Для меди прямые 1 и обратные 2 ветви ВАХ практически совпадают. Это свидетельствует о металлическом характере контакта и омическом механизме проводимости. Так как медь - достаточно мяг-

Наряду с этим процессом может наблюдаться и увеличение размеров (расширение) уже существующих металлических участков, образовавшихся ранее в результате механического разрушения пленки (так называемый В-фриттинг) [2]. В этом случае падение напряжения на контакте опережает рост тока, и наклон ВАХ (dU/dI) отрицателен (участки плавного снижения напряжения на рис. 2 и 3).

Для алюминиевых гранул ВАХ близки к линейным (рис. 4),

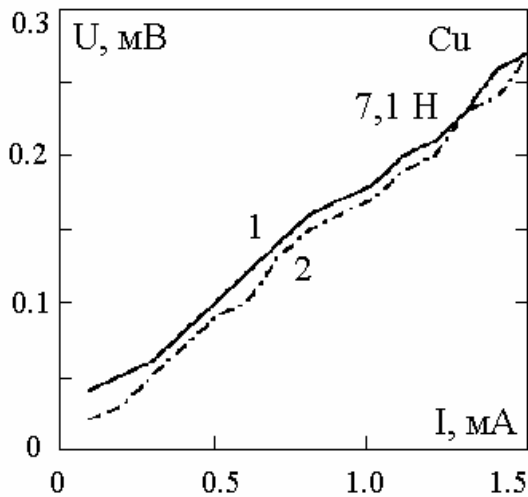


Рис. 6. ВАХ для гранул Cu

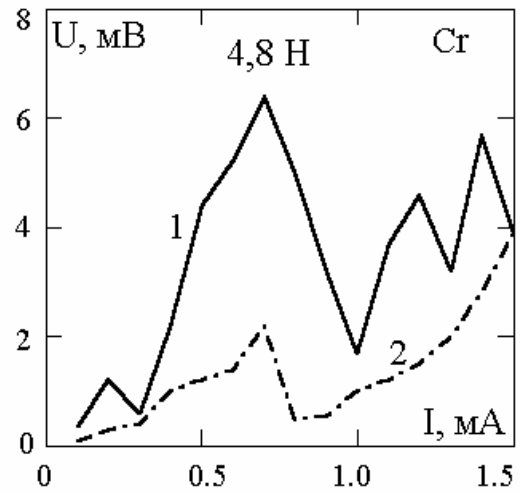


Рис. 7. ВАХ для гранул Cr

кий металл, в процессе нагружения поверхностные пленки разрушаются механически, в контакт вступают металлические участки поверхности, а при металлическом типе проводимости величина силы тока не влияет на проводимость единичного контакта.

Иная картина наблюдается для хрома. Практически на всех ВАХ (рис. 7) наблюдается гистерезис: прямая 1 и обратная 2 ветви не совпадают. Это объясняется, на наш взгляд, неметаллическим характером еди-

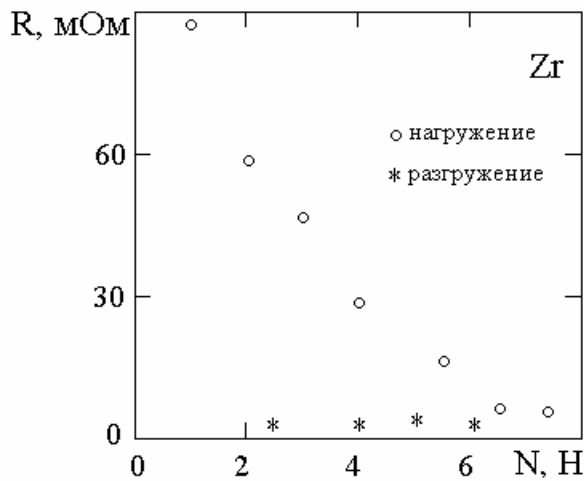


Рис. 8. Механический гистерезис для гранул Zr

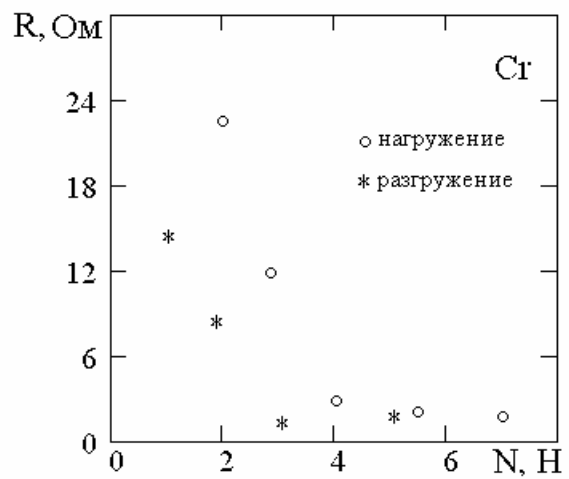


Рис. 9. Механический гистерезис для гранул Cr

ничного контакта и неомическим типом проводимости. Так как хром — твердый металл, при тех значениях сжимающих нагрузок, при которых снимались ВАХ, контакт, очевидно, оставался упругим. При упругом контакте механического разрушения поверхностных пленок не происходит. Хотя величина максимального падения напряжения в контакте в наших экспериментах ограничена значением 20 мВ, этого, по-видимому, доста-

точно для создания в поверхностной пленке на хrome напряженности поля, вызывающей необратимые изменения электрических свойств поверхностных пленок. Если предположить, что толщина поверхностной пленки на хrome составляет порядка единиц нанометров, то напряженность электрического поля в пленке порядка 10^7 В/м. При таких значениях напряженности уже возможен электрический пробой поверхностной пленки [2]. На рис. 8 и 9 представлены зависимости сопротивления единичного контакта, полученного в результате линейной аппроксимации ВАХ, от нагрузки при нагружении и разгрузке для частиц циркония и хрома. Для гранул циркония зависимость имеет характерный вид, свидетельствующий о явном гистерезисе сопротивления контакта. При нагружении сопротивление падает, а при разгрузке слабо зависит от нагрузки. Такое поведение объясняется, по-видимому, наличием пластических деформаций в контакте и разрушением поверхностных пленок при деформации. В результате сформировавшаяся при нагружении проводящая площадка контакта остается практически неизменной при разгрузке. Для гранул хрома наблюдается рост сопротивления при разгрузке контакта, так как исследуемый интервал сжимающих нагрузок соответствует упругому контакту. При разгрузке контакта происходит упругое восстановление деформированного материала и уменьшение проводящей площадки контакта. Однако и в этом случае наблюдается некоторый гистерезис сопротивления, связанный, по-видимому, с микросдвигами или деформацией микрошероховатостей на поверхности гранул.

Библиографический список

1. Измайлов В.В., Новоселова М.В. Исследование электромеханических характеристик порошковых материалов // Механика и физика фрикционного контакта: Межвуз. сб. научн. тр.-Тверь: ТГТУ, 1998. С. 38-43.
2. Хольм Р. Электрические контакты. -М.:Изд. иностр. лит-ры, 1961. 464 с.
3. Основные механизмы переноса носителей заряда в пленочных системах / М.Н. Елинсон, Г.В. Степанов, П.И. Перов, В.И. Покалякин // Вопросы пленочной электроники: Сб. тр. - М.: Сов. радио, 1966. С. 5-81.
4. Нетягов П.Д., Измайлов В.В. Упругопластический контакт единичной неровности // Изв. вузов. Машиностроение. 1975, № 5. С. 16-20.
5. Бородулин В.Н., Светлаков В.И.. Влияние поверхностных пленок на вольтамперные характеристики слаботочных контактов // Материалы и элементы электронной техники и электротехники: Сб. научн. тр. №103. М.: Моск. энерг. ин-т, 1986. С. 77-82.

УДК 621. 891

В.А. Погонышев, С.А. Погонышев, Н.А. Романеев, А.П. Попов
Брянская государственная сельскохозяйственная академия,
Брянская государственная инженерная технологическая академия

ВЛИЯНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ НА ИХ ДЕМПФИРУЮЩИЕ СВОЙСТВА

Задача повышения износо - и фреттингостойкости деталей машин решается модифицированием поверхностей. Видоизменение поверхности трения заключается в получении композиционных покрытий на основе цветных металлов, пористых стальных покрытий, многослойных пленок пластичных металлов и получения поверхностей с оптимальной шероховатостью. Одним из важных моментов в модифицировании поверхностей является гашение колебаний пленками пластичных металлов с учетом шероховатости поверхности.

Обозначим через $\mu(x)$ погонную массу стержня (кг/м); $S(x)$ - площадь поперечного сечения (м^2); E - модуль Юнга (н/м^2).

Пусть $y(x,t)$ - продольное смещение какого-либо сечения стержня в момент времени t , $N(x,t)$ - интенсивность внешней продольной нагрузки, L^* - путь трения (м). В общем случае уравнение продольных колебаний стержня [6] получается как необходимое условие экстремума функционала

$$\Phi = \frac{1}{2} \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L^*} \left[\mu(x) \left(\frac{\partial y}{\partial t} \right)^2 - ES \left(\frac{\partial y}{\partial x} \right)^2 - Ny \right] dx dt .$$

Интеграл от первого и двух последних слагаемых в квадратных скобках представляет собой соответственно кинетическую и потенциальную энергию системы.

Уравнение продольных колебаний стержня, когда жесткость ES постоянна по всей длине стержня, имеет вид:

$$\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} - c^2 \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} + 2\beta \frac{\partial y}{\partial t} = 0 \quad , \quad \text{где } c^2 = \frac{ES}{\mu} \quad (1)$$

Введем обозначение

$$2\beta = \gamma \frac{\mu EL}{S\sqrt{\rho H}} \quad , \quad (2)$$

где γ - безразмерный коэффициент, характеризующий пластические свойства материалов, H - твердость материала, L - длина образца, ρ - плотность испытуемого материала.

Решение уравнения (1) в соответствии с методом Фурье с учетом начальных и граничных условий имеет вид:

$$y_k(x, t) = e^{-\beta t} \sum_{i=1}^{\infty} (a_k \cos \omega_k t + b_k \sin \omega_k t) \sin(k\pi x/L), \quad (3)$$

$$\text{где } a_k = \frac{2}{L} \int_0^L f(x) \sin(k\pi x/L) dx; \quad b_k = \frac{2}{(L\omega_k)} \int_0^L F(x) \sin(k\pi x/L) dx + \beta a_k / \omega_k.$$

Необходимо выяснить, как изменяется β с изменением шероховатости поверхности. Известно, что контактирующие поверхности твердых тел имеют макро - и микронеровности, вследствие чего первоначальный контакт происходит только в трех точках [4]. Так как фактическая площадь контакта в первоначальный момент времени очень мала, то даже при достаточно небольших нагрузках напряжение в этих точках значительно превышает предел текучести материала, что вызывает пластические деформации на вершинах выступов шероховатости, вступивших в контакт.

Характер упругопластических деформаций определяется переходным процессом демпфирования колебаний и существенно зависит от геометрических и физико-механических параметров контактирующих выступов шероховатости поверхности. При этом если сближение у поверхностей контактирующих тел будет меньше некоторого критического сближения $u < u_{кр}$, то переходный процесс будет иметь упругий характер. Если же $u > u_{кр}$, то процесс будет иметь характер пластических деформаций.

В соответствии с работами [1-5] фактическая площадь контакта при пластических деформациях выступа определяется по формуле:

$$A_{гi} = N_i / c' \sigma_T, \quad (4)$$

где $A_{гi}$ - фактическая площадь i -го контакта, N_i - нагрузка на фактическую площадь контакта выступа $A_{гi}$, c' - коэффициент оттеснения, σ_T - предел текучести материала.

Применительно к реальной поверхности твердых тел, находящихся в контакте под действием нормальной нагрузки N , фактическая площадь контакта $A_{г}$ определяется с учетом шероховатости, волнистости и макротклонений и вычисляется по формуле

$$A_{г} = N / c' \sigma_T,$$

Для всех твердых тел характерно то, что переходный процесс носит характер больше пластических, чем упругих деформаций в течение короткого интервала времени после приложения нагрузки [4].

Рассмотрим одну из известных моделей профиля шероховатости поверхности [4], характерных для деталей, полученных точением или фрезерованием с последующим шлифованием (рис. 1). Данная модель является частным случаем параболоида n -го порядка при $n = 1$.

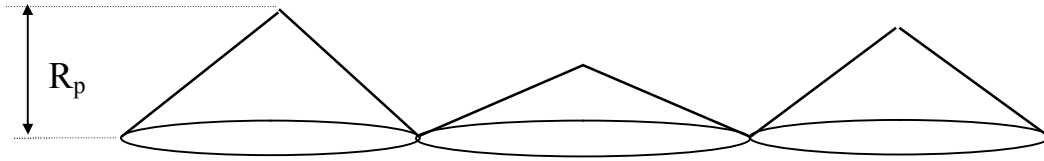


Рис. 1. Модель профиля шероховатости

Нагрузка, приходящаяся на отдельный выступ, в соответствии с формулой (4) определяется равенством

$$N_i = c' \sigma_T A_{r_i} . \quad (5)$$

С учетом принятой геометрической модели шероховатости получаемые сечения являются эллипсами, площадь которых определяется уравнением

$$A_{r_i} = \pi a' b' ,$$

где a' , b' - текущие полуоси эллипса в поперечном и продольном направлениях. Выразив a' и b' через текущее значение y , получим

$$A_{r_i} = \pi a b y_{ш}^2 / (R_{рпоп} R_{рпр}) ,$$

где $R_{рпоп}$ и $R_{рпр}$ - высота сглаживания в поперечном и продольном направлениях, а и b - полуоси основания эллипса.

Заметим, что для нашего случая, когда после точения при подготовке поверхности под нанесение пленок пластичных металлов методом ФАБО используется шлифование, $R_{рпоп} = R_{рпр} = R_p$

Тогда фактическая площадь контакта будет

$$A_{r_i} = \pi a b y_{ш}^2 / R_p^2 , \quad (6)$$

а номинальная площадь -

$$A_{a_i} = \pi a b \quad (7)$$

Так для шероховатости, учитывая, что полуоси эллипсов на уровнях средних линий соответственно будут

$$a = S_m t_m / 200; \quad b = S_{mnp} t_{mnp} / 200 ,$$

получим выражение для определения площади эллипса через характеристики поперечного и продольного ее профилей:

$$Ar_i = \pi S_m t_m S_{mnp} t_{mnp} y_{ш}^2 / (4 \cdot 10^4 R_p^2), \quad (8)$$

где S_m , S_{mnp} , t_m , t_{mnp} - относительная длина профиля на уровне средней линии и средний шаг неровностей в поперечном и продольном сечениях.

Суммарная площадь взаимодействия по всей поверхности будет определяться как

$$Ar = n Ar_i, \quad (9)$$

а номинальная площадь

$$Aa = n Aa_i, \quad (10)$$

где n - число выступов

Модель взаимодействия абсолютно твердой ровной поверхности с пластичным элементом шероховатости в виде конуса приведена на рис. 2. Пунктирной линией обозначен момент начала взаимодействия, т.е. при отсутствии нагрузки. Сплошной линией показана максимальная деформация конуса с учетом упруго - пластического взаимодействия. Штрих пунктирной линией показана форма конуса после снятия нагрузки, т.е. результат пластической деформации тела. При последующем взаимодействии абсолютно твердая поверхность будет действовать на выступ усеченного конуса площадью Ar_i . В дальнейшем будем считать, что пластическая деформация отсутствует, т.е. взаимодействие носит характер упругих деформаций.

Введем в рассмотрение коэффициент K_n , характеризующий пластические свойства выступов материала при взаимодействии.

$$K_n = (Aa - Ar) / Aa = 1 - \eta_3 = 1 - \eta_1 \eta_2, \quad (11)$$

где η_1 , η_2 , η_3 - относительные площади контакта [3], численно равные

$$\eta_1 = Ar / Ac, \quad \eta_2 = Ac / Aa, \quad \eta_3 = Ar / Aa. \quad (12)$$

Тогда коэффициент γ будет описываться уравнением

$$\gamma = \gamma_0 (1 - K_n) = \gamma_0 \eta_3 = \gamma_0 \eta_1 \eta_2, \quad (13)$$

где γ_0 - коэффициент пропорциональности, характеризующий пластические свойства материалов в стационарном режиме деформаций при отсутствии шероховатости поверхности.

Тогда с учетом (2)

$$\beta = \gamma_0(1 - K_n) \frac{\mu EL}{2S\sqrt{\rho H}} = \frac{\gamma_0 \eta_1 \eta_2 \mu EL}{2S\sqrt{\rho H}} \quad (14)$$

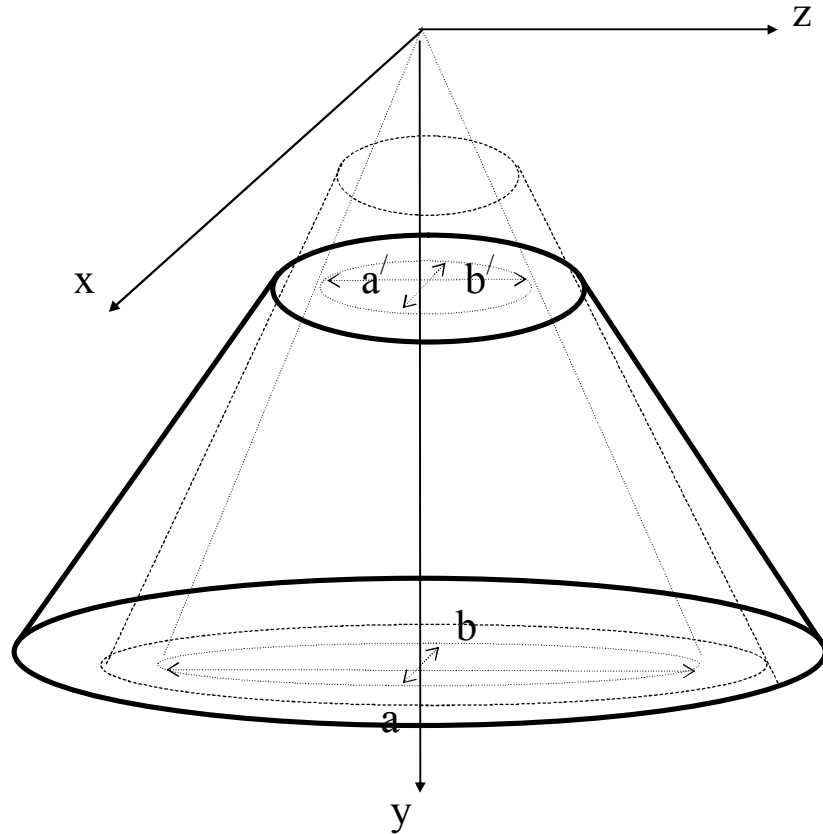


Рис. 2. Модель взаимодействия шероховатости пластичного выступа с абсолютно твердой гладкой поверхностью: - - - - - исходная форма, - - - - - после снятия нагрузки, ——— в момент окончания удара

Подставляя последовательно (13), (12), (9), (10), (6) и (7) в (14), получим:

$$\beta = \frac{\gamma_0 A_r \mu EL}{2A_a S \sqrt{\rho H}} = \frac{\gamma_0 \mu EL \pi a b n y^2}{2A_a S R_p^2 \sqrt{\rho H}} \quad (15)$$

где $y^2 = (y_{пл.} + y_{упр})^2$.

Из физического рассмотрения процесса, подставляя (8) в (5), с учетом (9) и считая $N = nN_i$, получим пластическое сближение

$$y_{пл.} = \frac{2 \cdot 10^2 R_p \sqrt{N}}{\sqrt{\pi c' \sigma_r S_m t_m S_{mnp} t_{mnp} n}} \quad (16)$$

а упругое сближение $y_{уп}$ может быть [4] выражено уравнением

$$y_{уп} = \frac{1-\mu^2}{\pi E} \int_{A_{ri}} \frac{P_0 dA_{ri}}{r_i} = \frac{1-\mu^2}{\pi E} \int_0^\pi d\varphi \int_{2L_i} P_0 dr_i ,$$

где P_0 - давление на фактической площади контакта, $P_0 = c' \sigma_T$.

При нестационарном режиме учитывается пластическая составляющая сближения ($y_{пл}$) и упругая ($y_{уп}$), а при стационарном режиме пластической составляющей сближения можно пренебречь ($y_{пл} = 0$).

Анализ решения уравнения (3) с учетом введенного коэффициента K_n (11) показывает, что с увеличением K_n , а, следовательно, с увеличением β скорость затухания колебаний увеличивается, что улучшает гашение колебаний.

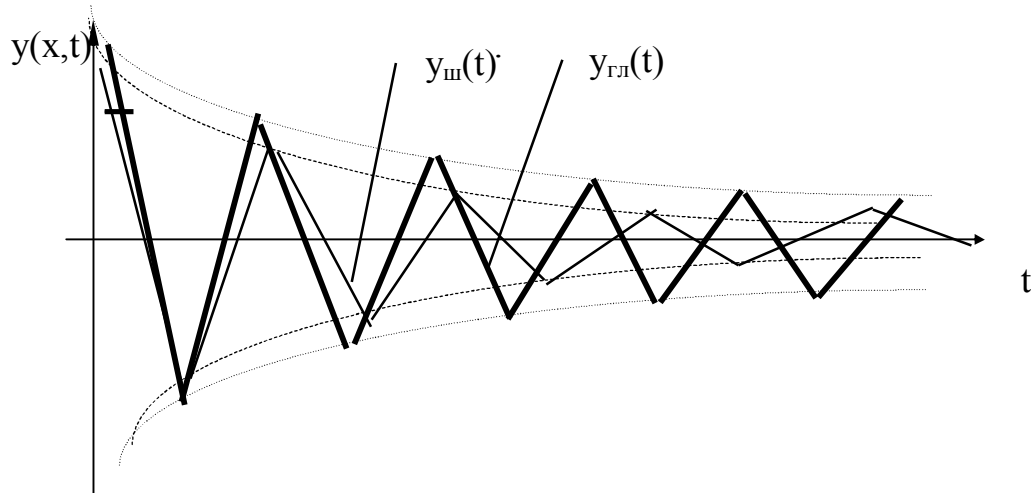


Рис. 3. Экспериментальное подтверждение теории демпфирования колебаний стержня (при $x = L$) для шероховатой и гладкой поверхностей.

Экспериментальные данные подтверждают, что эффект от применения пластичных пленок для демпфирования колебаний может быть усилен за счет использования шероховатых пленок пластичных металлов.

В любой системе переходные процессы считаются нежелательными. Из разработанной математической модели и экспериментальных данных следует, что с целью уменьшения влияния переходных процессов на качество демпфирования колебаний, что в свою очередь ускоряет процесс приработки, целесообразно использовать в качестве первого слоя пленки более пластичных металлов. В этом случае A_r быстрее стремится к A_a , тогда из формулы (13) $\gamma = \gamma_0$ и начинает работать более эффективно модель стационарного процесса, описанного формулами (2), (3) и (16).

Введенное обозначение $(\kappa c/L)^2 - \beta^2 = \omega^2$ свидетельствует о том, что изменение коэффициента β влечет за собой и изменение собственных частот ω_k :

$$\omega_{\kappa} = \frac{\sqrt{\left(\frac{\kappa\pi c}{L}\right)^2 - (\gamma_0\eta_1\eta_2EL)^2}}{2S\sqrt{H\rho}} .$$

Анализ полученных уравнений (13) и (15) с учетом переходных процессов, а также полученных экспериментальных данных показывает, что возрастание β вследствие увеличения K_n приводит к снижению ω_{κ} . Однако данное уменьшение оказывает существенное влияние на демпфирующие свойства материала.

Поэтому для более эффективного гашения колебаний возможны два способа: первое, что является очевидным – необходимо улучшать качество поверхности, добиваясь оптимальной шероховатости; а второе - использовать на поверхности трения пленки пластичных металлов.

Библиографический список

1. Демкин Н.Б., Алексеев В.М., Сутягин О.В. Исследование деформирования твердосмазочных покрытий, // Трение и износ. Т. 9. № 3. 1988. С. 389-396
2. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. - М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
3. Демкин Н.Б. Физические основы трения и износа - Калинин: Калининский гос. ун-т. КГУ, 1981. 116 с.
4. Рыжов Э.В., Колесников Ю.В., Суслов А.Г. Контактное взаимодействие твердых тел при статических и динамических нагрузках. - Киев: Наукова думка, 1980. 188 с.
5. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. - М.: Машиностроение, 1998. 208 с.
6. Бабаков И.М. Теория колебаний: Изд. 2. - М.: Наука, 1965. 254 с.

УДК 539.374:537.311.4

А.Ф.Гусев, В.В.Измайлов
Тверской государственной технической университет

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ФОРМИРОВАНИИ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО СОЕДИНЕНИЯ КАБЕЛЬНЫХ ЖИЛ И НАКОНЕЧНИКОВ МЕТОДОМ ОПРЕССОВКИ

В данной статье продолжено рассмотрение неразъемного электроконтактного соединения кабельной жилы с кабельным наконечником, вы-

полненное методом опрессовки (рис. 1). В предыдущем сообщении [1] проведен теоретический анализ процесса деформации с целью определения оптимальной геометрии рабочей части инструмента вдавливания (пуансона) и оптимальных усилий и глубины вдавливания. В настоящем сообщении приводятся результаты экспериментальных исследований, выполненных на моделях и реальных контактных соединениях.



Рис. 1. Фотография
наконечника

Методика эксперимента на модельном материале

С целью проверки полученных теоретических результатов и уточнения формы и размеров деформирующего инструмента были выполнены исследования на модельном материале. В ряде исследований в качестве модельной среды используется пластилин, что позволяет достаточно легко проследить и наглядно представить все стадии процесса формоизменения. Эксперименты показывают, что результаты, полученные на пластилиновых моделях, достаточно хорошо соответствуют

расчетам, выполненным в предположении деформации жесткопластичного тела. Это обстоятельство, а также возможность выполнения экспериментов на укрупненных моделях при доступных экспериментальных нагрузках и с большой повторяемостью и наглядностью обусловили выбор модельного пластилинового материала.

Модельные гильзу и жилу изготавливали из пластилина разного цвета. Непосредственно перед экспериментом материал выдерживали несколько минут при температуре 15°C . Модели обоймы и инструмента были изготовлены из органического стекла, что позволяло проследить за деформацией в процессе внедрения инструмента.

Пропорции модели были выбраны исходя из соотношения средних диаметров для нескольких типоразмеров стандартных гильз и кабельных жил.

Эксперименты выполняли в следующей последовательности:

изготавливали по размерам пластилиновую модель гильзы в виде кольца;

изготавливали пластилиновую модель жилы в виде цилиндра и предварительно деформировали ее, придавая форму стандартной жилы;

все поверхности смазывали глицерином;

помещали модели гильзы и жилы в обойму и наносили на торцевые поверхности моделей прямоугольную сетку с шагом в 5 мм. Такая же сетка

имелась на боковых прозрачных стенках обоймы. До деформации сетки совпадали;

закрепляли боковые стенки, ограничивающие осевую деформацию материала;

помещали между направляющими поверхностями обоймы модели пуансонов различной формы и размеров;

помещали модель на прибор ПКД-5 [2] для исследования деформаций и прикладывали к пуансону нагрузку при помощи винтового пресса через динамометр системы Токарева с индикатором часового типа;

нагрузку контролировали в течение всего процесса заглабления. Остаточную глубину определяли, отсчитывая заглабление пуансона по шкале штангенциркуля;

деформацию прекращали при достижении полного заполнения свободного объема деформируемым материалом, которое определяли визуально;

по окончании эксперимента делали фотографию деформированной сетки на торцевых поверхностях моделей гильзы и жилы;

модель гильзы разрезали и разнимали гильзу и жилу;

по степени адгезии жилы и гильзы и по величине и расположению площадок фактического контакта между поверхностями жилы и гильзы судили о качестве контакта.

Эксперименты по вдавливанию инструментов клиновидной формы

Были изготовлены клиновидные модели инструмента с углом при вершине клина 30, 45, 60 и 90°, которые полностью перекрывали области оптимальных расчетных углов [1], а также модель с углом при вершине 180°, т.е. плоский штамп.

Экспериментально было установлено следующее:

В начальной стадии гильза деформируется пластически – «сплющивается» до момента контакта гильзы с жилой. При этом заглабление инструмента в объем материала гильзы незначительно для всех углов клина.

С момента контакта деформированной гильзы с верхней частью жилы внедрение инструмента происходит как в единое полупространство, образуемое материалом гильзы и жилы, что и предполагалось при теоретическом рассмотрении.

Основную деформацию испытывает материал гильзы, что наглядно видно по деформации сетки, нанесенной на торец модели.

При деформации клиновидным инструментом сильно проявляются два негативных процесса:

«прорезание» (нарушение сплошности) материала гильзы инструментом;

преимущественное распространение поля деформации не в глубь жилы, то есть оттеснение материала инструментом в стороны от оси внедрения инструмента.

Прорезание гильзы является крайне нежелательным результатом. Это ведет к ослаблению жесткости гильзы, и в реальном контакте можно прогнозировать развитие процесса ползучести, особенно при нагревании контакта, что вызовет рост контактного сопротивления.

Слабое распространение деформации в материал жилы приводит к плохому контакту жилы и гильзы практически по всей поверхности нижнего полуцилиндра. Надежный контакт и сильная адгезия наблюдаются только в верхней части контакта, т.е. непосредственно под инструментом. Большая деформации жилы имеет место при острых углах клина и, соответственно, при большем заглублении инструмента. Но она сопровождается «прорезанием» гильзы. При более тупых углах гильза прорезается меньше, но контакт между гильзой и жилой хуже. Также при всех углах при вершине клина происходит сильное вытеснение материала гильзы боковыми гранями вверх навстречу движению инструмента и в зазор между инструментом и обоймой. Последнее наблюдается на заключительной стадии внедрения. Кроме того, при тупых углах, особенно при деформации плоским штампом, имеет место крутая зависимость нагрузки от внедрения. Поэтому даже при предельных для испытательной установки нагрузках не достигается полного заполнения свободного объема.

Эксперименты по вдавливанию инструментов комбинированной формы

Для исключения «прорезания» гильзы были изготовлены и испытаны инструменты клиновой формы с закруглением при вершине. Радиус закругления составлял от 4 мм до половины ширины инструмента. В данных экспериментах не было получено удовлетворительных результатов. При малых радиусах закругления гильза разрушается, как и в первом случае. С увеличением радиуса закругления уменьшается глубина внедрения инструмента и, следовательно, контакт гильзы и жилы в нижней части, т.е. в пределе имеем картину деформации, близкую к внедрению плоского пуансона. Также не устраняется вытеснение материала гильзы вверх.

Для устранения указанных недостатков и получения более плотного соединения были исследованы инструменты комбинированной формы. Здесь угол клина постепенно возрастает от более острого при вершине к более тупому при основании, причем эти углы лежат в области оптимальных теоретических углов [1]. Только у основания клина был переход к плоскому штампу.

При применении данного инструмента наблюдается достаточно глубокая деформация жилы, однако область деформации сосредоточена в ос-

новном вдоль оси внедрения инструмента. По большей части боковых поверхностей жилы и гильзы контакт плохой. Переход к тупому клину у основания уменьшает вытеснение материала в зазор обоймы, но для полного устранения вытеснения требуется точное определение остаточной глубины внедрения. Во всех экспериментах с данной формой инструмента гильза прорезалась.

Устранить «прорезание» гильзы и обеспечить достаточно полное заполнение свободного объема позволяет инструмент, в котором угол клина постепенно уменьшается от вершины к основанию в пределах оптимального расчетного угла. Варьируя данную форму инструмента, удалось обеспечить более равномерное отеснение материала жилы к стенкам гильзы, но не устранить его вытеснение вверх.

Эксперименты по вдавливанию ступенчатого клинового инструмента

Как показывает теоретический анализ [1], изменить форму поля линий скольжения материала при внедрении в него жесткого клина возможно не только меняя форму клина, но и влияя на величину коэффициента контактного трения. Как показывает эксперимент на модельном материале, при заданном угле при вершине желательнее наиболее глубокое проникновение области деформации в материал жилы, что достигается повышением коэффициента контактного трения до максимума: подбором материала инструмента, имеющего наибольший коэффициент трения в паре с алюминием, или намеренным увеличением шероховатости инструмента. Однако увеличение шероховатости также повысит усилие, необходимое для удаления инструмента после деформации. Наиболее простым и эффективным способом в данном случае является выполнение боковых поверхностей клина не гладкими, а ступенчатыми.

Были изготовлены модели инструментов ступенчатой формы, причем ступени выполнялись на клиньях с различными углами при вершине. Эксперименты показали, что наилучшие результаты получаются при ступенчатом комбинированном клине с более тупой вершиной и уменьшающимся к основанию углом между гранями. При данной форме инструмента получается достаточно большая деформация гильзы, что обеспечивает полное заполнение свободного пространства и достаточно плотное соединение. При этом не нарушается сплошность гильзы у вершины инструмента. Материал гильзы, прилегающий к боковым граням инструмента, не вытесняется вверх, а увлекается вслед за инструментом.

Максимальное усилие вдавливания инструмента при всех углах клина примерно одинаково (см. табл.) При ступенчатом клине усилие значительно больше, чем при гладком.

Табл. Среднее усилие вдавливания пуансона в экспериментах на модельном материале

	Заглубление h, мм	5	10	15	20	25	h_{\max}^*	Примеч.
1.	Гладкий клин, 85°	26	40	84	124	-	140	Прорезание гильзы
2.	Ступенчатый клин, 45°	23	40	80	108	136	136	То же
3.	То же, 60°	23	40	80	110	146	144	
4.	То же, 75°	22	32	69	129	-	129	
5.	Комбиниро- ванный клин, от 45° до 60°, гладкий	20	40	72	80	130	130	Прорезание гильзы
6.	То же, сту- пенчатый	24	36	49	92	145	145	
7.	Комбиниро- ванный клин, от 90° до 120°	16	48	80	130	-	130	

* h_{\max} – максимальное заглубление, при котором заполняется свободный объем.

Таким образом, наиболее приемлемой формой клинового инструмента является клин с углом, меняющимся от основания к вершине в теоретически рассчитанных пределах от 45 до 60°, на боковых поверхностях которого выполнены ступеньки параллельно основанию клина. Боковые стороны ступенек рекомендуется выполнять расходящимися к основанию с уклоном оси не менее 5 – 7°, чтобы облегчить удаление инструмента после опрессовки.

Эксперименты на модели кабельного наконечника

С целью проверки результатов, полученных теоретически и экспериментально на модельном материале, были выполнены эксперименты на моделях, изготовленных из материалов реальных кабельных наконечников.

Модель гильзы изготовили из стандартного наконечника, расточив внутренний диаметр гильзы. Модельную жилу вытачивали из электротехнического алюминия. Обойма и инструмент (пуансон) были изготовлены из конструкционной стали.

Опыты выполняли в следующей последовательности. Обойму с модельной гильзой и наконечником помещали на подвижный шток прибора для измерения деформаций ПКД-5, инструмент жестко закрепляли в гнезде на верхней части рамы прибора. Нагрузку прикладывали при помощи

винтового пресса через динамометр. Нагрузка измерялась непрерывно в течение всего процесса деформации. Остаточную глубину определяли непрерывно, замеряя глубину внедрения инструмента по шкале штангенциркуля.

В процессе опрессовки непрерывно измеряли переходное электросопротивление в контакте гильза – жила по четырехпроводной схеме. Через контакт пропускали постоянный ток от источника стабилизированного тока ТЭС-42. Контактную разность потенциалов между электродами, закрепленными вблизи поверхности контактирования на жиле и гильзе, измеряли цифровым микровольтметром В2-36.

В результате экспериментов было установлено следующее. При опрессовке инструментом клиновидной формы процесс деформации гильзы и жилы аналогичен деформации модельного материала. На начальной стадии происходит осадка гильзы до контакта с жилой. Затем деформируется преимущественно гильза. Гильза полностью «прорезается» инструментом, который незначительно внедряется в материал гильзы. Даже при максимальной усилении, равном $3 \cdot 10^4$ Н, не получено плотного соединения. Большая часть свободного объема остается незаполненной, и поэтому вытеснения материала гильзы вверх в зазор обоймы не наблюдается.

Исследования внедрения ступенчатого инструмента подтвердили, что данная форма инструмента наиболее приемлема. На фотографии (рис. 2) показан поперечный разрез соединения, полученного для гильзы с наружным диаметром 16 мм после часового травления в растворе гидроксида калия. Травление проводили, чтобы выявить границу контакта гильза – жила. Глубина внедрения инструмента соответствовала расчетной для данного инструмента и типоразмера гильзы. На фотографии хорошо видно, что жила претерпела существенную деформацию, причем сплошность стенки гильзы не нарушается. Наличие свободного незаполненного материалом пространства связано с тем, что на данной модели не ограничивается осевая деформация гильзы и жилы, которая вносит заметные искажения, так как длина гильзы и жилы имеет тот же порядок величины, что и диаметр.



Рис. 2. Поперечный разрез соединения

Осевая деформация, хотя и в значительно меньшей степени, имеет место и при опрессовке реального соединения. Ее необходимо компенсировать увеличением внедрения инструмента по сравнению с расчетным.

Последнюю величину желательно скорректировать экспериментально для каждого типоразмера наконечника.

Динамика роста нормального усилия N на инструменте и динамика сни-

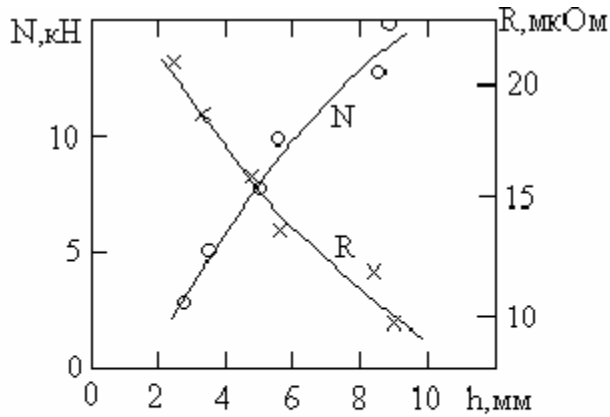


Рис.3. Зависимость усилия опрессовки и электросопротивления от глубины внедрения инструмента

жения контактного сопротивления R в процессе опрессовки показаны на графике зависимости N и R от величины внедрения h (рис. 3).

Заключение

Проведенные теоретические и экспериментальные исследования позволяют рекомендовать в качестве оптимальной формы деформирующего инструмента для опрессовки кабельных наконечников и гильз ступенчатую клиновую форму с комбинированным углом от 45 до 60° .

Глубина вдавливания инструмента должна рассчитываться для каждого типоразмера опрессовываемых наконечников и жил. Определение глубины вдавливания целесообразно представить в виде программы для ПЭВМ, в которой входными параметрами для стандартных соединений будут их типоразмеры, а для вновь проектируемых – сечения наконечников и жил.

Библиографический список

1. Григорьев Р.Д., Гусев А.Ф., Измайлов В.В. Исследование процесса деформации при формировании электроконтактного соединения кабельных жил и наконечников методом опрессовки// Механика и физика фрикционного контакта: Межвузовский сб. научн. тр. - Тверь: ТГТУ, 1999. С.32 – 39.
2. Демкин Н.Б. Контактное шероховатых поверхностей. - М: Наука, 1970. - 227 с.

УДК 621.316

А.А. Митюрёв
Тверской государственной технической университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КОМПОЗИЦИОННЫХ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОНТАКТОВ

Существенный прогресс в области скользящих электрических контактов может быть достигнут при использовании композиционных жидко-

металлических материалов с твердометаллическим спеченным пористым каркасом, пропитанным жидким металлом или сплавом. Структура этих материалов изначально обеспечивает сохранность и постоянную подпитку тонкого слоя жидкого металла на контактных поверхностях в зоне трения, что является необходимым условием функционирования жидкометаллического контакта (ЖМК) при граничном трении.

Таблица 1. Характеристики композиционных жидкометаллических материалов

Материал	Тип каркаса	Плотность, 10^3 кг/м	Объем жидкой фазы, %	Удельное сопротивление, 10^{-8} Ом·м
Вольфрам-эвт. GIS (62%Ga+25%In+13%Sn)	Жесткий	13,4	45	9,7
Вольфрам-эвт. GIS (62%Ga+25%In+13%Sn)	Упругий	11,6	58	11,8
Вольфрам-галлий	Жесткий	13,3	45	9,4
Вольфрам-галлий	Упругий	11,5	58	10,1

В настоящее время разработан широкий класс композиционных ЖМК с жесткими и эластичными каркасами, которые обладают совокупными достоинствами жидкометаллических и твердометаллических контактов. Ориентированы они в основном для применения в вакуумных выключателях и переключателях. Переходное сопротивление данных ЖМК в условиях вакуума было стабильно, а их работоспособность не зависела от положения в пространстве и направления внешнего электромагнитного воздействия. Применением предварительной очистки контактных поверхностей с помощью электродуговой эрозии в условиях вакуума достигалось отсутствие зависимости переходного сопротивления от контактного нажатия.

Для скользящих контактов, эксплуатируемых в атмосфере воздуха или инертной защитной среды, способ предварительной очистки контактных поверхностей электродуговой эрозией в вакууме оказался неприменимым, во-первых, по причине достаточной сложности и потребности в специальном оборудовании, во-вторых, в ограниченном эффекте очистки, т.к. при монтаже очищенных композиционных ЖМК в контактном узле поверхностные слои материала неизбежно окисляются. Определенный опыт подготовки поверхностей твердых контакт-деталей механической обработкой под слоем жидкого металла был использован применительно к композиционным материалам. Сравнительный анализ способов механической

обработки поверхности композиционного материала (W- Ga) с жестким каркасом на сопротивление контакта сфера - плоскость приведен в табл. 2. Наблюдения проводились при постоянном токе $I = 1$ А, температуре $T = 50^{\circ}$ С, диаметр сферы из вольфрама $d = 2$ мм, диапазон контактных нагрузок $N=10-200$ г. Очистка образцов осуществлялась жестким (скальпель) и упругим (лезвие бритвы) скребками, надфилем и кардощеткой под слоем жидкого металла.

Таблица 2. Сопротивление контакта сфера – композиционный ЖМК (W – Ga) (числитель - без сдвига сферы, знаменатель – со сдвигом сферы на 0,05 мм)

N, г	R _к , мОм при подготовке контактов				
	без очистки	лезвием	скальпелем	надфилем	кардощеткой
10	106/ 15	32/ 15	7,1/ 5,8	4,8/ 2,8	1,4/ 1,1
20	75/ 17	24/ 23	6,9/ 5,7	4,4/ 2,7	1,2/ 1,1
50	71/ 16	27/ 27	5,9/ 4,6	4,1/ 2,6	1,3/ 1,2
100	53/ 17	19/ 20	5,6/ 4,6	3,7/ 2,5	1,3/ 1,1
200	23/ 13	19/ 12	5,6/ 4,1	3,3/ 2,5	1,3/ 1,2

Как видно из табл. 2, разная степень очистки контактных поверхностей композиционного ЖМК, достигаемая различным способом механической обработки под слоем жидкого металла, оказывает влияние не только на значение сопротивления контакта, но и на вид зависимости $R(N)$, причем имеет значение вид контакта (статический или фрикционный с относительным сдвигом вольфрамовой сферы) и образца из композиционного материала. При обработке композиционного ЖМК микрорезанием под слоем жидкого металла кардощеткой сопротивление контакта имеет не только наименьшее значение, но и практически не зависит от контактного нагружения и вида взаимодействия.

Аналогичные результаты были получены для другого композиционного материала (W- эвтектика GIS) при температуре измерений $T = 20^{\circ}$ С (табл. 3). Образцы, на которых сопротивление контакта измерялось без предварительной очистки поверхности композиционного материала от инородных слоев, были получены непосредственно после изготовления и хранения около года на воздухе. Установлено, что естественное окисление

поверхностных слоев жидкого металла и твердого каркаса очень сильно влияет на проводимость ЖМК.

Таблица 3. Сопротивление контакта сфера – композиционный ЖМК (W – эвт. GIS) (числитель- без сдвига сферы, знаменатель – со сдвигом на 0,05 мм)

N, г	R _к , мОм при подготовке контактов	
	без очистки	кардощеткой
10	78,6 ± 120,5 / 14,0 ± 15,7	0,70 ± 0,05 / 0,53 ± 0,02
20	164,6 ± 153,2 / 17,6 ± 49,4	0,74 ± 0,09 / 0,50 ± 0,01
50	233,8 ± 111,7 / 87,8 ± 120,8	0,63 ± 0,07 / 0,53 ± 0,03
100	240,8 ± 184,9 / 136,4 ± 169,5	0,70 ± 0,07 / 0,54 ± 0,03
200	143,2 ± 104,3 / 57,6 ± 68,4	0,63 ± 0,03 / 0,53 ± 0,02

Таким образом, показано, что переходное сопротивление ЖМК определяется окисными пленками и посторонними загрязнениями на границе твердой и жидкой фаз. При удалении с контакт-деталей чужеродных слоев под слоем жидкого металла возможно получение практически нулевого переходного сопротивления в контакте жидкий металл – твердый электрод и весьма низкого сопротивления ЖМК в целом. Влияние контактного давления, микрогеометрии поверхности твердых контакт-деталей и температуры на величину сопротивления ЖМК незначительно. Применение промежуточной ЖМ среды позволяет разумно снизить нормативные требования к механической обработке контакт-деталей, техническому обслуживанию и контролю контактного нажатия электрических трибосопряжений.

УДК 537.311:621.315

П.А. Борисов, М.В. Новоселова
Тверской государственной технической университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ТИПА ПРОВОДИМОСТИ ЕДИНИЧНОГО КОНТАКТА ГРАНУЛ ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА

Известно [1, 2], что электропроводность в порошковом металлическом материале может осуществляться либо прохождением тока по металлическим мостикам, которые возникают в контактах гранул в результате

механического или электрического разрушения окисных пленок, либо непосредственно через пленки.

При любом механизме проводимости зависимость сопротивления индивидуального контакта R_K от нагрузки N имеет общий вид [3]:

$$R_K = A \cdot N^m,$$

где A и m - константы. Величина показателя степени m зависит от характера деформации частиц и типа проводимости контакта [3]. Если график зависимости $R_K = f(N)$ построить в двойных логарифмических координатах, то величина m характеризуется углом наклона графика к оси абсцисс.

В продолжение экспериментальных исследований зависимости контактного сопротивления R_K металлических гранул от нормальной нагрузки N [4] нами были исследованы вольтамперные характеристики контактов шаровых гранул хрома Cr , меди Cu и циркониевого сплава Zr . Сопротивлением единичного контакта считался результат линейной аппроксимации зависимости напряжения U от силы тока I .

Зависимость контактного сопротивления R_K частиц Cr от нагрузки N и площади контакта S_K представлена на рис. 1. Хром – достаточно твердый металл ($HB = 7630 \text{ МПа}$). Значения экспериментальных нагрузок были ниже критического ($N_{KP} = 180 \text{ Н}$), следовательно, контакт частиц должен быть упругим во всем исследуемом интервале нагрузок. Однако контактное сопротивление при увеличении нагрузки уменьшалось, а при умень-

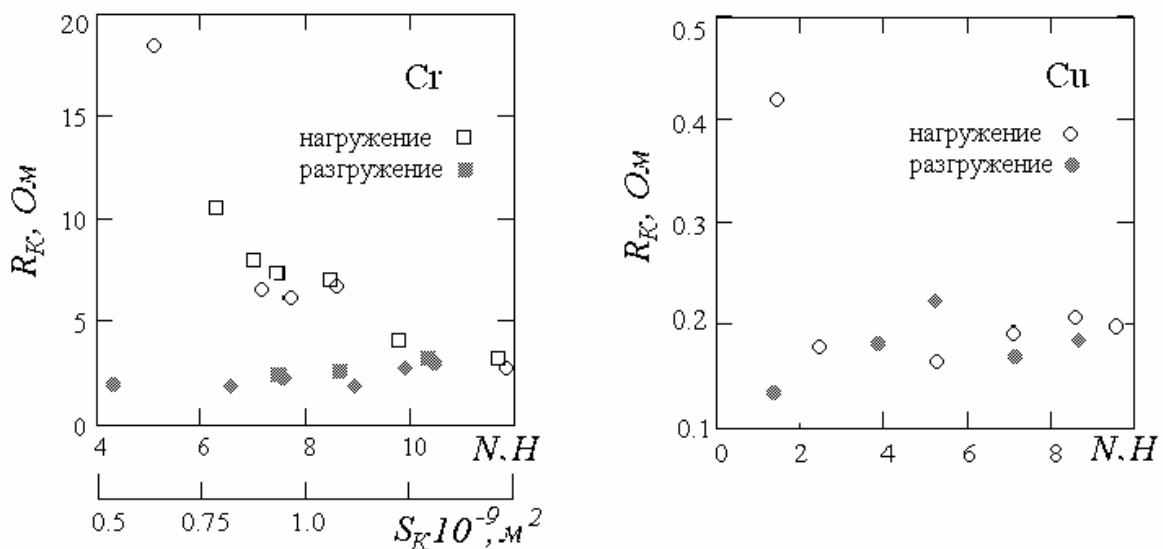


Рис.1. Механический гистерезис для хромовых и медных гранул

шении нагрузки R_K оставалось практически постоянным (рис. 1). Таким образом, наблюдается явный гистерезис контактного сопротивления, характерный для пластического контакта. Такую зависимость $R_K(N)$ можно объяснить следующим образом. Сжимающее усилие приводит к образованию контактного пятна, площадь которого S_K можно рассчитать по урав-

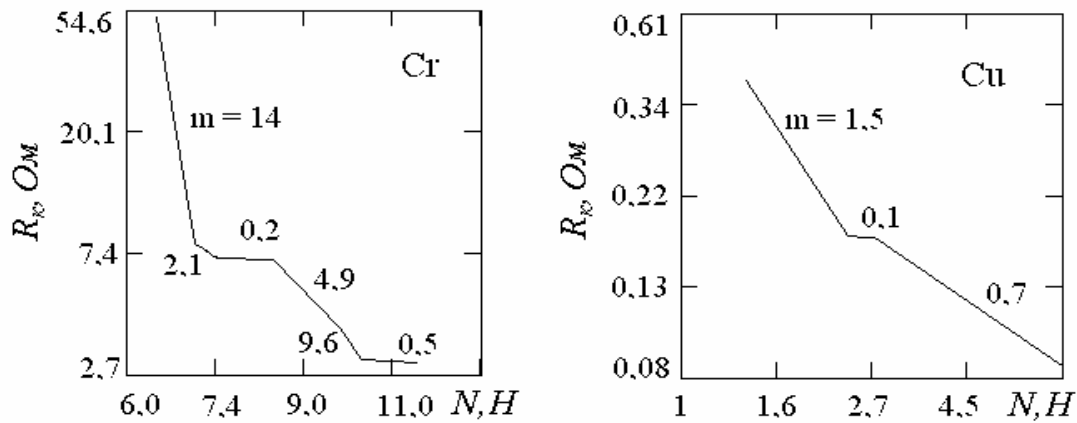


Рис. 2. Зависимость контактного сопротивления от нагрузки для хромовых и медных гранул.

нению Герца [1] как площадь упругого контакта. Но вследствие шероховатости поверхностей гранул сжимающее усилие приходится на значительно меньшую, чем S_k , площадь фактического контакта, на которой развиваются давления, превышающие поверхностную микротвердость хрома. Под действием таких давлений происходит пластическая деформация микровыступов, разрушаются окисные пленки, и через появившиеся трещины металл пластически выдавливается, образуя мостики металлической проводимости [5]. Это подтверждается рис. 2, на котором приведены значения коэффициента m . Не исключено и разрушение окисных пленок за счет микросдвигов контактирующих гранул.

Медь – достаточно мягкий металл ($HB = 516 \text{ МПа}$), исследование ВАХ проводилось при нагрузках, бóльших, чем критическая ($N_{KP} = 0,25 \text{ Н}$), следовательно, контакт частиц должен быть пластическим во всем исследуемом интервале нагрузок. В процессе нагружения поверхностные пленки разрушаются механически. Медные гранулы покрыты достаточно толстым окисным слоем, и механизм проводимости в зависимости от того, выдавливается металл через трещины или нет, может быть как металлическим, так и неметаллическим. Хотя значения коэффициента m (рис. 2) свидетельствуют о разрушении окисного слоя, электропроводность, по-видимому, в основном осуществляется через пленки. Это подтверждается рис. 3, на котором приведены значения коэффициента $\beta = R_{KT}/R_{KЭ}$ от коэффициента относительной деформации $k = d_K/d_J$, где R_{KT} - сопротивление контакта, рассчитанное по теоретической модели [6], $R_{KЭ}$ - экспериментальное значение сопротивления, d_K - диаметр площадки контакта двух гранул, d_J - ребро элементарной ячейки. Величина коэффициента β характеризует долю металлического контакта в общей площади контакта гранул. Величина β для медных частиц в исследуемом интервале деформаций остается значительно меньше единицы, следовательно, механизм проводимости отличается от металлического. Это свидетельствует о существенном влиянии поверхностных пленок на сопротивление контакта.

Для гранул из сплава *Zr* значения коэффициента *m* в основном лежат в интервале 0,5...1,6 (рис. 4). В исследуемом интервале нагрузок частицы

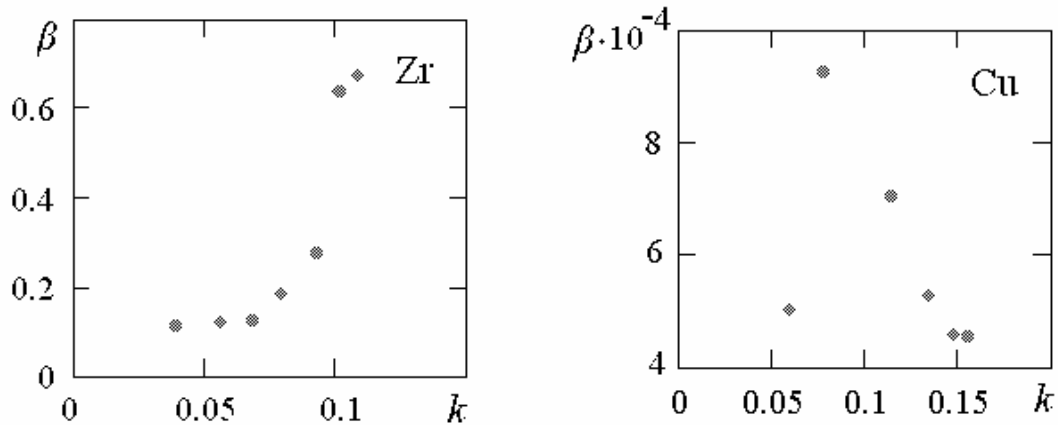


Рис. 3. Зависимость $\beta = R_{кГ}/R_{кЭ}$ от коэффициента деформации $k = d_k/d_d$

деформируются пластически ($N_{кр} = 6,5 Н$) и значения коэффициента *m* соответствуют процессам разрушения поверхностных пленок и появлению участков с металлической проводимостью. Металлическую проводимость подтверждают и значения коэффициента β . В контакте циркониевых частиц уже при небольших деформациях ($k \approx 0,1$) величина $\beta \rightarrow 0,8$ (рис. 3), т.е. экспериментальное значение сопротивления стремится к теоретическому, и роль поверхностных пленок в электропроводности единичного контакта гранул из сплава *Zr* незначительна.

Исследования ВАХ металлических гранул порошкового материала показали, что тип проводимости единичного контакта, а следовательно и проводимость всего материала в целом, в значительной степени зависят от состояния поверхности частиц (шероховатость, микротвердость поверхности, степень окисления, толщина и хрупкость поверхностных пленок, и т.д.) и процессов механического, электрического и термического разрушения поверхностных пленок при компактировании материала.

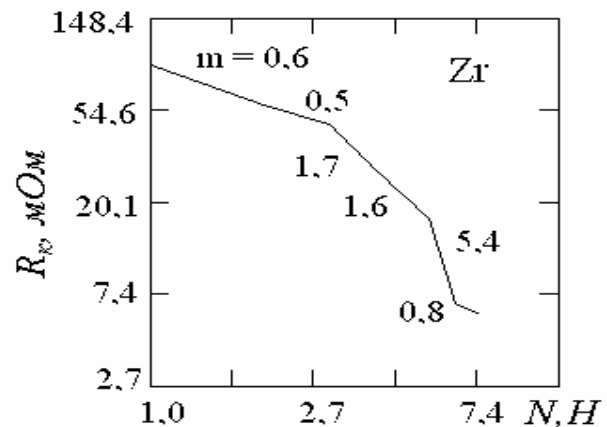


Рис. 4. Зависимость контактного сопротивления от нагрузки

Библиографический список

1. Хольм Р. Электрические контакты.- М.:Изд. иностр. лит-ры, 1961. 464 с.

2. Основные механизмы переноса носителей заряда в пленочных системах / М.Н. Елинсон, Г.В. Степанов, П.И. Перов, В.И.Покалякин // Вопросы пленочной электроники: Сб. тр. - М.: Сов. радио, 1966. С. 5-81.

3. Измайлов В.В. К разработке инженерной методики расчета электрического сопротивления контакта шероховатых поверхностей.// Механика и физика контактного взаимодействия: Сб. научн. тр. - Калинин: КГУ, 1985. С.82-90.

4. Измайлов В.В., Новоселова М.В. Исследование электропроводности индивидуальных контактов частиц порошкового материала // Механика и физика фрикционного контакта: Сб. научн. тр. - Тверь: ТГТУ. 1999. - С.51-60.

5. Козлов Г.В., Прямова Т.Д. О механизме электропроводности полимерных композиций, наполненных порошком никеля // Коллоид. журн. 1988. Т. L. №3. С.1003-1006.

6. Новоселова М.В. Теоретическая модель для расчета электропроводности порошкового материала: Материалы 1-й научно-практической конференции студ. и асп. вузов г. Твери. – Тверь, 1999. С.162-165.

УДК 621.315

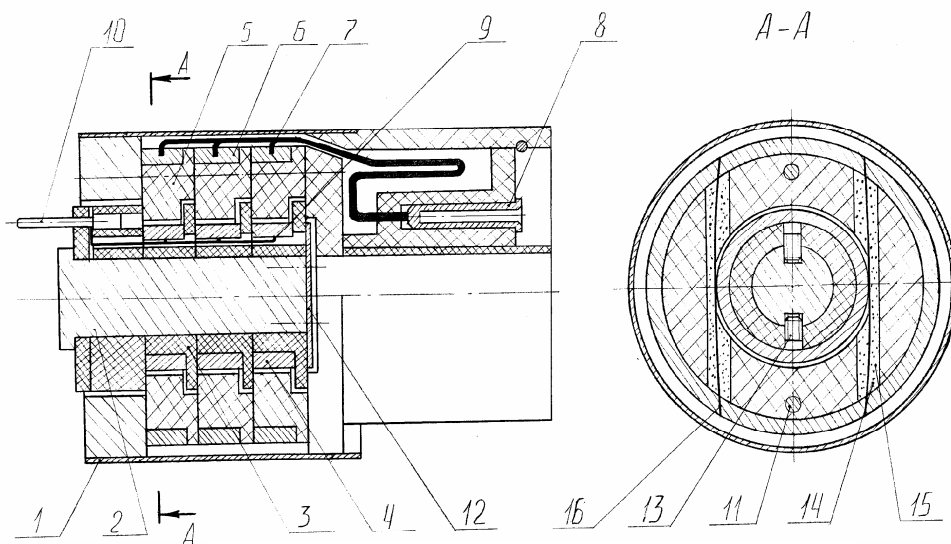
А.Ф. Гусев, А.А. Иванова, В.В. Измайлов
Тверской государственной технической университет

ТОКОСЪЕМНОЕ УСТРОЙСТВО

Контактные узлы с жидкометаллическими контактами обеспечивают передачу электрических сигналов в широком диапазоне мощностей. Примером контактного узла с жидкометаллическим контактом может служить описанное ниже токосъемное устройство, на которое подана заявка на изобретение № 99126089/09 с приоритетом от 14.12.99 г. Данное токосъемное устройство повышает надежность контакта и долговечность токосъемного устройства, а также расширяет функциональные возможности за счет одновременной передачи нескольких сигналов.

Токосъемное устройство (рис.) состоит из корпуса 1, на валу 2 которого размещены последовательно друг за другом n-узлов. Каждый узел, состоит из подвижного электрода, вала и неподвижного электрода, выполненного в виде кольца и каналов с жидким металлом. На валу установлена

T-образная изоляционная втулка 3 с размещенным на ней подвижным электродом 4 в виде кольца. Соосно подвижному электроду установлена изоляционная втулка 5. На внешней поверхности изоляционной втулки расположен неподвижный электрод 6, соединенный одним концом провода 7 с контактным гнездом 8. Подвижный электрод соединен одним концом другого провода 9 с контактным штырем 10. В изоляционной



Токосяемное устройство

втулке выполнены каналы 14, оси которых расположены касательно к ее внутреннему диаметру, а в каналах дополнительно размещены жестко закрепленные в неподвижном электроде упругие элементы с точкой касания каждого из них с наружной поверхностью подвижного электрода. Подвижный электрод выполнен в виде кольца. На одном валу последовательно друг за другом установлено n -узлов, при этом узлы токосяемного устройства жестко соединены между собой и с корпусом по изоляционным втулкам соединительными шпильками 11, и по Т-образным изоляционным втулкам с подвижными электродами с помощью шайбы 12 и с валом с помощью штифтов 13.

При возможном вытекании жидкого металла в процессе работы его функции перейдут к упругим элементам, так как упругие элементы в неподвижных электродах и жидкий металл в каналах установлены совместно. Использование установленных последовательно друг за другом n -узлов позволяет передавать токосяемным устройством нескольких независимых сигналов.

Устройство работает следующим образом. При вращении полого вала 2 закрепленный на нем через Т-образную изоляционную втулку 3 подвижный электрод 4 вращается относительно неподвижного электрода 6, размещенного в изоляционной втулке 5. При этом электрический сигнал от подвижного электрода к неподвижному электроду передается через жидкий 15 металл, заполняющий канал 14, и через упругий элемент 16, который одновременно фиксирует подвижный электрод от радиального перемещения. В случае вытекания жидкого металла контакт сохраняется по упругим элементам.

А. Н. Болотов, И.Л. Абрамов
Тверской государственной технической университет

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ПОЛУЧЕНИЯ МОДИФИКАТОРА МАГНИТНЫХ МАСЕЛ НА ОСНОВЕ МЕЛКОДИСПЕРСНОЙ МЕДИ И ИССЛЕДОВАНИЕ ТРИБОТЕХНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МОДИФИЦИРОВАННЫХ МАСЕЛ

Активное развитие техники в последние годы привело к возникновению проблемы создания нетрадиционных смазочных материалов. Одним из весьма перспективных их классов являются магнитные масла (ММ). Основное преимущество ММ заключается в возможности подачи и удержания его в зоне трения при помощи магнитного поля, что позволяет использовать ММ в ряде узлов, где традиционные смазочные материалы (СМ) неприменимы. Однако не очень высокие триботехнические свойства не позволили ММ получить широкое распространение.

Среди ММ самыми высокими триботехническими свойствами обладают масла на основе диэфиров, в частности на основе диоктилсебацата (ДОС) и дибутилфталата (ДБС). В отличие от ММ на силоксановой и углеводородной основе смазочные свойства диэфирных ММ не хуже, чем у чистых дисперсионных сред. Тем не менее, даже такой относительно высокий уровень трибосвойств оказывается недостаточным в современных условиях [1].

Существующие присадки работоспособны в весьма узком диапазоне значений параметров трения, таких, в частности, как скорость скольжения, давление на контакте и температура. Присадки на основе мелкодисперсных металлов работоспособны в более широком диапазоне, но они имеют весьма низкую коллоидную устойчивость, а также значительно увеличивают их вязкость. В связи с этим была поставлена задача разработать модификатор, который был бы более эффективен, чем присадки, используемые в настоящее время для улучшения триботехнических свойств ММ. За основу вновь разрабатываемого модификатора было решено взять мелкодисперсную медь.

Получение порошка осуществлялось по методике, суть которой состоит в термическом разложении медьорганического соединения. При добавлении медного купороса к глицерину и последующем нагреве до 85 С при постоянном перемешивании, образуется производное глицерина $C_2H_5(OH)O_2Cu$, имеющее вид вязкого зеленого раствора. Так как полученное соединение обладает низкой термической устойчивостью, далее производятся разбавление и нагрев до температуры 120 С. В результате термического распада образуются углеводородный остаток и мелкодис-

персная металлическая медь. После окончания разложения полученный медный осадок промывается и стабилизируется по стандартной методике.

В качестве вещества-стабилизатора использовалась хлорсодержащая противозадирная присадка ИХОС 3Н2ТЭ. Полученный стабилизированный порошок имеет дендритную форму, размер частиц – порядка 0,1 мкм.

В дальнейших экспериментах исследовались триботехнические свойства ММ, модифицированных полученным наполнителем, а также, для сравнения, свойства ММ, модифицированных традиционными присадками. Результаты экспериментов представлены в табл. 1 и 2.

Таблица 1. Триботехнические свойства модифицированных ММ при средних давлениях

	СМ	$f_{тр}$	$I_h * 10^9$	Материал пары трения
1	ДОС	0,07	1,2	Ст20-бронза ОЦС-4-4-2,5
2	+5% ИХОС	0,12	1,2	То же
3	+5% РК	0,07	1,5	То же
4	1% МКФ-18	0,07	0,5	То же
5	3% экспериментального наполнителя	0,08	0,7	То же
6	ТАД-17	0,08	0,4	То же

Условия трения: скорость скольжения 0,25 м/с, давление на контакте 4,24 Гпа, температура 120°C

Таблица 2. Триботехнические свойства модифицированных ММ при высоких удельных давлениях

	СМ	$F_{тр}$	d, мкм
1	ДОС	0,4	0,17
2	ММ ДОС	0,38	0,17
3	+3% экспериментального наполнителя	0,3	0,1
4	ТАД-17	0,51	0,15

Условия трения: материал пары трения сталь ШХ-15-сталь ШХ15, давление на контакте 1,25, скорость скольжения 0,32 м/с, температура 120°C

Как видно из таблиц, предложенный модификатор позволяет улучшить триботехнические свойства ММ значительнее, чем традиционные составы. Кроме того, при использовании экспериментального модификатора на поверхности стального образца наблюдалось образование металличе-

ской пленки, состоящей из меди с незначительной долей примесей. По-видимому, образование этой пленки происходит за счет намазывания меди, содержащейся в СМ, на поверхность трения, причем наличие частиц магнетита в зоне трения является необходимым условием для образования пленки, так как при использовании немагнитного СМ (ТАД-17) образования покрытия не наблюдалось. Поскольку магнетит обладает слабо абразивным действием, то можно предположить, что его присутствие облегчает образование ювенильных поверхностей, что, в свою очередь, приводит к образованию пленки меди на поверхностях трения, которая способствует снижению коэффициента трения и износа.

Библиографический список

1. Болотов А.Н. Триботехника магнитопассивных и магнитожидкостных подшипниковых опор скольжения: Дисс....докт. техн. наук. – М., 1993.
2. Натансон Э.М., Ульберг З.Р. Коллоидные металлы и металлополимеры. – Киев: Наукова думка, 1971. 348 с.

УДК 651.891

Я.А. Судакова

Тверской государственной технической университет

МЕТОДИКА ПОДБОРА МАТЕРИАЛОВ ПАР ДЛЯ ГРАНИЧНОГО ТРЕНИЯ

При выборе материалов трущейся пары необходимо учитывать, в каком режиме трения будет эксплуатироваться данный узел. В тяжелых условиях эксплуатации трущихся пар рациональный подбор материалов пар трения приобретает решающее значение. На основании опыта эксплуатации или анализа работы подобных узлов необходимо установить преимущественные виды повреждений. Наиболее характерными видами повреждений трущихся пар при граничном режиме трения являются усталостные повреждения (трещины, выкрашивание, разрушение), износ за счет абразивного воздействия частиц и схватывания на отдельных участках трущихся поверхностей, образование глубоких и широких борозд, приводящих к задиру трущихся поверхностей [1].

С учетом режима работы трения выбирается группа материалов, наиболее подходящая для изготовления узла трения, близко соответствующая поставленным требованиям (черные металлы, баббиты, бронзы, полимеры и т.д.). Затем с учетом справочных данных производится предварительный отбор материалов для деталей узла трения [2].

При расчетно-конструкционной оценке работоспособности узла трения определяют оптимальные габариты узла трения и его конструкцию. В зависимости от типа трущейся детали (зубчатое колесо, подшипник, уплотнение и т.д.) и основных технических требований, предъявляемых к детали, при проектировании ее рассчитывают на прочность и деформативность и проверяют на трение (тепловой режим) и износ.

Производя оценку нагрузочной способности узла трения из выбранных материалов с целью определения оптимального варианта, можно повысить работоспособность узла за счет правильного выбора конструктивного исполнения трущихся деталей и технологической подготовки поверхностей [5].

В зависимости от напряженного состояния в зонах контакта поверхностей различают контакт упругий и пластический. Контакт двух поверхностей считается пластическим при выполнении условия [6]:

$$\frac{1}{E_{\text{эф}}} HV \left(\frac{R_a}{r} \right)^{\frac{1}{2}} > 2, \quad (1)$$

где HV – микротвердость менее твердой поверхности; R_a – среднее арифметическое отклонение профиля более твердой поверхности; r – средний радиус кривизны вершин выступов более твердой поверхности; $E_{\text{эф}}$ – эффективный модуль упругости:

$$\frac{1}{E_{\text{эф}}} = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2},$$

где E – модуль упругости материала; μ - коэффициент Пуассона.

Если условие (1) не выполняется, контакт считается упругим.

Для приблизительной оценки фактического контактного давления при упругом контакте можно воспользоваться зависимостью:

$$q_r \approx 0,42 E_{\text{эф}} \sqrt{\frac{R_a}{r}}, \quad (2)$$

при пластическом контакте:

$$q_r \approx HV.$$

При граничном и смешанном трении приобретает большое значение шероховатость поверхностей и конфигурация макро- и микронеровностей. Различные впадины, поры и неровности служат соответствующими резервуарами смазки, трущаяся более мягкая поверхность легче приспособливается, прирабатывается по гребешкам неровностей. При очень высокой сте-

пени гладкости, которая достигается в процессе эксплуатации или при обработке, увеличиваются фактическая площадь контакта и трение за счет проявления сил молекулярной составляющей и может возникать схватывание поверхностей [3].

Для оценки фрикционных характеристик сопряжения можно использовать зависимости молекулярно-механической теории трения [3]. Коэффициент трения для упругого контакта определяется в виде:

$$f = f_a + f_d = 2,35 \left(\frac{\tau_0}{E_{\text{эф}}} \right) \left(\frac{r}{Y} \right)^{\frac{1}{2}} + \beta + 0,19 \alpha_r \left(\frac{Y}{r} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (3)$$

где f_a - молекулярная составляющая коэффициента трения; f_d - деформационная составляющая коэффициента трения; τ_0, β - фрикционные параметры, которые определяют величину касательных напряжений, возникающих в результате молекулярных взаимодействий; α_r - коэффициент гистерезисных потерь при растяжении-сжатии (по справочникам); $E_{\text{эф}}$ - эффективный модуль упругости; Y - сближение:

$$Y = R_p \left(\frac{q_c}{q_r t_m} \right)^{\frac{1}{v}},$$

здесь R_p - высота сглаживания; q_c, q_r - контурное и фактическое давление:

$$q_r = \left(\frac{K_3^{\frac{v}{\omega}} B^{\frac{v}{\omega}} q_c}{\alpha t_m} \right)^{\frac{\omega}{v+\omega}},$$

t_m - относительная опорная длина профиля по средней линии (рассчитывают по профилограмме);

$$v = 2 t_m \frac{R_p}{R_a} - 1.$$

Коэффициент трения для пластического контакта определяется [3]:

$$f = f_a + f_d = \left(\frac{\tau_0}{HB} \right) + \beta + 0,55 \left(\frac{Y}{r} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (4)$$

где HB - значение твердости по Бринеллю для менее жесткого материала пары.

Коэффициент трения для упругопластического контакта определяется [4]:

$$f = f_a + f_d = \left(\frac{\tau_0}{GH_m} \right) \left(\frac{Y_k}{Y} \right)^\omega + \beta + 0,55 \left(\frac{Y}{r} \right)^{\frac{1}{2}} + 0,19 \alpha_r \left(\frac{Y_r}{r} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (5)$$

где G , ω - коэффициенты, характеризующие деформацию выступа; Y_k - критическое сближение H_m - предельная твердость по Майеру:

$$H_m = \frac{2HB}{9^{\frac{9}{2}} (9-2)^{\frac{9-2}{2}} (9-1)^{1-9}},$$

где 9 - коэффициент, характеризующий упрочнение материала и меняющийся в пределах 2 (неупрочненный материал) - 2,5 (упрочненный);

Y_r - величина упругого восстановления:

$$Y_r = 3,33 \left(\frac{q_r}{E} \right) (rY)^{\frac{1}{2}}.$$

Одним из наиболее важных факторов, оказывающих влияние на свойства материалов пары трения и определяющих их антифрикционность, является температура, которая возникает при трении и вызывает изменение свойств поверхностей и разделяющего их смазочного слоя. В связи с этим необходимо знать температурные пределы работоспособности граничных смазочных слоев для выбора смазочных материалов.

Критериями оценки температурной стойкости смазочных материалов являются:

- 1) критическая температура $t_{кр}$, приводящая к резкому увеличению коэффициента трения, сопровождаемому прерывистым движением и повышением износа. Критическая температура характеризует изменение свойств смазки, разрушение смазочного слоя и возникновение сухого трения;
- 2) температура химической модификации $t_{хм}$ поверхностей трения. При температуре $t_{хм}$ в результате разложения химически активной присадки в масле и химической реакции между продуктами ее разложения и металлом поверхности трения образуются слои, обладающие пониженной прочностью на сдвиг и выполняющие функцию смазочного материала, и снижается коэффициент трения и прекращается скачкообразное скольжение.

Критические температуры жидких смазочных материалов лежат в пределах 120 - 210⁰ С. Наиболее распространенные жидкие смазочные материалы (моторные, промышленные масла) имеют критическую температуру 140 - 160⁰ С.

Средняя поверхностная температура при стационарном режиме определяется по формуле [3]:

$$\vartheta = \frac{N_{\text{тр}}}{A_a(\lambda_1 K_1 + \lambda_2 K_2)} \quad (6)$$

где $N_{\text{тр}}$ – текущая мощность трения; A_a – номинальная площадь контакта; K_1, K_2 – коэффициенты:

$$K_1 = \sqrt{\frac{\sigma'_1 u}{\lambda_1 A_a}} \quad , \quad K_2 = \sqrt{\frac{\sigma'_2 u}{\lambda_2 A_a}} \quad ,$$

где σ – коэффициент теплоотдачи; u – периметр теплоотдающей поверхности; λ – теплопроводность.

В последнюю очередь оценивают узел трения на долговечность (рассчитывают интенсивность изнашивания). Уравнение интенсивности изнашивания для упругого контакта (в инженерных расчетах) при контактировании шероховатых неприработанных поверхностей без волнистости [2]:

$$I = K_2 \alpha K_{\text{tv}} p_a^{1 + \frac{t_y}{2\nu+1}} E^{\frac{2\nu t_y}{2\nu+1} - 1} \Delta^{\frac{\nu t_y}{2\nu+1}} \left(\frac{K f_m}{\sigma_0} \right)^{t_y} \quad (7)$$

где
$$K_2 = 0,5^{t_y - 1} 2^{\frac{1}{2\nu}} 2^{\frac{1}{2\nu}} K_1 \quad ;$$

$K_1 \approx 0,2$ – множитель, определяемый геометрической конфигурацией и расположением неровностей по высоте; t_y – параметр кривой фрикционной усталости (по справочникам); ν – параметр опорной кривой; α – коэффициент перекрытия:

$$\alpha = \frac{A_a}{A_r} \quad ;$$

A_a – номинальная площадь контакта; A_r – фактическая площадь контакта; K_{tv} – поправочный коэффициент (по справочникам); p_a – номинальное давление; E – модуль упругости; Δ – комплексная характеристика шероховатости:

$$\Delta = \frac{R_{\text{max}}}{rb^{\frac{1}{\nu}}} \quad ;$$

r – приведенный радиус неровностей; b – параметр опорной кривой; R_{max} – наибольшая высота неровности профиля; K – поправочный коэффициент (по справочникам); f_m – молекулярная составляющая коэффициента трения; σ_0 – разрушающее напряжение при растяжении.

Уравнение интенсивности изнашивания для упругого контакта (для инженерных расчетов) при контактировании шероховатых волнистых неприработанных поверхностей [2]:

$$I = K_3 \alpha K_{iv} p_a^{1 + \frac{t_y}{5(2\nu+1)}} E^{\frac{2t_y(5\nu+2)}{5(2\nu+1)} - 1} \Delta^{\frac{vt_y}{2\nu+1}} \left(\frac{H_B}{R_B} \right)^{\frac{2t_y}{5(2\nu+1)}} \left(\frac{Kf_M}{\sigma_0} \right)^{t_y}, \quad (8)$$

где $K_3 = K_2 0,2^{\frac{t_y}{2\nu+1}}$; H_B - высота волны; R_B - радиус волны.



Схема выбора материалов для пар трения

Продолжительность работы трущегося узла определяется, как правило, сроком службы всего механизма или агрегата в целом, который устанавливается обычно до капитального ремонта. При этом с учетом условий

эксплуатации прогнозируются и в последующем устанавливаются сроки сменяемости отдельных деталей вследствие их износа (постепенные отказы).

По результатам расчетов ведется конструктивная корректировка и доработка узла трения.

Отобранные в результате предварительных оценок и расчетов материалы деталей пары трения необходимо экспериментально исследовать. Вначале проводят лабораторную оценку материалов на образцах, основывающуюся на применении по возможности стандартизированных методик и оборудования, выборе схем взаимодействия образцов и режимов трения, близких к эксплуатационным. На основании испытаний натуральных образцов решается вопрос о проведении опытно-промышленной проверки.

Таким образом, для подбора материалов пар при условиях граничного трения предлагается схема и сформированы общие принципы подбора материалов для трущихся деталей.

Библиографический список

1. Буше Н.А., Копытько В.В. Совместимость трущихся поверхностей. – М.: Наука, 1981. – 128 с.
2. Икрамов У., Левитин М.А. Основы трибоники. – Ташкент: Укитувчи, 1984. – 184 с.
3. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.
4. Демкин Н.Б. Теория контакта реальных поверхностей и трибология // Трение и износ, - 1995. – Т.16, №6. – С. 1003-1025.
5. Трение, изнашивание и смазка / Справочник. В 2-х кн. – Под ред. Крагельского И.В., Алисина В.В. – М.: Машиностроение, 1978 – Кн. 1. – 400 с.
6. Научно-технический прогресс в машиностроении // Комбалов В.С. Инженерные расчеты в триботехнике. М.: Международный центр научной и технической информации, Институт машиноведения им. А.А. Благонравова АН СССР, 1990. – 152 с.

УДК 621.891

А.А. Ланков

Тверской государственный технический университет

УСЛОВИЕ МИНИМАЛЬНОГО ТРЕНИЯ ПРИ СКОЛЬЖЕНИИ УПРОЧНЯЮЩИХСЯ МАТЕРИАЛОВ

При взаимодействии двух деталей сжимающие нагрузки вызывают деформацию нижележащих слоев тела, что и предопределяет двойствен-

ную природу трения – адгезионную или молекулярную, связанную с преодолением сопротивления прилипания пленки, и механическую или деформационную, отражающую деформирование или формоизменение подпленочного слоя. Молекулярная составляющая обусловлена явлением схватывания в общих для двух тел поверхностях соприкосновения, зависящих от фактического давления на фактической площади контакта.

В отдельных участках контакта возникают высокие напряжения, что приводит к упругопластической деформации микронеровностей, их внедрению, а при скольжении возникает упругопластическое оттеснение материала, сопровождающееся гистерезисными потерями, определяющими механическую или деформационную составляющую силы трения.

Формула И.В.Крагельского [1] позволяет весьма достоверно судить о характере влияния различных факторов, если воспользоваться моделью упругопластической среды, позволяющей разбить весь процесс на три фазы деформирования [2]. В результате для коэффициента трения скольжения в упругой стадии ($0 < k < 0,05$) получим:

$$f = \tau_0 / Hk^{1/3} + \beta + 1,1JHk^{1/3}.$$

Для области ограниченной упругопластичности ($0,05 < k < 1$)

$$f = 2\tau_0 / Hk^{0.1} + \beta + 1,5JHk^{0.45}.$$

В стадии деформационного упрочнения или развитой упругопластичности

$$f = \tau_0(1 + k^{-1/2}) / H + \beta + 1,1JH\sqrt{k + k^{1/2}}.$$

Из приведенных выражений следует, что на величину коэффициента трения значительно влияют условия трения, представляемые величинами τ_0 и β , и степень нагружения k . О влиянии этих величин на коэффициент трения скольжения можно судить по рис.1., выполненному на основании

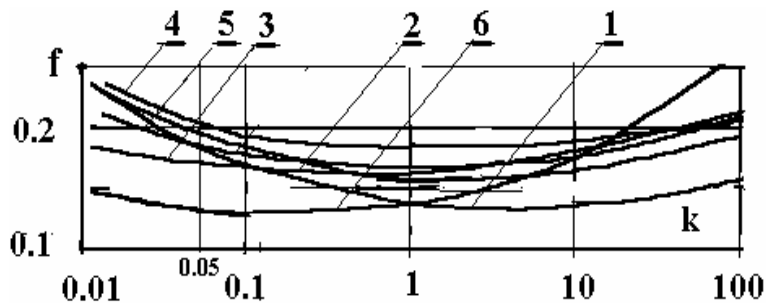


Рис. 1. Влияние степени нагружения k на величину суммарного коэффициента трения для металлов в паре с индентером из закаленной стали ШХ 15: 1 - кадмий, 2 - хром, 3 - серебро, 4 - ниобий, 5 - титан, 6 - молибден

приведенных выше формул в которых значения τ_0 и β взяты из [1], а механические свойства материалов из [3]. Степень нагружения k определяется по методике, приведенной в работе [2].

Как следует из графиков рис.1, минимум коэффициента трения скольжения приходится на область $0,1 < k < 10$. Анализ приведенных зависимостей говорит о противоположном влиянии адгезионных и механических свойств фрикционной пары на положение минимума коэффициента трения. Характерной является величина комплекса τ_0 / JH^2 . В переходной стадии с ростом этой величины степень нагружения, соответствующая минимуму коэффициента трения, смещается в сторону больших значений k , в то время как в упругой стадии все происходит наоборот. Несмотря на значительные различия в константах τ_0 и β для разных пар трения, минимальные значения коэффициента трения отличаются незначительно.

Библиографический список

1. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968.- 478 с.
2. Ланков А.А., Миронов В.А. упругость, упругопластичность, пластичность в конструкционных средах.- Тверь.:ТГТУ, 1997.-132 с.
3. Таблицы физических величин. Справочник.-М.: Атомиздат, 1976.-1006 с.

УДК 621.891

И.И. Беркович, Е.А. Чеснова
Тверской государственной технической университет

ПРИМЕНЕНИЕ СИСТЕМЫ ПРЕДСТАВЛЕНИЙ О ДИСТОРТНОСТИ К ПРОЦЕССУ КОНТАКТИРОВАНИЯ ДИСПЕРСНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Исследование процессов формирования фактической площади контакта дисперсных материалов (ФПК) [1] показало, что в широком диапазоне номинальных давлений, характерном для условий переработки и формирования изделий методами порошковой технологии, зависимость относительной ФПК от номинального давления выражается в виде:

$$\eta = \frac{p}{\sigma_{0r} + (1 - \sigma_{0r} / p_{kp})p}, \quad (1)$$

где p - номинальное давление на контакте, σ_{0r} - параметр, совпадающий с понятием твердости материала частицы, p_{0r} - номинальное давление, при котором смыкаются поры $\eta = 1$. Соотношение (1) удобно представить в виде:

$$\eta = \frac{p_0}{\sigma_0 + (1 - \sigma_0)p_0}, \quad (2)$$

где $p_0 = p/p_{кр}$; $\sigma_0 = \sigma_{0r}/p_{кр}$, причем η и p_0 определены в области от 0 до 1.

Соотношение (1) отражает формирование ФПК в условиях пластической деформации со взаимным влиянием частиц, когда давление текучести на контакте линейно возрастает с ростом номинального вплоть до полного насыщения ФПК, после чего оно становится равно номинальному.

В последние годы получило развитие новое направление в науке, рассматривающее нелинейность процессов, характеризуемую понятием "дистортность" [2,3,4,5,6]. Разработана система оценок меры нелинейности, позволяющая определить параметры перехода системы из одного состояния в другое, то есть выявить предельные состояния. Зависимости, описывающие разнообразные явления, приводятся к нормализованному виду таким образом, что область определения функции и аргумента заключена в интервале $\langle 0,1 \rangle$. При этом применяются нелинейные преобразования алгебраического либо тригонометрического типа. Авторы упоминаемых работ показали, что многие процессы можно отобразить на плоскости в виде круговой диаграммы Мора, предложенной им для геометрического представления напряженно-деформированного состояния твердых тел и нахождения предельных состояний. Такой подход позволяет выразить ряд критериев, определяющих характер процесса и свойства структуры системы, а также параметры предельных состояний.

Зависимость (2), записанная в нормализованном виде, по форме совпадает с уравнением Ленгмюра для процесса адсорбции, подвергнутого анализу в работе [6].

На рис.1 представлены графики зависимости относительной ФПК и фактического давления на контакте ($\sigma_r = N/A_r = p/\eta$, N - нормальная нагрузка) от номинального давления для порошков алюминия, меди и железа, контактирующих с твердой гладкой поверхностью. Причем с целью унификации фактическое и номинальное давление выражено в долях от справочных значений предела текучести поименованных материалов ($\sigma_{r0} = \sigma_r/\sigma_T$, $p_T = p/\sigma_T$).

Таблица 1. Параметры контактирования

Металл	σ_T , МПа	σ_{0r} , МПа	σ_{0rT}	σ_0	$P_{кр}$, МПа	$P_{крT}$
Al	50	141	2.8	0.256	550	11.0
Cu	120	300	2.5	0.210	1430	11.9
Fe	210	550	2.6	0.182	3020	14.3

Рисунок показывает, что имеется общность в контактировании металлов. Обработка опытных данных показала, что для испытанных металлов $\sigma_{r0} \cong 2.6$; $P_{кр}/\sigma_T = P_{крT} \cong 12.4$.

В табл.1 представлены значения параметров контактирования.

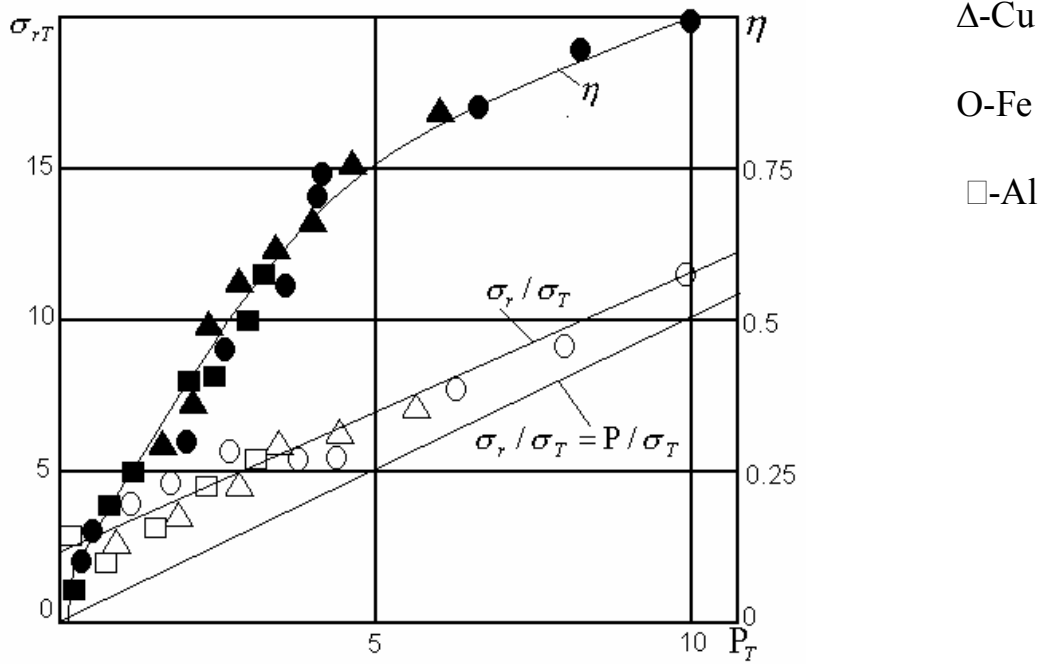


Рис. 1. Зависимость относительного ФПК и фактического давления от номинального давления.

На рис. 2 представлены графики соотношения (2). Совместное решение

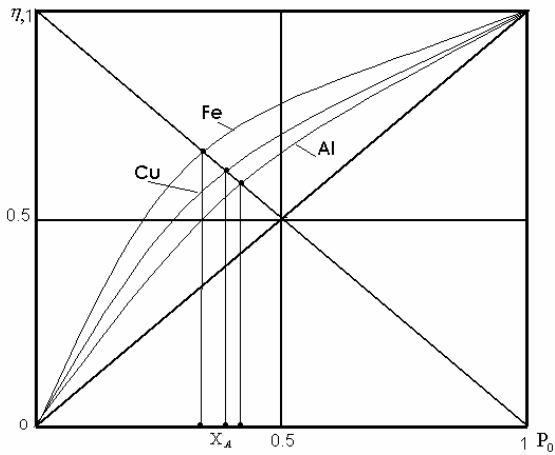


Рис. 2. Графики соотношений (2).

уравнений (2) и $\eta = 1 - p_0$ позволяет найти величину уровня нелинейности:

$$X_A = P_{0,A} = \sqrt{\sigma_0} / (1 + \sqrt{\sigma_0})$$

Подставив это соотношение в формулу (2), выражаем величину относительной ФПК, соответствующую данному номинальному давлению:

$$\eta_A = (1 + \sqrt{\sigma_0})^{-1}.$$

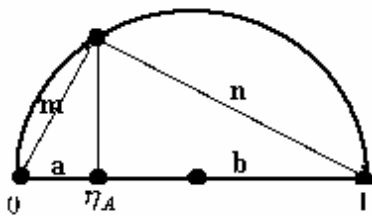


Рис. 3. Круговая диаграмма

Далее, пользуясь описанной методикой, отображаем процесс контактирования на круговой диаграмме, представив относительную ФПК как часть целого - единицы (рис. 3).

В теории дистортности отношение отрезков $a/b = \Pi_{kl}$ выражает критерий линей-

Таблица 2. Значения критериев.

Материалы	X_A	$\Pi_{кн}$	Д	K_H
Алюминий	0.336	1.41	1.98	0.166
Медь	0.314	1.48	2.18	0.170
Железо	0.299	1.53	2.34	0.171

ного преобразования, а отношение отрезков $m/n = \Pi_{кн}$ – критерий нелинейного преобразования.

Поскольку $\Pi_{кн} = \eta_A / (1 - \eta_A) = \sigma_0^{-1/2}$,

а $\Pi_{кн} = \sqrt{\Pi_{кл}}$, то $\Pi_{кн} = \sigma_0^{-1/4} = D^{1/2}$,

где Д - фрактальная размерность структурной системы. Отсюда

$$D = \sigma^{-1/2}.$$

Таким способом удается наиболее кратким путем выразить характеристику дробной мерности структуры зоны контакта дисперсного тела - фрактальную размерность. Далее выразим критерий предельного равновесия:

$$K_H = |Z^2(Z^2 - 1)/(Z^2 + 1)|, \quad (3)$$

где $Z = 1/\Pi_{кн}$.

Зависимость (3) имеет максимум при $\Pi_{кн} = 1,57$; $K_{H \max} = 0,168$, что соответствует условию предельного равновесия, то есть пластическому состоянию системы. В табл.2 приведены значения перечисленных критериев.

Приведенные результаты показывают, что наибольшая фрактальная размерность наблюдалась у порошкового железа, которое при одинаковом с другими металлами относительном давлении было ближе других к компактному состоянию.

Об этом также свидетельствуют графики на рис. 2. Все перечисленные материалы испытывали пластическую контактную деформацию, о чем свидетельствуют значения критерия K_H , практически совпадающие с равновесными.

Представления о дистортности физических явлений может быть плодотворно использовано в трибологии.

Библиографический список

1. Беркович И.И. Фрикционное взаимодействие дисперсных материалов с твердой поверхностью// Трение и износ. -1995. -Т.16. №6. -С. 1079-1117.

2. Миронов В.А., Зюзин Б.Ф., Лотов В.Н. Введение в дистортность.- Тверь: ТГТУ, 1994. -160 с.
3. Миронов В.А., Зюзин Б.Ф., Лотов В.Н. Дистортность в механике горных пород. –Тверь, 1995. -196 с.
4. Лотов В.Н. Предельные напряженно-деформированные состояния в торфяных системах. –Тверь, 1997. -145 с.
5. Дистортность в природных системах / Миронов В.А., Зюзин Б.Ф., Терентьев А.А., Лотов В.Н. Мн.: Беларуская навука. -1997. 415 с.
6. Дистортность - единство предельности Мироздания. Миронов В.А., Богатов Б.А., Зюзин Б.Ф., Лотов В.Н. Монография. – Тверь: ТГТУ. 1996. 192 с.

УДК 621.891

А.Н.Болотов, В.В.Новиков, О.О.Туманова
Тверской государственный технический университет

ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ КОМПОЗИЦИОННОГО АЛМАЗОСОДЕРЖАЩЕГО ИНСТРУМЕНТА НА КЕРАМИЧЕСКОЙ СВЯЗКЕ ПРИ ОБРАБОТКЕ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

Одной из тенденций развития современного машиностроения является создание новых материалов для обрабатываемого инструмента, позволяющих значительно увеличить производительность и ресурс работы оборудования и одновременно обеспечить требуемую точность изготовления и качество поверхности деталей [1, 2].

На основе разработанной в Тверском государственном техническом университете технологии [3] получен новый инструментальный композиционный алмазосодержащий материал (КАМ), представляющий собой тугоплавкую керамическую матрицу, состоящую из различных оксидов алюминия и дисперсных включений алмаза, сохраняющих при этом свои уникальные физико-механические и триботехнические свойства. КАМ получен с применением метода микродугового оксидирования [4].

Новый композиционный керамический алмазосодержащий материал может быть использован в технологических процессах, схема которых реализует абразивное изнашивание обрабатываемой детали, в частности для изготовления шлифовальных кругов.

Нами было проведено сравнение триботехнических характеристик полученных КАМов с традиционно выпускаемыми промышленностью инструментальными материалами при испытании их в идентичных условиях нагружения. В качестве опытных образцов были взяты шлифовальные круги с металлической связкой типа М1 и специально изготовленные круги из КАМа. Зернистость всех образцов - 63/50, концентрация алмаз-

ных зерен - 100%. Обработывалась радиотехническая керамика состава BaO - SiO₂ - Al₂O₃ микротвердостью 16 ГПа. Испытания проводились при скорости 28 м/с и давлении в зоне трения 1 МПа. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости использовались: для образцов с металлической связкой - электролит, для образцов со связкой на основе оксидов алюминия - вода техническая. Некоторые результаты испытаний приведены в табл.1.

Таблица 1. Результаты испытаний абразивного инструмента при обработке сверхтвердой керамики

Параметры испытаний	КАМ	М1
Производительность, см/мин	0,9 - 1,1	0,7 - 0,8
Коэффициент трения	0,15 - 0,16	0,28-0,32
Шероховатость поверхности Ra, мкм	0,29 - 0,33	0,16 - 0,32
Коэффициент термического расширения, 1/град при 100°С	$5,1 \cdot 10^{-6}$	$6,5 \cdot 10^{-6}$

Таблица 2. Результаты испытаний абразивного инструмента при обработке алмазов

№ п.п	Зернистость, мкм	Концентрация алмазов объемная, %	Износ круга, мм	Линейная скорость круга, м/мин	Уменьшение диаметра заготовки, мм/мин	Время испытания, мин
1(КАМ)	60/40	30	0,25	279,2	0,046	32,12
2(КАМ)	60/40	20	0,7	277,3	0,023	43,02
3(КАМ)	60/40	40	0,6	275,2	0,022	65,80
4(1А1)	80/63	25	0,9	432,5	0,017	14,92

Сравнительные испытания шлифовальных кругов из композиционных алмазосодержащих материалов проводились на Смоленском производственном объединении «Кристалл». Оценивалась работоспособность керамического алмазосодержащего инструмента, позволяющего без применения электролита производить обточку алмазных заготовок в производственных условиях. Для сравнения одновременно проводились испытания алмазного инструмента 1А1 на металлической связке, используемого в серийном производстве изделий.

Испытания проводились на обдирочном станке СОА —3. Для смазывания и охлаждения инструмента 1А1 применялась вода техническая. Ал-

мазные заготовки предварительно обтачивались резцом до коэффициента обточки 0,08 — 0,10, после чего производилась обточка алмазным кругом до заданного диаметра. Перед началом обработки кругом и по окончании обработки производился замер диаметра круга алмазной заготовки, и фиксировалось время обработки. Алмазные круги вырабатывались на величину керамического слоя до появления металлического блеска на алмазосодержащем слое. Результаты испытаний приведены в табл. 2.

По результатам испытаний можно сделать следующие выводы.

1. Производительность кругов из композиционного алмазосодержащего материала выше, чем у применяемого обычно при обработке керамики инструмента с металлической связкой. Существенно выше износостойкость кругов из КАМа, коэффициенты трения и термического расширения ниже. При определенных режимах обработки реализуется режим самозатачивания.

2. Полученный способ изготовления алмазного инструмента на керамической связке позволяет проводить обточку алмазных заготовок без применения электролита. Это существенно улучшает экологию на предприятии, снижает затраты на электроэнергию, дает возможность упростить в дальнейшем конструкцию обточных станков. Отсутствует необходимость в принудительной правке инструмента. Износ алмаза (уменьшение диаметра алмазной заготовки в единицу времени) при обточке кругами на керамической связке выше по сравнению с обработкой кругом на металлической связке в 1,3 — 2,7 раза. Износ КАМа в сравнении с износом стандартного инструмента меньше. Качество пояска после обработки экспериментальными кругами алмазного изделия определено специалистами ПО "Кристалл" как хорошее. Овальность алмазных заготовок после обработки находилась в пределах допуска.

Таким образом, новый композиционный алмазосодержащий инструмент можно рекомендовать для эффективной обработки высокопрочных марок керамики, синтетических и природных сверхтвердых алмазов.

Библиографический список

1. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. - М.: Машиностроение, 1993. 337 с.
2. Скоростная алмазная обработка деталей из технической керамики / Н.В.Никитков и др. - Л.: Машиностроение, 1984.
3. Способ изготовления композиционного материала: патент Российской Федерации RU 2055696 С1 6 В 22 F 3/14, 3/24 / Болотов А.Н., Новиков В.В. и др. (Россия). 6 с.
4. Новиков В.В. Создание и комплексное исследование алмазосодержащих керамических трибоматериалов для узлов трения различного назначения: Автореф. дис. ... канд.техн. наук. - Тверь, 1998. 22 с.

ОБЩНОСТЬ И ОТЛИЧИЯ В ДЕФОРМИРОВАНИИ УПРОЧНЯЮЩИХСЯ И НЕУПРОЧНЯЮЩИХСЯ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ СРЕД

Сплошные среды, как природные, так и техногенные, в зависимости от своей механической структуры по виду деформирования могут быть отнесены к неупрочняющимся или к упрочняющимся материалам.

В настоящей работе будет рассмотрена задача деформирования таких сред под воздействием сферического штампа, имеющая весьма серьезное значение в практических задачах, таких, как сжатие шероховатых тел, сопровождаемое изменением жесткости, электро-, термо-, магнитосопротивлений, объема зазора, трения скольжения, коэффициента гистерезисных потерь и пр.

Деформирование упрочняющихся материалов рассмотрено в работах [1,2]. В основе метода исследования предполагается, что во всех телах независимо от их физической структуры между частицами существуют упругие силы притяжения - сжатия, обусловленные наличием на границах частиц атомов. В условиях сжатия твердых тел в результате взаимопроникновения электронных оболочек (принцип Паули) и отталкивания положительных ядер возникают силы отталкивания, уравновешивающие внешнюю нагрузку. Структура твердых тел такова, что они крайне неоднородны и содержат многочисленные дефекты строения, которые, начиная с напряжения предела текучести, являются причиной изменения первоначальной структуры материала, сопровождающегося сменой напряженно-деформированных состояний в процессе нагружения. При росте нагрузки дефекты, дробясь, поворачиваясь, уплотняясь, проскальзывая или зацепляясь и пр. инициируют изменение механической структуры материала среды, приводящее к изменению НДС и постепенному ее пластифицированию у упрочняющихся материалов. Начиная с некоторого давления, пластические свойства нарастают быстрее упругих, относительный вес которых постепенно уменьшается. Когда упругие деформации составят незначительную часть от упругопластических, то такое состояние среды называется локально-пластическим. На практике это означает неизменность давления штампа на материал. Дефекты строения, являющиеся причиной возникновения пластических свойств локального объема, выходят на поверхность твердого тела только в области непосредственного соприкосновения среды со сферическим штампом, то есть там, где давление на поверхность тела максимально. Участок соприкосновения ограничивает внешнюю поверхность пластифицированного объема, так как существует

еще граница внутри материала, отделяющая шаровидный объем пластически деформируемой среды от остальной ее части, которая остается в своем обычном упругом состоянии.

Задача решена в относительных единицах, причем нормами измерения являются некоторые физические константы, полученные на основе формул Герца [3,4], определяющие начало области интенсивного упрочнения, которая возникает при равенстве «упругого» давления и некоторого предельного неразрушающего давления (или предельной твердости) H , характерного для данной среды. Эта величина не является аналогом какой-либо известной меры твердости (Бринелля, Роквелла, Виккерса, Герца и пр.), так как последние придуманы как инженерные методы измерения прочности и не связаны со свойствами деформируемой среды, от которой они должны зависеть, а способны только в какой-то степени отражать эти свойства. Понятие твердости должно органически определяться механическими характеристиками деформируемой среды, которые включают как упругие, так и пластические ее свойства, а это означает, что должна существовать теория, объясняющая деформационное упрочнение. На основе предположения о равенстве давлений определены критические параметры, или меры измерения, зависящие от механических характеристик среды и размеров шарового штампа. Такими критическими параметрами, определяющими нижнюю границу области деформационного упрочнения, являются: нагрузка $P_{кр} = 4.36 \cdot [J \cdot D]^2 \cdot H^3$, диаметр видимого отпечатка $d_{кр} = 3.33 \cdot J \cdot H \cdot D$, предельная твердость H , внедрение $\alpha_{кр} = 0.5 [J \cdot H]^2 \cdot D$. Эти постоянные являются мерами измерения соответствующих величин. Формулы удобно выразить в относительных или нормированных единицах, к которым относятся: нормированные: нагрузка или степень нагружения $k = P/P_{кр}$, диаметр отпечатка $d/d_{кр}$, внедрение $\psi = \alpha/\alpha_{кр}$.

На основании теории [1,2] созданы определяющие уравнения для участка деформационного упрочнения ($1 < k < k_{пред}$):

$$d = d_{кр} \cdot \sqrt{0.5 \cdot (k + k^{1/2})}.$$

$$p = H / (1 + 1/k^{1/2}). \quad (1)$$

$$\alpha = \alpha_{кр} \cdot 0.5 \cdot (k + k^{1/2}).$$

Предельная твердость H - это давление на материал среды в предельно упрочненном состоянии, которое, как видно из формулы (2) никогда не достигается на практике. По этой причине предельная твердость находится из единой кривой нормированного давления (1), на основании которой методом экстраполяции и находится H по формуле

$$H = \frac{0.016 \cdot d^4}{(J \cdot D)^2 \cdot P} \cdot \left\{ 1 - 2 \cdot \cos 60^\circ + \frac{1}{3} \cdot \arccos \left(1 - 121.5 \cdot \left(\frac{J \cdot D \cdot P}{d^3} \right)^2 \right) \right\}^2.$$

Во всех выражениях: P - нагрузка, d - диаметр отпечатка, D - диаметр штампа, J - контактная податливость, равная $J = (1 - \mu_1^2)/E_1 + (1 - \mu_2^2)/E_2$, α - деформация).

Суть всех определяющих и вытекающих из них уравнений упругопластичности в том, что материал среды никогда не может достигнуть состояния локальной пластичности, чему соответствует $k = \infty$. Существует предел численного значения степени нагружения, зависящий от механических свойств среды и относительного внедрения, рассчитываемый по формуле (2), определяющий конечное состояние материала среды как упругопластическое:

$$K^* = 0,5 + 0,18 \cdot \left(\frac{d}{J \cdot D \cdot H} \right)^2 - \sqrt{0,25 + 0,18 \cdot \left(\frac{d}{J \cdot D \cdot H} \right)^2}. \quad (2)$$

Все вышесказанное относится к участку упрочнения, начинающегося с $k=1$ и заканчивающегося при $k=K^*$. Исследования поведения материала среды при степенях нагружения $k < 1$ показало, что между упругой фазой, заканчивающейся в соответствии с принципом Треска-Сен-Венана при $k=0,05$ [1,2,3], и областью развитой упругопластичности (деформационного упрочнения) существует переходная фаза, в которой материал изменяет свою структуру таким образом, чтобы он получил способность под влиянием нагрузки деформироваться сначала упругопластически, а затем, если позволяют условия нагружения, что определяется формулой (2), и пластически.

Эта фаза, занимающая диапазон степеней нагружения $0.05 < k < 1$, названа нами областью ограниченной упругопластичности или ООУП.

Определяющие уравнения в этой фазе деформирования имеют вид:

$$d/d_{кр} = k^{0.45}, \quad (3)$$

$$\alpha/\alpha_{кр} = k^{2/3},$$

$$p/H = 0.5 \cdot k^{0.1}. \quad (4)$$

В упругой фазе деформирования ($k < 0.05$) справедливы формулы Герца, которые для техногенной среды с учетом J и H принимают вид:

$$d/d_{кр} = 0.707 \cdot k^{1/3},$$

$$\alpha/\alpha_{кр} = k^{2/3},$$

$$p/H = k^{1/3}.$$

Таким образом, все металлы, находящиеся в твердом состоянии, при нагружении сферическим штампом последовательно минуют три фазы напряженно-деформированного состояния, а некоторые (у которых произведение $J\cdot H$ не превышает тысячных долей от единицы) могут сколь угодно близко подойти к фазе локальной пластичности, но никогда ее не достигают (\angle). На рис. 1 показано, как и в каких пределах степени нагружения происходит смена фаз напряженно-деформированного состояния (НДС) среды. На графике EA - область упругого деформирования, AB - ООУП, BC - область развитой упругопластичности (ОРУП) или деформационного упрочнения. В точке С достигнута только практическая пластичность, когда, не учитывая медленного возрастания давления, считают его постоянным.

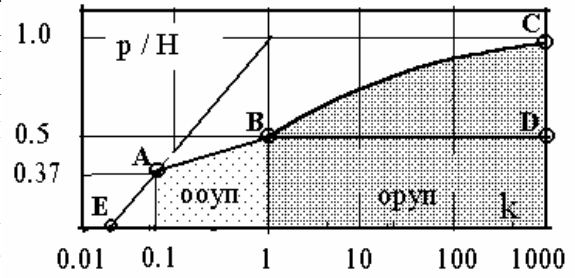


Рис. 1. Смена фаз НДС при возрастании k

Перестройка механической структуры среды, приводящая к упрочнению, происходит на участке ABC, причем в ООУП (AB) слабо, наиболее интенсивно на участке BC в области $1 < k < 9$, после чего темп роста пластических свойств резко замедляется. В точке С локальная пластичность еще не достигается. В большинстве случаев деформирования металлов НДС определяется величиной k^* от нескольких десятков (у твердых металлов) до сотен или тысяч единиц (у металлов средней и малой твердости), что определяет конечное состояние как упругопластическое. При сжатии шероховатых поверхностей, где неровности напоминают сферические сегменты, предельное значение k^* у сталей составляет обычно десятки единиц.

На рис. 2 показано распределение давления по контактной площадке в разных фазах НДС. Кривая, ограничивающая затененную часть рисунка, – эпюра упругой фазы. Кривая при $k=1$ показывает распределение давления в ООУП. Далее при разных значениях k в ОРУП показано, как трансформируется эпюра нагружения при разных степенях нагружения от $k=1$ до $k=5000$, превращаясь в равномерное распределение при $k=5000$.

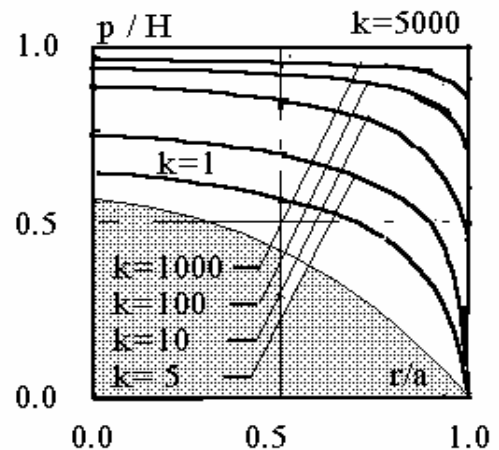


Рис. 2. Распределение давления по контурной площадке

Все рассмотренное выше экспериментально подтверждено как на сплавах цветных металлов, так и на сталях. Однако это совсем не означает, что другие природные или техногенные среды не способны упрочняться. Так, на основании экспериментов по удару следует, что парафин ведет себя как низко модульный упрочняющийся материал [6].

Метод нормирования по физическим константам позволяет сравнивать процессы деформирования различных по физической природе сред, например, упрочняющихся с неупрочняющимися. В качестве неупрочняющихся материалов нами исследованы мерзлые торфяные и подстилающие торф грунты (глина, сапропель, цементирующий их лед). В исследованиях деформирования мерзлых сплошных органоминеральных сред (ОМ) различной физической природы считается, что такие среды не упрочняются, и при их сжатии возможны только два вида напряженно-деформированного состояния среды – упругое и пластическое. Такой механизм деформирования принимался за истинный еще 25-30 лет назад не только для мерзлых торфяных грунтов, но и при исследовании деформаций упрочняющихся металлов, нагружаемых шаровым штампом. Еще в 1872 г. Треска утверждал, что “...существует промежуточная область пластического упрочнения, имеющая место за пределом упругости и до того, как начинается постоянное течение...” [7]. Эта область, обнаруженная в опытах по растяжению, не совсем правильно названа в теории пластичности участком текучести, так как при этом не учитывалось сужение поперечного сечения цилиндрического образца при его растяжении, вследствие чего напряжение течения принималось постоянным (участок Людерса-Чернова-Хартмана). В действительности, если учесть уменьшение сечения (при сжатии - возрастание сечения), то можно обнаружить незначительный, но систематический рост напряжения на этом участке, что связано со слабым упрочнением материала.

С ростом нагрузки, по преодолении этого участка материал способен деформироваться пластически, сохраняя напряжение постоянным (неметаллы), или начать интенсивно упрочняться, как это происходит в металлах при их сжатии или растяжении.

Типичная ошибка теории, возникающая в этом случае, – допущение, что процесс упрочнения начинается при достижении предела текучести. Все твердые сплошные материалы должны обязательно обладать участком слабого упрочнения, который начинается по достижении предела текучести. Необходимость существования такого участка объясняется невозможностью мгновенного перехода из упругого НДС в другое – пластическое или ОРУП.

Любой мерзлый органоминеральный грунт является сложным образованием, обладает многофазностью и многокомпонентностью. Этим сплошные природные и техногенные материалы отличаются от гипотетических сплошных, всегда изотропных сред, применяющихся как модели,

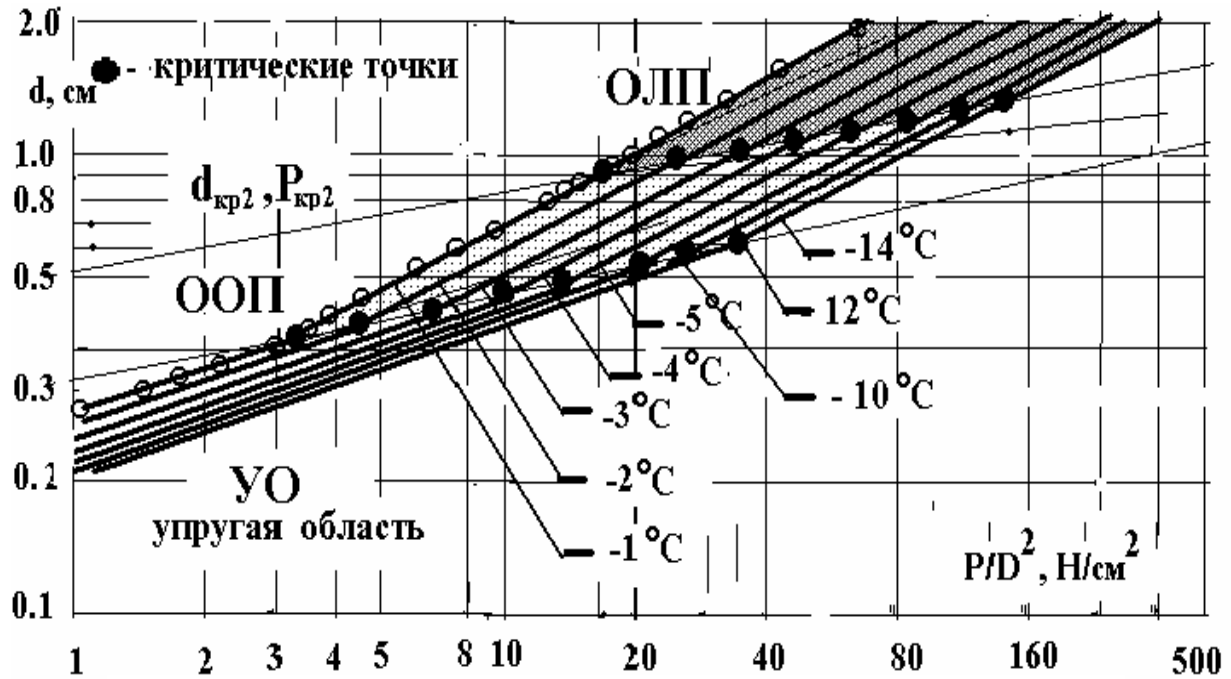


Рис. 3. Три фазы деформирования мерзлых грунтов

наделенные упругими или пластическими свойствами, которые заранее оговорены множеством допущений. Естественно, что гипотетические среды обладают только монодеформацией и не способны изменять свое НДС. В техногенных средах, обладающих различными дефектами структуры, обязательны изменения НДС. По нашим представлениям, переход от упругой деформации к пластической не может происходить в очень узком (точечном) интервале нагрузок ввиду того, что возможность деформироваться пластически многофазная среда приобретает в процессе постепенного изменения ее структуры, а это означает, что необходимо затратить какое-то время на создание промежуточного напряженно-деформированного состояния (НДС), роль которого и состоит в изменении первоначальной структуры с целью подготовки материала среды к пластическому деформированию. Для подтверждения такого предположения проведен эксперимент по вдавливанию шарового штампа в мерзлый торфяной грунт, имеющий целью обнаружить такую область. С целью идентификации вида НДС применялись известные соотношения типа $d=f(P)$, полученные теоретическим путем [2,5] для гипотетических сред, предполагая, что они должны выполняться в природных и техногенных многофазных материалах. Эти хорошо известные соотношения для внедрения шара в среду имеют вид [3]:

$$\text{для упругих сред } d=(3 \cdot J \cdot P \cdot D)^{1/3}, \quad \text{для пластических } d=(4 \cdot P / \pi \cdot p_0)^{1/2}.$$

Эксперименты по внедрению шарового штампа в мерзлый органоминеральный торфяной грунт подтвердили, что упругая фаза отделена от пластической промежуточной фазой НДС, названной нами областью огра-

ниченной пластичности (ООП). С тем же основанием эту фазу можно назвать и областью ограниченной упругости, так как материал среды в этой фазе ведет себя уже не как идеально упругое тело, но еще не приобрел свойства пластически деформируемой среды.

В экспериментах вместо нагрузки использовалась механическая степень нагружения, равная отношению нагрузки к квадрату диаметра штампа (P/D^2 , Н/см²). Применение этой величины необходимо для того, чтобы при использовании штампов разного диаметра, изменив соответственно нагрузку, оставить эту величину постоянной для сохранения подобных условий деформирования.

В опытах замерялось внедрение штампа S , по которому определялся диаметр отпечатка штампа по формуле $d=2 \cdot [(D-S) \cdot S]^{1/2}$. Необходимость в определении диаметра отпечатка объясняется тем обстоятельством, что законы изменения диаметра отпечатка для идеализированных упругих ($d \approx P^{1/3}$) и пластических ($d \approx P^{1/2}$) материалов известны, и фазу деформирования можно легко определить по наклону графиков, если построить их на логарифмическом шаблоне зависимости $d=f(P/D^2)$. Выводы, полученные нами, справедливы и для всех других пластично-мерзлых органо-минеральных грунтов, исследованных нами, - льда, сапропеля, торфа, вязкопластичной глины.

На рис.3 приведена типичная зависимость диаметра d от степени нагружения для мерзлого торфяного грунта для отрицательных температур θ -1, 2, 3, 4, 5, 10, 12, 14 °С в диапазоне степеней нагружения от 1 до 400 Н/см². На графике семейство эквидистантных прямых в определенных точках дважды меняет наклон, причем последний с ростом степени нагружения в каждой фазе возрастает. Изменения наклона связаны с изменением напряженно-деформированного состояния среды, которое возникает с ростом нагрузки

Несмотря на разные внешние условия, наклон графиков одинаков в каждой фазе НДС и от температуры не зависит. Наибольшее количество точек снималось по обе стороны границы каждой фазы.

Диаметры отпечатков и нагрузки, соответствующие переходу от упругости к переходной фазе (ООП), обозначены $d_{кр1}, P_{кр1}$, при переходе от ООП к фазе локальной пластичности (ОЛП) - $d_{кр2}, P_{кр2}$. Наклоны графиков составляют соответственно 1/3, 0,45, 0,5. Первый и третий наклоны соответствуют зависимостям, известным для идеально упругих, и идеально пластических сред. Наклон 0,45 характерен для конструктивных неидеализированных сред и для переходной области деформирования, когда деформация уже не упруга, но еще и не локально-пластическая. Заметим, что такой наклон характерен и для металлов в ООУП.

Появление ООП не является чем-то неожиданным. Еще в начале и середине века, когда исследовались свойства сталей, обладающих не очень высокой твердостью, убедились в существовании участка текучести, кото-

рый обнаруживался при растяжении цилиндрического образца. Уменьшению сечения образца не придавалось особого значения, поэтому этот участок определялся как участок пластического течения. Предел текучести определяет только критическую точку, отделяющую участок упругой деформации от участка слабого упрочнения. Ошибочная трактовка участка текучести возникла по простой причине - этот термин очень устраивал развивающуюся в то время теорию пластичности и упрощал решение задач.

Критические параметры, знаменующие переход из ООП в ОЛП, связаны между собой соотношениями, отличающимися от соответствующих величин для упрочняющихся материалов только тем, что вместо H используется предельное давления P_0 , являющееся легкоопределимой константой в ОЛП, и модуль деформации J , определяемый экспериментально, а именно,

$$P_0 = 4.36 \cdot (J \cdot D)^2 \cdot p_0^3 \quad d_0 = 2.356 \cdot J \cdot D \cdot p_0.$$

Приведенные выше критические значения, характерные для начала ОЛП, в дальнейшем, используются как масштабы измерения тех же величин, в результате возникают нормированные переменные d/d_0 и $k = P/P_0$.

Определяющие уравнения в области ограниченной пластичности будут такими же как и формулы (3), (4), но с учетом этих изменений.

На участке локальной пластичности (ОЛП) определяющие уравнения меняют вид:

$$d/d_0 = k^{0.5}, \quad \alpha/\alpha_0 = k^{2/3},$$

$$p = 0.5 \cdot k^0 = \text{Const}.$$

Если экспериментальные результаты выразить в нормированных единицах, то ввиду того, что последние выбраны не совершенно произвольно, а являются функциями механических свойств среды, зависимости нормированных величин друг от друга будут универсальными, независимыми от температуры, времени нагружения, свойств грунта и пр.

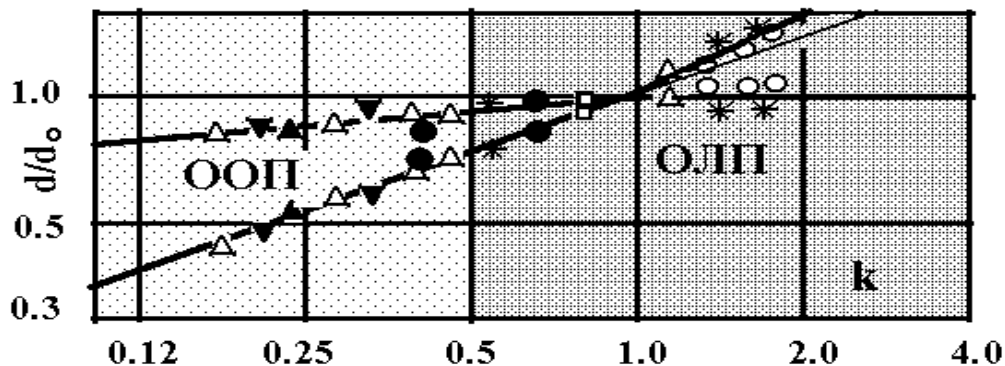


Рис. 4. Зависимость относительного диаметра от степени нагружения

Следовательно, все эксперименты будут объединены на одном графике.

На рис.4 приведена зависимость нормированного диаметра и нормированной твердости от обобщенной степени нагружения k сред с неодинаковыми физическими и механическими свойствами, находящихся под действием штампов разного диаметра, с различным (но в каждом опыте постоянным) временем выдержки под нагрузкой. До $k=1$ величина $d/d_{кр}$ возрастает пропорционально $k^{0.45}$, а давление $\approx k^{0.1}$ - это участок ограниченной пластичности, на котором противодействие внешней нагрузке значительно больше, чем в упругой фазе.

При $k>1$ нормированный диаметр растет пропорционально $k^{0.5}$, а давление пропорционально $k^0=1$, то есть сохраняет постоянное значение $P=P_0=Const$, что соответствует состоянию идеальной, в нашем случае локальной пластичности.

Для того чтобы воспользоваться соотношениями для ООП и ОЛП, необходимо только определить значения механических параметров среды p_0 , J и критическое усилие P_0 . Все эти величины не требуют выполнения большого труда по оценке факторов, определяющих сопротивление грунта внешним усилиям. Все свойства мерзлых грунтов (плотность, влагосодержание, количество органических и минеральных армирующих включений, наличие свободной и связанной воды, степень кристаллизации воды и пр.) комплексно содержатся в критической нагрузке, диаметре отпечатка и пр. характеристических величинах. Именно в этом ценность метода.

Если существует метод нахождения критических параметров, то не составляет особого труда найти необходимые для расчета абсолютные значения любых интересующих величин.

С учетом обязательного существования ООП, появляющейся ранее ОЛП, картина возникновения зон деформирования под индентором будет несколько отличаться от обычно принятой (рис.5). Цифрой 1 на обоих рисунках обозначено упругое состояние, присущее любой техногенной среде, проявляющееся при приложении ничтожно малой нагрузки. При превышении предела текучести возникает шарообразная область пластической среды (3), которая возрастает с ростом внешнего усилия [3,7]. Более реальная картина представлена на рис.5б. Первоначально в упругой среде (1) появляется зона ограниченной пластичности (2), предшествующая ОЛП, которую подпитывает окружающая ее упругая среда по всей граничной поверхности максимальных касательных напряжений между упругой областью и ООП, где и происходит генерирование материала с измененной структурой. Общий вес такого материала растет при приближении к другой граничной поверхности между ООП и ОЛП. На этой границе изменение структуры среды закончено. Материал среды полностью пластифицирован (3), и дальнейшего изменения в структуре материала не происходит вплоть до ее разрушения.

Несколько иная картина деформирования возникает под штампом, когда материал способен упрочняться. Сразу после ООУП возникает ОРУП, где материал начинает интенсивно перестраивать свою структуру

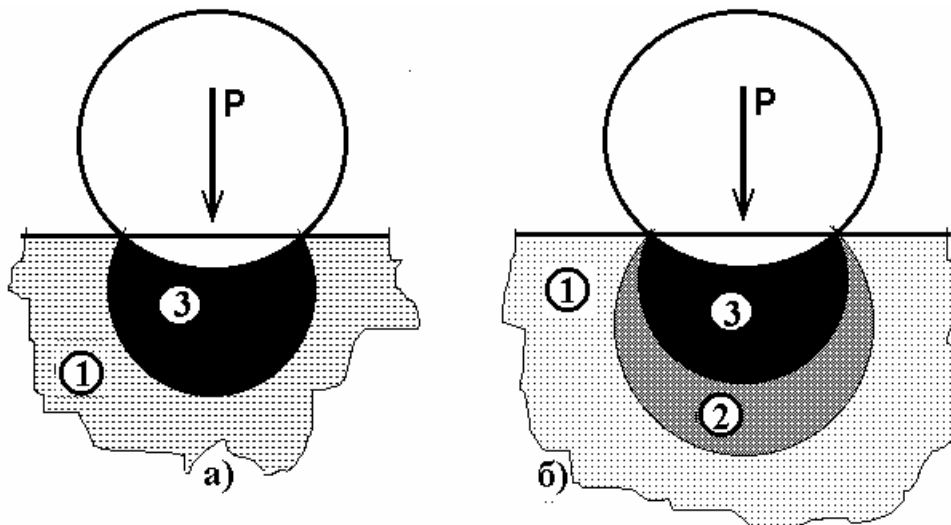


Рис. 5. Расположение деформированных зон: 1 – упругая, 2 – ООП, 3 – ОЛП;

а) по теории пластичности, б) по нашим представлениям

(шаровидная область 3 на рис.5б). В этом ядре материал весьма неоднороден. В центре степень пластичности выше, чем на периферии ядра, поскольку пластическая структура генерируется на пограничные ООП и ОЛП. Структура материала в этой зоне не может трактоваться как пластическая, так как процесс уплотнения продолжается. Неоднородность структуры постепенно сглаживается с ростом нагрузки. Полностью изотропным материал быть не может ввиду существования предельной степени нагружения k^* , всегда меньшей ∞ , что и определяет невозможность достижения полной пластичности.

В заключение отметим общность и различие упрочняющихся (УУП) и неупрочняющихся (НУП) сред:

1. В УУП средах предельная твердость определяется экстраполяцией, давления на $k \rightarrow \infty$, как максимальное неразрушающее давление на материал, напряженное состояние которого соответствует ОЛП. В НУП средах твердость ρ_0 определяется непосредственным измерением в ОЛП.

2. В УУП модуль упругости – величина достаточно стабильная. Изменение контактной податливости J происходит за счет изменения коэффициента Пуассона в ОРУП. В НУП средах соответствующая величина – модуль деформации J – медленно меняется во времени. Ее можно принять константой, если определять в точке, соответствующей началу ОЛП, так как в этой области J не изменяется, а незначительное изменение J в ООП не влияет на результат. Такая мера позволяет применять постоянный модуль деформации и в ООП.

3. Две фазы – упругая и ООП (в НУП средах) или ООУП (в УУП

системах) совершенно одинаковы. Причиной обеих является перестройка структуры, которая в НУП средах заканчивается в конце ООП, что вполне достаточно, чтобы полностью изменить вид деформации и принудить материал деформироваться пластически. В УУП средах с окончанием ООУП перестройка структуры начинается заметно интенсивнее, о чем говорит стремительный рост давления. Расхождение начинается с $k=1$, когда УУП среда выходит на участок упрочнения и, теоретически, в конце этого участка наступает локальная пластичность, которая на практике не достигается. В НУП средах после ООП следует состояние локальной пластичности. Неупрочняемость среды говорит об отсутствии механизма зацепления частиц и дефектов, благоприятствующих образованию преград и препятствующих скольжению.

Библиографический список

1. Ланков. А.А. Осесимметричная задача упругопластичности// Трение и износ. 1995. Т.13. № 5. С. 777-786.
2. Ланков А.А., Миронов В.А. Упругость, упругопластичность, пластичность в конструкционных средах. – Тверь.: ТГТУ, 1997. 134 с.
3. Уайетт О., Д. Дью-Хьюз. Металлы. Керамика. Полимеры. – М.: Атомиздат, 1979.
4. Тимошенко С.П., Гудьер. Теория упругости. – М.: Наука, 1970. 576 с
5. Нетягов П.Д., Измайлов В.В. Упругопластический контакт единичной неровности // Изв. Вузов. 1975. № 5. С.16-23.
6. Голдсмит В. Удар.: М.; 1965.
7. Белл Дж.Ф. Экспериментальные основы механики деформируемых тел. Ч.II. Конечные деформации. М. Наука, гл. ред. Физико-математической литературы, 1984. 432 с.
7. Миронов В.А., Ланков А.А. Процессы деформирования, ползучести и релаксации в мерзлых грунтах. – Тверь: – ТГТУ, 1998. 174 с.

УДК 534.141

А.А. Головнин, А.Ю. Егоров
Тверской государственной технической университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОДВИЖНОСТИ РАМЫ ВИБРОВОЛНОВОГО КАТКА ОТНОСИТЕЛЬНО ОБЕЧАЙКИ ПРИ ПОВОРОТЕ ВАЛЬЦА

Принципиальная схема виброволнового вальца [1] включает цилиндрическую обечайку радиуса R , на внутреннюю поверхность которой посредством трех роликов 1, 2, 3 опирается рама вальца (рис. 1). Два ролика 1

и 2 расположены на одной оси и отстоят друг от друга на расстоянии l_y , третий - со смещением его оси относительно оси первых двух на расстоянии l_x и на одинаковом расстоянии l_0 от них,

$$l_0 = \frac{l_y}{2 \sin \varphi},$$

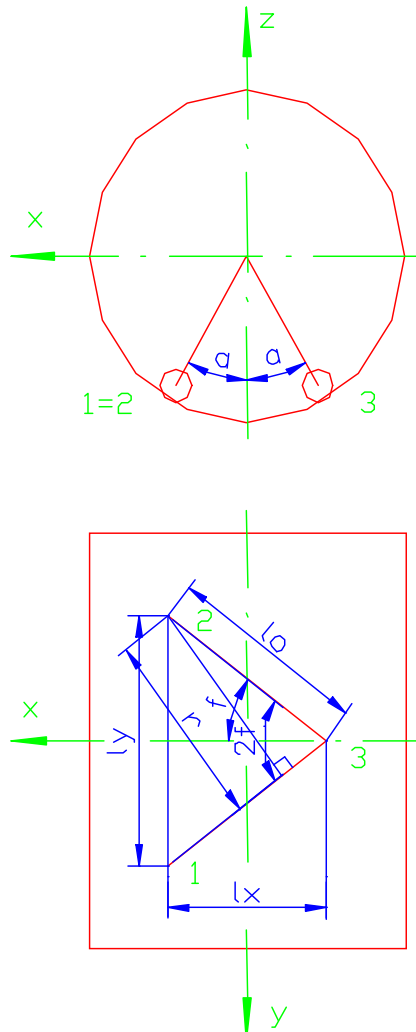


Рис. 1. Принципиальная схема виброволнового вальца

составляют соответственно 14 и 4,3 % от диаметра обечайки и расстояния l_y между роликами 1 и 2), в результате имеем трехточечное опирание рамы на цилиндрическую поверхность. Для определенности в исходном положении оси обечайки и роликов параллельны и горизонтальны. Оси первых двух и третьего ролика расположены по разные стороны относительно вертикальной продольной плоскости обечайки под одинаковым углом:

$$\alpha = \arcsin l_x / 2R.$$

Все ролики имеют одинаковую высоту

где $\varphi = \arctg (l_y / 2l_x)$.

Рассмотрим изменение взаимного положения рамы вальца и обечайки при их взаимном повороте, например, в результате сил, действующих в вальце при повороте катка. В результате поворота рамы вальца относительно вертикальной оси при сохранении контакта с цилиндрической поверхностью относительная высота роликов 1, 2 и 3 должна измениться: при фиксированной высоте точки 3 у одной точки (точка 1) - уменьшится, у другой (точка 2) - увеличится. Вследствие этого поворот плоскости 123 относительно вертикальной оси вызовет одновременный поворот ее относительно горизонтальной оси, а также изменение высоты плоскости 123. Оценим изменение высоты плоскости 123, имея в виду, что увеличение в процессе поворота высоты приведет к появлению возвращающего момента сил, стремящегося выровнять оси роликов относительно оси обечайки.

Абстрагируемся от размеров роликов (их диаметр 0,205 м и длина 0,08 м со-

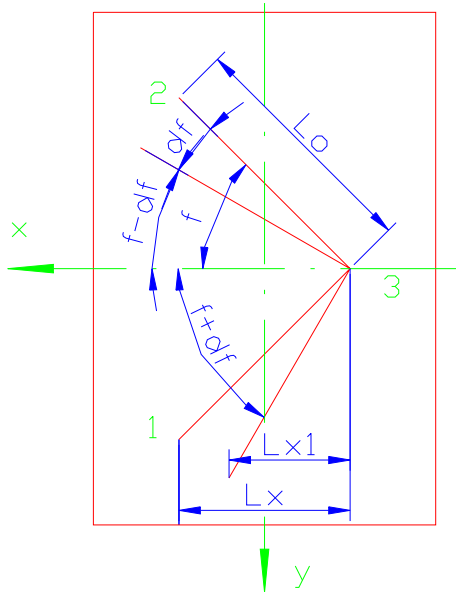


Рис. 2. Поворот плоскости 123
вокруг вертикальной оси

$$z_0 = -R \cos \alpha .$$

Перейдем от исходного положения к конечному последовательными шагами. Шаг первый: поворот плоскости 123 вокруг вертикальной оси, проходящей через точку 3, на заранее заданный угол $\Delta\varphi$ (рис. 2). Из рис. 2 имеем

$$l_{x1} = l_0 \cos(\varphi + \Delta\varphi).$$

Шаг второй: поворот плоскости 123 относительно горизонтальной оси, совпадающей с образующей цилиндра, проходящей через точку 3, до касания точки 1 поверхности цилиндра на угол $\Delta\beta$ (рис. 3).

$$\Delta\beta = \beta_1 - \beta,$$

$$\text{где } \beta_1 = \arccos \frac{l_{x1}}{2R}, \quad \beta = \arccos \frac{l_x}{2R}.$$

Изменение высоты точки 1

$$\Delta z_1 = l_{x1} \sin \Delta\beta.$$

Шаг третий: поворот плоскости 123 относительно оси 13 до касания точки 2 поверхности цилиндра. Из рис. 1 радиус вращения точки 2

$$r = l_0 \sin 2\varphi.$$

Координаты (x_2, y_2, z_2) искомого положения точки 2 будем искать как координаты точки пересечения цилиндрической поверхности радиуса R и окружности радиуса r , которую, в свою очередь, определим как пересечение сферической поверхности радиуса r и плоскости, перпендикулярной прямой 13 и проходящей через точку 2 (или через точку O) (рис. 1).

а) уравнение цилиндрической поверхности с осью, совпадающей с осью y :

$$x^2 + z^2 = R^2. \quad (1)$$

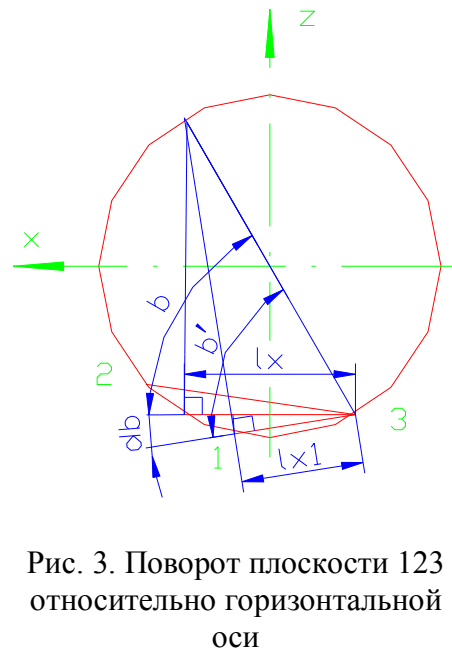


Рис. 3. Поворот плоскости 123
относительно горизонтальной
оси

б) уравнение сферической поверхности с центром в точке О:

$$(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2 + (z-z_0)^2 = r^2. \quad (2)$$

Из рис. 1 $x_0 = x_3 - \frac{l_{03}}{l_{31}} (x_3 - x_1)$;

$$y_0 = y_3 - \frac{l_{03}}{l_{31}} (y_3 - y_1);$$

$$z_0 = z_3 - \frac{l_{03}}{l_{31}} (z_3 - z_1),$$

где $l_{03} = l_0 \cos 2\varphi$;

$$l_{31} = \sqrt{(x_3 - x_1)^2 + (y_3 - y_1)^2 + (z_3 - z_1)^2}.$$

в) уравнение плоскости, проходящей через точку 2(x_2, y_2, z_2) перпендикулярно прямой 13:

$$l_1 (x-x_0) + m_1 (y-y_0) + n_1 (z-z_0) = 0 \quad (3)$$

где $l_1 = x_3 - x_1$, $m_1 = y_3 - y_1$, $n_1 = z_3 - z_1$ - коэффициенты, определяемые из уравнения прямой 13:

$$\frac{x - x_1}{l_1} = \frac{y - y_1}{m_1} = \frac{z - z_1}{n_1}$$

Координаты точки 3 (из рис. 1): $x_3 = -R \sin \alpha$;

$$y_3 = 0;$$

$$z_3 = -R \cos \alpha.$$

Координаты точки 1:

из рисунка 2: $y_1 = l_0 \sin (\varphi + \Delta\varphi)$;

из рисунка 3: $x_1 = x_3 + l_{x1} \cos \Delta\beta$;

$$z_1 = z_3 - l_{x1} \sin \Delta\beta.$$

Совместное решение уравнений (1), (2), (3) дает координаты точки 2 (x_2, y_2, z_2). Изменение высоты точки 2

$$\Delta z_2 = z_2 - z_0.$$

Изменение вертикального положения центра тяжести рамы $\Delta h_{\text{цт}}$ оценим как изменение высоты точки, лежащей на оси, т.е. на расстоянии, равном половине высоты треугольника 123. Точка 3 в рассмотрении принималась неподвижной, $\Delta z_3 = 0$ и

$$\Delta h_{\text{цт}} = 1/4 (\Delta z_1 + \Delta z_2).$$

Результаты расчетов применительно к катку КВ-01 при значениях параметров $R = 0,71$ м, $l_x = 0,71$ м, $l_y = 1,86$ м представлены на рис. 4, где показана зависимость изменения вертикального положения (высоты) центра тяжести рамы $\Delta h_{\text{цт}}$ от угла ее поворота относительно обечайки $\Delta \varphi$ для разного расстояния между роликами, расположенными на одной оси, l_y .

Из анализа зависимости рис. 4 следует, что при расстоянии между роликами, расположенными на одной оси, l_y , равном ..., при малых изменениях угла $\Delta \varphi$ центр тяжести рамы вальца приподнимается, что вызывает появление момента сил, стремящегося выровнять оси роликов относительно оси обечайки. Исходя из этого, можно сделать вывод, что конструктивная схема обечайки с тремя роликами при определенных параметрах обладает самоустанавливающей способностью. Использование конструктивной схемы с тремя опорными роликами позволит упростить конструкцию и повысить надежность виброволнового катка за счет уменьшения количества приводных и опорных роликов.

Библиографический список

1. Головнин А.А., Волков Д.И., Першин В.С. Виброволновой валец дорожного катка КВ-01 // Строительные и дорожные машины, 1999. N 5. - С. 16-17.

УДК 655.1 : 655.344 : 519.6

В.В. Мешков, Т.В. Корочкина
Тверской государственный технический университет

ОБ ЭЛАСТОГИДРОДИНАМИЧЕСКОМ РОЛИКОВОМ КОНТАКТЕ ОФСЕТНОЙ ПЕЧАТНОЙ МАШИНЫ

Введение. Полиграфические процессы печатания – такие, как офсетная печать и глубокая ротационная печать – для доставки наносимых красок используют систему роликов. В каждом отдельном контакте один из контактирующих роликов является жестким, а другой представляет собой жесткий внутренний элемент, покрытый мягким слоем эластомера.

В настоящей работе рассмотрен контакт зоны печатного контакта офсетной машины, а точнее процесс переноса краски в линейном упругом контакте между роликом, покрытым слоем офсетной резины, и жестким роликом. Несмотря на главенствующую роль этого процесса в получении качественного оттиска, в литературе практически отсутствуют работы, в которых напрямую исследовался этот процесс в реальной печатной машине. Это послужило основной причиной для проведения настоящего исследования.

Перед конструкторами печатных машин встает задача определения относительно большого числа геометрических и динамических факторов, в числе которых размеры контактирующих роликов, природа контакта, условия нагружения, свойства материалов, тепловое состояние контакта и другие. Ввиду влияния большого количества конструктивных параметров в контакте чисто экспериментальный подход для описания механизма переноса краски в полосовом контакте двух роликов в процессе печатания мало вероятен для понимания процессов, происходящих в контакте, и решения возникающих проблем. Это и явилось основной причиной для оценки возможности численного моделирования поведения в контакте.

В литературе было найдено всего несколько работ, описывающих физику печатного процесса. Так, в работах [1-3] течение краски между двумя роликами печатной машины базировалось на простейшей теории гидродинамического течения жидкости между двумя жесткими роликами. В более поздних работах [4,5] представлено численное решение для полосового контакта между жестким и мягким роликами. Было обнаружено, что вязкость жидкости и толщина пленки незначительно влияют на динамику жесткого контакта, и существенно зависят от вязкоупругих свойств мягкого ролика. В работе [5] на основе результатов работ [6,7] исследовано влияние нагрузки, скорости и вязкости на гидродинамическое течение в зазоре между роликами. Во всех этих работах предполагалось, что краска имеет свойства ньютоновской жидкости, что в значительной степени идеализировано [8].

В экспериментальных работах [2,9-13] исследовались такие явления, как кавитация, образование красочного тумана и брызг на выходе из зазора между роликами. Было установлено, что наибольшее влияние на эти процессы оказывает скорость вращения роликов. Во многих ранних работах после открытия эффекта эластогидродинамической смазки исследовалось поведение смазки между металлическими поверхностями, имеющими высокий модуль упругости. Однако в последнее время наблюдается возрастающий интерес к смазке мягких податливых поверхностей, таких, например, как эластомерные материалы. Исследование мягкого эластогидродинамического контакта требует расширения классической эластогидродинамической теории смазки для поверхностей с низким модулем упругости. Одним из многих преимуществ при использовании мягкого слоя эластомер-

ра на поверхности жесткого ролика является возможность формирования пленки смазки необходимой толщины, что невозможно для контакта двух жестких роликов.

Первыми работами, касающимися проблемы мягкого эластогидродинамического контакта, были работы [14, 15], в которых экспериментальным путем детально исследовано поведение радиального подшипника. Позднее был опубликован ряд работ [16-21], содержащих углубленные исследования таких подшипников. Однако все эти работы касались решения задач, в которых деформации были сравнительно малы. Для больших деформаций, которые на практике достигаются при работе подшипников, аналитическое решение так и не было получено.

Метод конечных элементов впервые был использован в работе [19] для расчета смазки мягкого слоя на жестком основании. Решение для контакта двух поверхностей, скользящих относительно друг друга было получено методом последовательных итераций для уравнений Рейнольдса и уравнений теории упругости. Расчеты показали, что толщина пленки и распределение давления зависят от толщины слоя и условий нагружения. Конечноэлементный подход был использован также для анализа эластогидродинамического поведения в уплотнениях деталей с возвратно-поступательным движением.

Математическая модель контакта роликов. Целью настоящей работы является разработка теоретической модели мягкого эластогидродинамического контакта офсетной печатной машины. Были приняты следующие основные допущения:

- 1) влиянием давления на вязкость жидкости в зазоре между роликами пренебрегаем вследствие малой величины давления, развивающегося в контакте;
- 2) ширина контакта имеет тот же порядок величины, что и толщина слоя эластомера;
- 3) упругое тело (слой резины) представляет собой не полуплоскость, а располагается на жестком основании.

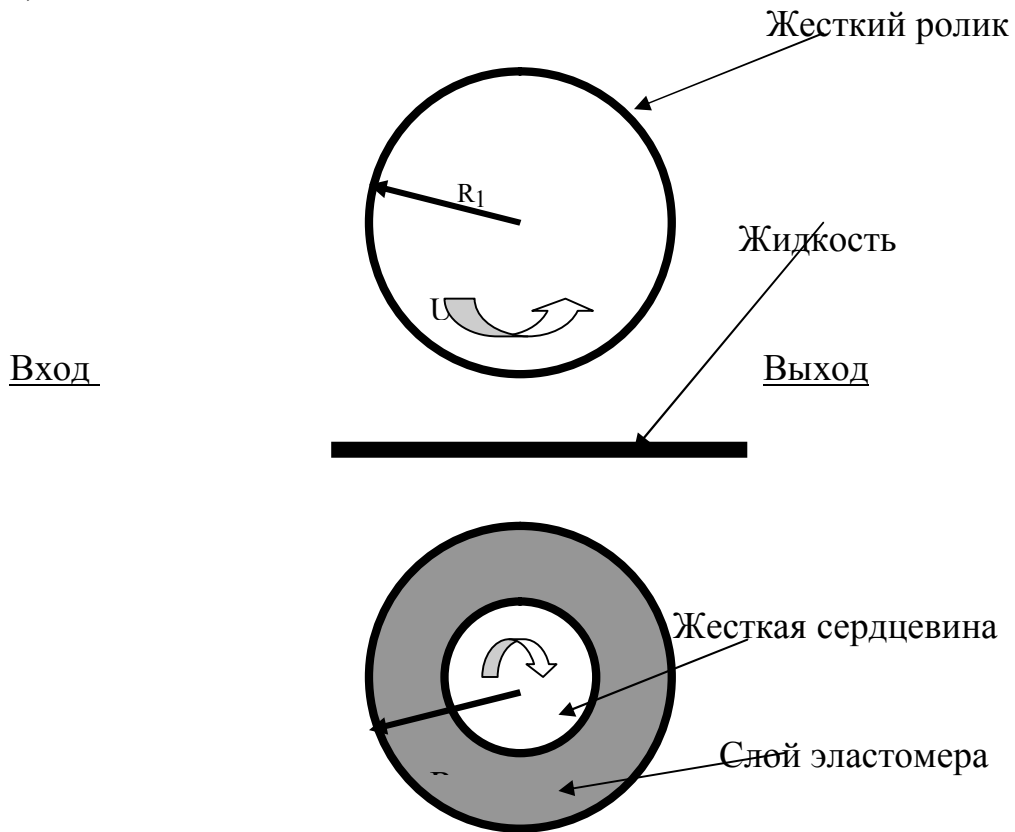
На рис. 1 представлена схема контакта печатающих роликов, один из которых покрыт слоем эластомера. Геометрия роликов представлена на рис. 1а. Предположим, что только слой резины деформируется, а ширина контакта мала по сравнению с радиусами роликов. Тогда задачу о контакте двух роликов можно свести к задаче о контакте ролика и слоя эластомера на жестком основании, рис. 1б.

Классическое уравнение для описания поведения пленки смазки известно как уравнение Рейнольдса [22]. Это уравнение хорошо описывает поведение ньютоновской жидкости, однако для описания поведения неньютоновской жидкости оно не пригодно. Уравнение Рейнольдса для распределения давления в пленке жидкости для линейного контакта имеет вид

$$\frac{d}{dx} \left(\frac{h^3 dp}{dx} \right) = 12\mu \frac{Udh}{dx},$$

где h – толщина пленки, p – давление, μ – вязкость жидкости, U – скорость скольжения. Здесь предполагается, что свойства жидкости по толщине пленки не меняются.

а)



б)

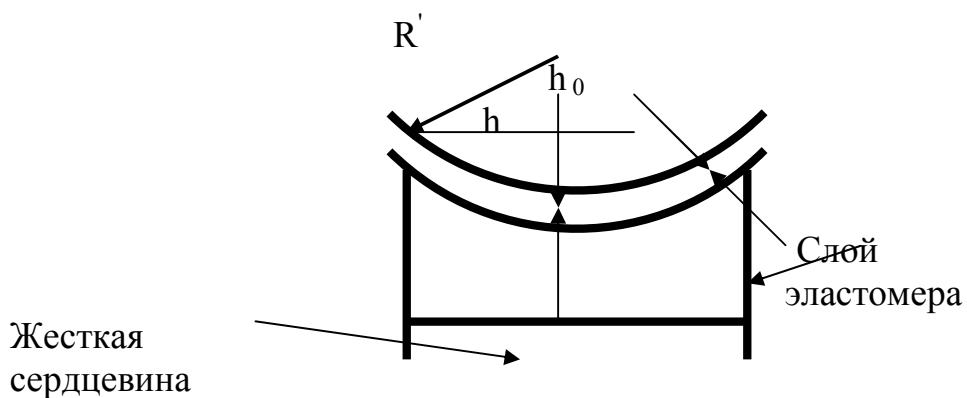


Рис. 1. Схема контакта печатающих роликов

Уравнение для толщины пленки можно записать в виде

$$h(x) = h_0 + \frac{x^2}{2R} + \delta(x),$$

где h_0 – минимальный зазор между поверхностями контакта при $x = 0$; R – эквивалентный радиус, $\delta(x)$ – величина упругой деформации резинового слоя. Граничные условия для жидкости: $P=0$ на входе в зону контакта, $x = x_{\text{вх}}$; $P = dp / dx = 0$ на выходе из зоны контакта, $x = x_{\text{вых}}$. Нормальная удельная нагрузка, действующая на ролики, может быть получена путем интегрирования давления в зоне контакта:

$$N = \int_{x_{\text{вх}}}^{x_{\text{вых}}} p dx$$

В случае течения неньютоновской жидкости вязкость жидкости переменна по толщине пленки, и уравнение для распределения давления в пленке может быть записано в виде

$$\frac{d}{dx} \frac{G dp}{dx} = \frac{U dh}{dx}.$$

Это уравнение было получено в работах [23, 24] из уравнения Навье-Стокса и уравнения неразрывности. Здесь

$$G = \int_0^h \frac{y(y-F)}{\mu} dy,$$

$$F_1 = \int_0^h \frac{y}{\mu} dy,$$

$$F_0 = \int_0^h \frac{1}{\mu} dy,$$

$$F = \frac{F_1}{F_0}.$$

Известно, что для псевдопластических жидкостей, к которым относятся большинство печатных красок, вязкость снижается с ростом скоростей сдвига. напряжение сдвига для таких жидкостей может быть представлено в виде

$$\tau = m \left| \frac{du}{dy} \right|^{n-1} \frac{du}{dy},$$

где m и n – коэффициенты жидкости, du / dy – скорость сдвига.

Для ньютоновской жидкости $n = 1$, $m = 1$. Величина n является мерой поведения жидкости. Для псевдопластических жидкостей $n < 1$.

Граничные условия для течения неньютоновской жидкости в зазоре между роликами могут быть описаны следующим образом

$$u = 0 \quad \text{при} \quad y = 0,$$

$$u = U \quad \text{при} \quad y = h$$

$$\frac{du}{dy} = 0 \quad \text{при} \quad y = \frac{h}{2}.$$

Для приближенной оценки поведения жидкости в зазоре между мягким и жестким роликами может быть использован метод конечных элементов, который позволит получить решение задачи эластогидродинамики для нерегулярной геометрии контакта, граничных условий и свойств жидкости.

Таким образом, предлагаемый подход позволит оценить влияние конфигурации роликов, условий нагружения и свойств материалов на течение печатной краски в зазоре между мягким и жестким роликами в процессе печати.

Библиографический список

1. Mill C.C. Behavior of printing ink on rollers // J. Oil and Col. Chem. Assoc. 1961. V. 44, P. 596-618.
2. Banks W.H. and Mill C.C. Some observations in the behavior of liquids between rotating rollers // Proc. Roy. Soc. 1954. V. 233a, P.414-419.
3. Taylor H.T. and Zettlemoyer A.C. Hypothesis in the mechanism of ink splitting during printing // J. TAPPI. 1958. V. 41, № 12. P. 749-757.
4. Dobbels F. and Mewis J. Analysis of nip flow operations involving a viscoelastic roller // Chem. Eng. Sci. 1978 V. 33, P.493-500.
5. MacPhee J., Shieh J. and Hamrock B.J. The application of elastohydrodynamic lubrication theory to the prediction of conditions existing in lithographic printing press roller nips. // Advances in Printing Sci. and Tech. 1992. V.21, P. 242-276.

6. Hamrock B.J. and Dowson D. Elastohydrodynamic lubrication of elliptical contacts for materials of low elastic modulus. I. Fully flooded conjunction // *Trans. ASME J. Lub. Tech.* 1978. V.100, № 2. P. 236-245.
7. Hamrock B.J. and Dowson D. Elastohydrodynamic lubrication of elliptical contacts for materials of low elastic modulus. II. Starved conjunction // *Trans. ASME J. Lub. Tech.* 1979. V.101, № 1. P. 92-98.
8. Williams C.H. *The printers ink handbook*. Published by Maclean Hunters Ltd., 1992.
9. Sjodahl L.A. Ink flow on rotating rollers // *American Ink Maker*. 1951. V. 29. № 3. P. 31-57.
10. Smith J.W. and Maloney J.D. Flow of fluids between rotating rollers // *J. TAPPI*. 1966. V. 49. P. 63A-66A.
11. Miller J C. and Myers R.R. A photographic studies of liquid flow in roll nip. // *Trans. Soc. Rheology II*. 1958. P. 77093.
12. Thompson I.G. and Young F.R. High speed photographic studies of ink filamentation // *J. Oil and Col. Chem. Assoc.* 1975. V. 58, P. 389-390.
13. Grubin A.N. Fundamentals of the hydrodynamic theory of lubrication of heavily loaded cylindrical surfaces. // *Proc. of Symp. on investigation of the contact machine components*. Moscow, 1949. Book № 30, DSIR Translation № 337.
14. Fogg A. and Hunswicks S.A. Some experiments with water lubricated rubber bearings. *General Discussin on Lubrication and Lubricants*, Inst. of Mech. Engr. London, 1937.
15. Higginson G.R. The theoretical effects of elastic deformation of the bearing liner on journal bearing performance // *Proc. of Inst. of Mech. Engrs.* 1965-1966, V.180. Pt. 3B. P. 31-38.
16. Hooke C.J., Brighton D.K. and O'Donoghue J.P. The effect of elastic distortion on the performance of thin shell bearings // *Proc. of Inst. of Mech. Engrs.* 1966-1967. V.181, Pt. 3B, P.63.
17. Brighton D.K., Hooke C.J. and O'Donoghue J.P. A theoretical and experimental investigation into the effect of elastic distortion on the performance of journal bearings // *Proc. of Inst. of Mech. Engrs.* 1967-1968. V.182. Pt. 3N, P.192.
18. O'Donoghue J.P., Brighton D.K. and Hooke C.J. The effect of elastic distortion on journal bearings performance // *Trans. ASME J. Lubric. Tech.* 1967-1968. V. 89, Series F. P.409.
19. Cudworth C.J. Friction of lubricated soft surfaces layers. // *Wear*. 1976. V. 37. P. 299-312.
20. Prati E. and Strozzi A. Elastohydrodynamic lubrication in elastomeric reciprocating seals. Part 2. Theoretical-experimental and numerical methods // *Plastic and Rubber Processing and Applications*. 1983. V.3, № 1. P.1-8.

21. Hamrock B.J. and Dowson D. ball bearing lubrication, the elastohydrodynamics of elliptical contacts // Published by J. Willey and Sons. New York, 1981.

22. Reynolds O. On the theory of lubrication and its application to Mr. Beauchamp Towers experiment // Phil. Trans. of the Royal Soc. London, 1886. V.177. P. 161-171.

23. Dowson D.A. A generalised Reynolds equation for fluid film lubrication // Int. J. Mech. Sci., 1962. V. 4. P.159-170.

24. Bird R.B. Stewart W.E. and Lightfoot E.N. Transport phenomena. Published by Willey, 1960.

УДК 621.891

С.В. Новоселов

Тверской государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАЗРАБОТКИ В ОБЛАСТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ТОРМОЗНОЙ СИСТЕМЫ АВТОМОБИЛЬНОГО ТРАНСПОРТА

1. Модернизация дисковых тормозов

Исследования дисковых тормозов, которые постепенно вытеснили барабанные, описаны в статье [1].

Какие же преимущества у дисковых тормозов? Тормозной момент на колесах пропорционален усилию, создаваемому приводом. Время срабатывания невелико, механизмы тормозов компактны, по сравнению с барабанными масса их невелика, а изношенные колодки легко заменить. Очень важно, что при нагреве характеристики дисковых тормозов довольно стабильны. Температурная стойкость выше, в частности из-за того, что диски лучше охлаждаются.

Вентилируемые дисковые тормоза позволили захватить новые плацдармы: такие тормоза справляются с большей нагрузкой. Их теперь можно увидеть и на грузовиках полной массой свыше 12 тонн, и на автобусах массой свыше 5 тонн. Правда, на этих машинах дисковый тормоз еще требует совершенствования.

Известно, что чем больше масса машины с грузом, тем сложнее спроектировать для нее тормоза. Основная причина - очень велика энергия, которую нужно превратить в тепло и рассеять, поэтому поверхность трения получается такой большой, что диск не умещается в колесе. Если его уменьшить, он растрескается из-за температурных напряжений. Нелегко подобрать фрикционный материал для колодки - испытывая сильные тепловые воздействия, он должен сопротивляться износу, выдерживать соприкосновения с диском, который вращается с большой скоростью, и т.п.

Кстати, с той же проблемой столкнулись конструкторы спортивных легковых машин - не случайно у них колеса больше, чем у иных грузовиков.

Теперь несколько слов о приводе. Здесь тоже конструкторам придется преодолевать трудности. Например, его передаточное число подобрать непросто, поскольку необходимо создать большое усилие на колодке, хотя зазор между поверхностями трения мал.

Следует также обеспечить автоматическую компенсацию износа колодок. Для гидравлического привода эти вопросы уже решены, но для тяжелых машин специалисты рекомендуют пневматический.

Дисковыми тормозами для большегрузных машин и автобусов уже несколько лет занимается кафедра "Автомобили" Московской государственной академии автомобильного и тракторного машиностроения. Не так давно найдено принципиально новое, можно сказать, нестандартное решение проблемы - дисковые тормоза с системой жидкостного охлаждения [1].

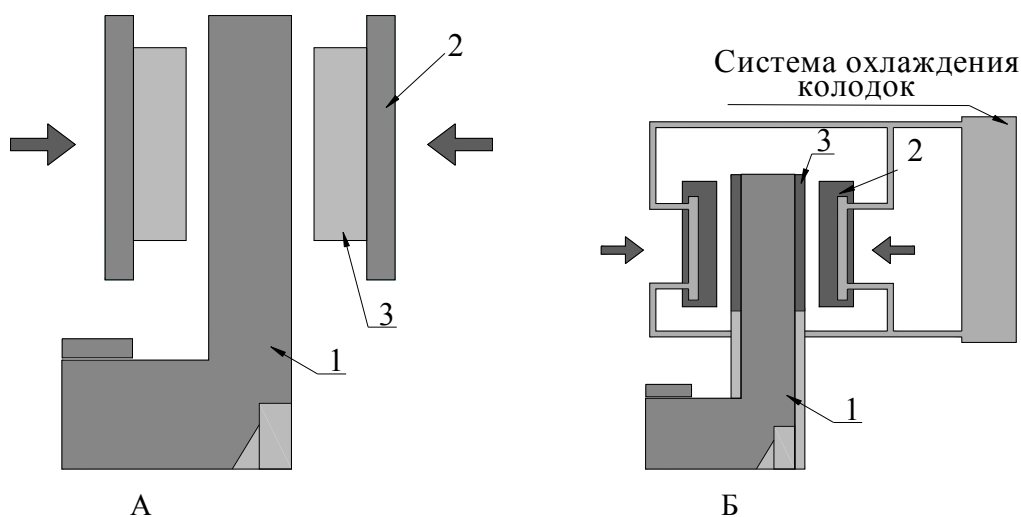


Рис. 1. Дисковые тормоза: а - существующая конструкция; б - новая;
1 - диск; 2 - колодки; 3 - фрикционный материал

Фрикционный материал теперь расположен не на колодке, а на диске (в опытных образцах он приклепан). В колодке, сделанной из чугуна, выполнены каналы для жидкости, которые штуцерами соединены с системой охлаждения (рис.1). В обыкновенном дисковом тормозе максимальная температура пары трения $600-800^{\circ}\text{C}$, а площадь соприкосновения деталей мала, поэтому требуются термостойкие и долговечные фрикционные материалы. У новой конструкции эта площадь больше, а температура не превышает $200-250^{\circ}\text{C}$. Требования к материалам снижаются, причем износ становится меньше. Правда, необходима система охлаждения, которая не так уж проста по устройству (рис. 2). Однако на большом грузовике ее легко разместить.

Опытный образец создан в лаборатории академии и испытан на стенде в НИИАТИ (Ярославль). Исследования подтвердили, что у новой конструкции термонагруженность деталей действительно намного меньше. При циклических торможениях температура остаётся стабильной, что важно для безотказной работы тормозов.

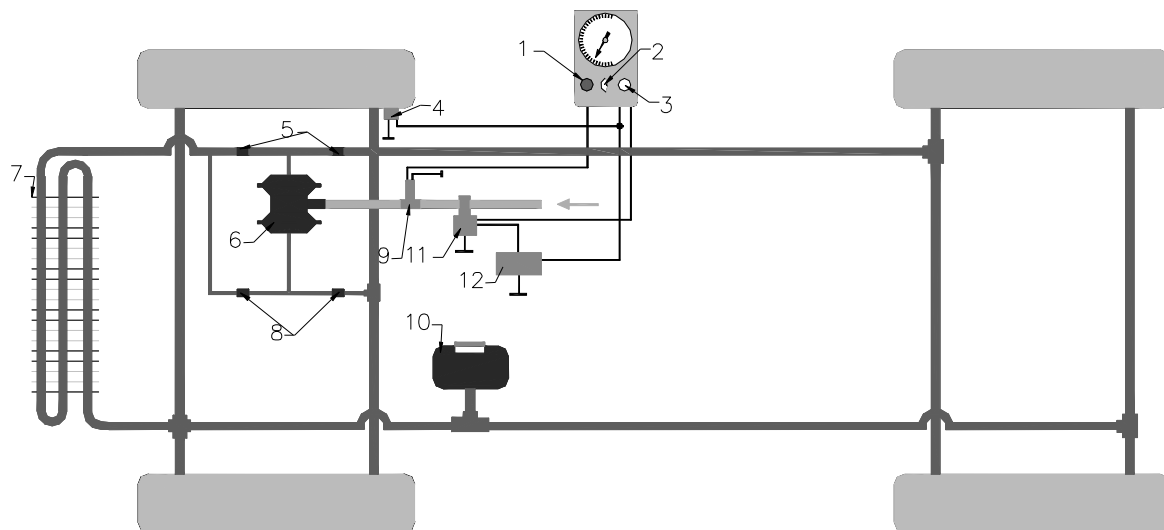


Рис. 2. Система жидкостного охлаждения тормозов: 1 - сигнальная лампа; 2 - указатель температуры; 3 - выключатель; 5 и 8 - обратные клапаны; 6 - двухдиафрагменный насос; 7 - охладитель; 9 - датчик сигнальной лампы; 10 - расширительный бак; 11 - электропневматический клапан; 12 - реле

2. Тормозные колодки нового поколения

За последние десять лет требования к тормозным колодкам особенно ужесточились. В высокоразвитых странах, в частности в Западной Европе, были приняты законы, категорически запрещающие использование колодок, изготовленных с применением асбестового волокна. Последнее, как выяснилось, провоцирует раковые заболевания у человека. Немногим производителям тормозных систем удалось преодолеть "асбестовый барьер". Наиболее успешно с этой задачей справилась западногерманская фирма ATE Bremsen, входящая в состав ITT Automotive Europe. О тормозных колодках нового поколения этой фирмы рассказывается в статье [2].

Иногда предприятия-изготовители указывают, что их колодки не содержат асбеста, но на самом деле он есть в промежуточных слоях материала. В колодках фирмы ATE Bremsen асбест полностью отсутствует. Они выполнены на другой основе. Эти колодки сохраняют высокий коэффициент трения, а следовательно, эффективность торможения в условиях большой влажности и воздействия растворов солей, используемых для борьбы

со льдом на дорогах. Но, наверное, самое ценное в новых колодках - срок службы примерно на 50% выше, чем у асбестовых.

В тормозных колодках нового поколения асбестовые волокна полностью заменены композицией материалов. Нет ни одного материала, который обладал бы свойствами асбеста, при этом не представлял бы опасности для здоровья людей и был бы не очень дорог. Например "кевлар"—материал, обладающий рядом ценных свойств и не распадающийся на мелкие волокна, дороже асбеста примерно в пятнадцать раз. Разработка новых колодок затруднялась еще и тем, что фундаментальной наукой трение изучено не полностью. Поэтому приходилось заниматься и исследованием основ.

Новые колодки обладают высокой механической, термической и химической стойкостью. Разработчикам новых колодок удалось сохранить при заданной упругости материала (от нее зависит комфорт при торможении) стабильным коэффициент трения в интервале от -50 до $+800^{\circ}\text{C}$.

Библиографический список

1. Селифонов В.В., Владимиров Н.А. / Тормоза будущего. // За рулем. 1997. № 3. С. 36.
2. Ледерер К. / Тормозные колодки нового поколения. // За рулем. 1996. № 4. С. 58.

СОДЕРЖАНИЕ

	стр.
Предисловие.....	3
Н.Б. Демкин Влияние шероховатости и свойств материала на пятна фактического контакта.....	4
В.Г. Копченков Влияние фрикционного контакта на траекторию движения твердой частицы при ударе.....	8
Н.Н.Дзекцер, А.Б.Николаев, Г.Ю.Авраменко Некоторые аспекты усовершенствования контактных соединений самонесущих изолированных проводов (СИП)	13
В.В. Измайлов, М.В. Новоселова К расчету усилия прессования дисперсного металлического материала.....	17
В.Ф. Безъязычный, Р.В. Любимов, М.В. Тимофеев Экспериментальное изучение процессов разрушения поверхностных слоев металлов при установившемся процессе фреттинг-изнашивания	24
В.Ф.Безъязычный, И.Н.Аверьянов, Б.М. Драпкин, М.В. Тимофеев Влияние демпфирующих покрытий на снижение шума и вибраций в двигателях внутреннего сгорания	28
О.А.Горленко, А.О.Горленко, Р.П.Костенко Технологическое обеспечение качества поверхности деталей машин с криволинейным профилем методом алмазного выглаживания.....	34
П.А. Борисов, В.В. Измайлов, М.В. Новоселова Экспериментальное исследование разрушения окисных пленок на металлических гранулах	45
В.А. Погоньшев, С.А. Погоньшев, Н.А. Романеев, А.П. Попов Влияние шероховатости поверхностей трибосопряжений на их демпфирующие свойства	50
А.Ф.Гусев, В.В.Измайлов Экспериментальное исследование процесса деформации при формировании электроконтактного соединения кабельных жил и наконечников методом опрессовки	56
А.А.Митюрёв Исследование электрических свойств композиционных жидкометаллических контактов.....	63
П.А. Борисов, М.В. Новоселова Исследование типа проводимости единичного контакта гранул порошкового материала	66
А.Ф. Гусев, А.А. Иванова, В.В. Измайлов Токосъемное устройство	70
А. Н. Болотов, И.Л. Абрамов Разработка технологии получения модификатора магнитных масел на основе мелкодисперсной меди и исследование триботехнических свойств модифицированных масел.....	72
Я.А. Судакова Методика подбора материалов пар для граничного трения.....	74

А.А. Ланков Условие минимального трения при скольжении упрочняющихся материалов.....	80
И.И. Беркович, Е.А. Чеснова Применение системы представлений о дистортности к процессу контактирования дисперсных материалов..	82
А.Н.Болотов, В.В.Новиков, О.О.Туманова Оценка работоспособности композиционного алмазосодержащего инструмента на керамической связке при обработке сверхтвердых материалов.....	86
А.А. Ланков Общность и отличия в деформировании упрочняющихся и неупрочняющихся упругопластических сред	89
А.А. Головнин, А.Ю. Егоров Исследование подвижности рамы виброволнового катка относительно обечайки при повороте вальца.....	99
В.В. Мешков, Т.В. Корочкина Об эластогидродинамическом роликовом контакте офсетной печатной машины	103
С.В. Новоселов Исследования и разработки в области совершенствования тормозной системы автомобильного транспорта.....	110

МЕХАНИКА И ФИЗИКА ФРИКЦИОННОГО КОНТАКТА

Межвузовский сборник научных трудов
Выпуск 7

Ответственный редактор Н.Б. Демкин
Редактор В.А. Румянцева
Технический редактор Г.В. Комарова

Подписано в печать

Формат 60 × 84 1/16

Физ. печ. л. 7,25

Тираж 130 экз.

Бумага писчая

Усл. печ. л. 6,74

Заказ №

Уч.-изд. л. 6,31

Издательство Тверского государственного
технического университета
170026. Тверь, наб. Афанасия Никитина, 22